

ПРОЧНОСТЬ И РЕСУРС ЖРД



ПРОЧНОСТЬ И РЕСУРС ЖРД



ПРОЧНОСТЬ И РЕСУРС ЖРД

ПЕРЕЧЕНЬ ОСНОВНЫХ ПРИНЯТЫХ СОКРАЩЕНИЙ

[illegible]

Год: 2011

ПРОЧНОСТЬ И РЕСУРС ЖРД

ПЕРЕЧЕНЬ ОСНОВНЫХ ПРИНЯТЫХ СОКРАЩЕНИЙ

АВД	– аварийное выключение двигателя
АДИ	– автономные доводочные испытания
АИ	– автономное испытание
АПЛ	– атомная подводная лодка
АЭ	– акустическая эмиссия
АЭС	– атомная электростанция
БМП	– быстроменяющийся процесс
БНА	– бустерный насосный агрегат
БНАГ	– бустерный насосный агрегат горючего
БНАО	– бустерный насосный агрегат окислителя
БСР	– бортовые счетчики ресурса
БЩУ	– блочные щиты управления
ВБР	– вероятность безотказной работы
ВИАМ	– Всероссийский институт авиационных материалов
ВИЛС	– Всероссийский институт легких сплавов
ВО	– водородное охрупчивание
ВХ	– водородная хрупкость
ГГ	– газогенератор
ГИИ	– горячее изостатическое прессование
ГИПХ	– Государственный институт прикладной химии
ГИРД	– Группа исследования ракетного движения
ГСТ	– главная ступень тяги
ЖРД	– жидкостный ракетный двигатель
ЗУ	– запальное устройство
ИМАШ РАН	– Институт машиноведения им. А.А. Благонравова Российской академии наук
ИМГОЛ	– импульсная голография
ИМЕТ РАН	– Институт металлургии Российской академии наук
ИПМ РАН	– Институт прикладной математики Российской академии наук

ИИМех РАН	Институт проблем механики Российской академии наук
ИПП НАНУ	Институт проблем прочности Национальной академии наук Украины
ИПРиМ РАН	Институт прикладной механики Российской академии наук
КБ	конструкторское бюро
КБХА	Конструкторское бюро химической автоматики
КБЭМ	– Конструкторское бюро энергомашиностроения
КВИ	– контрольно-выборочные испытания
КВО	– критически важный объект
КВТ	– коэффициент весовой точности
КД	– конструкторская документация
КИ	– контрольные испытания
КИМ	– коэффициент использования металла
КИН	– коэффициент интенсивности напряжений
КПЭО	– комплексный план экспериментальной отработки
КС	– камера сгорания
КТИ	– контрольно-технологические испытания
КТС	– контроль технического состояния
ЛА	– летательный аппарат
ЛКИ	– летные конструкторские испытания
ЛМР	– линейная механика разрушения
МАИ	Московский авиационный институт – Технический университет
МАТИ	– Московский авиационный технологический институт – Технический университет
МГТУ	– Московский государственный технический университет им. Н.Э. Баумана
МГУ	Московский государственный университет
МКЭ	– метод конечных элементов
МЦУ	– малоцикловая усталость
НДС	– напряженно-деформированное состояние
НИИ	– научно-исследовательский институт
НИИ ТП	– Научно-исследовательский институт тепловых процессов
НСТД	– наземная система технической диагностики
ОДУ	– объединенная двигательная установка
ОКБ	– опытное конструкторское бюро
ОТР	– объект технического регулирования
ПГС	– пневмо-гидравлическая схема

ПН	предварительное насыщение
ПСТ	– предварительная ступень тяги
РК	– рабочее колесо
РКТ	– рабочее колесо турбины
РКК “Энергия”	– Ракетно-космическая корпорация “Энергия”
РКК	ракетно-космический комплекс
РМ	– рулевая машинка
РМТ	режим малой тяги
РН	– ракета-носитель
САЗ	– система аварийной защиты
САОЗ	– система автоматической оперативной защиты
САПР	– система автоматизированного проектирования
СНТК им. Н.Д. Кузнецова	– Самарский научно-технический комплекс им. Н.Д. Кузнецова
СПИ	– специальные испытания двигателя
СРТ	– скорость роста трещины
СТД	– система технического диагностирования
СТС	– сложная техническая система
ТВ	– термовидение
ТЗ	– техническое задание
ТККН	– теоретические коэффициенты концентрации напряжений
ТНА	– турбонасосный агрегат
ТНАГ	– турбонасосный агрегат горючего
ТНАО	– турбонасосный агрегат окислителя
ТУ	– технические условия
ТЭС	– теплоэлектростанция
УЗД	– ультразвуковая диагностика
ФМИ НАНУ	– Физико-механический институт Национальной академии наук Украины
ХП	– химическое производство
ЦИАМ	– Центральный институт авиационного моторостроения
ЦНИИМАШ	– Центральный научно-исследовательский институт машиностроения
ЦНИИТМАШ	– Центральный научно-исследовательский институт технологии машиностроения
ЦНИИЧМ	– Центральный научно-исследовательский институт черной металлургии
ЭВМ	– электронная вычислительная машина

ВВЕДЕНИЕ

Жидкостные ракетные двигатели (ЖРД) являются одними из наиболее сложных и ответственных элементов ракетно-космических систем гражданского и оборонного назначения на всех стадиях их создания и применения. Их от большинства изделий общего и специального машиностроения отличают:

- исключительная по интенсивности эксплуатационная нагрузка, создаваемая механическими, тепловыми, аэрогидродинамическими, вибрационными воздействиями;

- сложность конструктивных форм несущих элементов, создающая высокую концентрацию напряжений от указанных выше воздействий;

- широкий спектр конструкторских материалов, включая высокопрочные, термостойкие, хладостойкие, коррозионно- и эрозиянностойкие сплавы, стали, композиционные и керамические материалы;

- огромный набор технологических процессов, состоящий из отдельных или комбинированных обработок (механической, термической, термо-механической, химико-термической, порошковой, взрывной, ионноплазменной, лазерной), а также широкий набор соединений материалов (сварка, наплавка, пайка, диффузионные соединения, напыление);

- высокий уровень, многообразие методов и средств контроля физико-механических свойств конструкционных материалов и их соединений, включая практически все известные стандартные, унифицированные и специальные испытания лабораторных образцов;

- многопараметрическая дефектоскопия и дефектометрия материалов, полуфабрикатов и готовых изделий на всех стадиях изготовления, испытаний и эксплуатации;

- строго нормированная и научно обоснованная технология испытаний моделей, деталей, узлов, агрегатов и натурных ЖРД в условиях нагружения, приближающихся к эксплуатационным;

тщательный и регламентированный анализ отказов, аварий и катастроф, позволяющий установить причины, сценарии и последствия их возникновения и развития и разрабатывать научно-технические и инженерно-технологические мероприятия по предупреждению указанных неблагоприятных событий;

- высокий уровень нормирования расчетов и испытаний на прочность, ресурс и надежность на стадиях проектирования, изготовления, испытаний, доводки, отработки и эксплуатации ЖРД;

- использование в практике ракетного двигателестроения новейших достижений науки, техники и технологий (включая комбинированные ионно-плазменные и нанотехнологии) из смежных областей - ракетные и реактивные авиационные двигатели, реакторы, генераторы, турбины атомной и тепловой энергетики, энергоустановки надводных, подводных судов, двигатели внутреннего сгорания наземного транспорта, ядерные, плазменные и электрические ракетные двигатели.

В настоящей серии монографий по исследованиям прочности, ресурса и безопасности ЖРД с учетом отмеченного выше рассматриваются четыре базовые группы проблем:

- конструктивные формы, материалы, технологии, условия нагружения и нормативные методы расчетов на прочность и ресурс;

- расчетное и экспериментальное определение номинальных и местных напряженно-деформированных состояний несущих элементов ЖРД;

- расчетно-экспериментальное обоснование критериев и параметров прочности, ресурса и безопасности ЖРД с учетом конструктивных форм, материалов, технологий, условий нагружения и напряженно-деформированных состояний;

- анализ безопасности и рисков создания и использования ЖРД.

В этой книге освещены результаты фундаментальных и, преимущественно, специальных научных исследований процессов деформирования и разрушения при широкой вариации условий нагружения, дающих базовую информацию для нормативных и уточненных методов анализа прочности и ресурса.

Указанные исследования выполнялись совместно на протяжении нескольких десятилетий Институтом машиноведения Российской академии наук (ИМАШ РАН), Конструкторским бюро химавтоматики (КБХА), Центральным научно-исследовательским институтом машиностроения (ЦНИИМАШ), Конструкторским

бюро энергомашиностроения (КБЭМ). Московским авиационным институтом – техническим университетом (МАИ).

При этом в научно-методических разработках и исследованиях использовались результаты таких организаций, как Центральный институт авиационного моторостроения (ЦИАМ), Всероссийский институт авиационных материалов (ВИАМ), Научно-исследовательский институт тепловых процессов (НИИТП), Московский государственный университет (МГУ), Институт проблем прочности (ИПП, Украина) и Физико-механический институт (ФМН, г. Львов, Украина).

На протяжении этих лет непрерывно возрастали рабочие параметры ЖРД (по тяге, импульсу, ресурсу, температуре, давлениям, оборотам, маневренности), что предопределяло усовершенствование методов, систем и средств расчетов и испытаний, а также уровень требований к прочности, ресурсу и безопасности.

Существенный вклад в постановку и решение научно-технических задач прочности, ресурса ЖРД внесли выдающиеся ученые из указанных институтов и конструкторских бюро – академики С.В. Серенсен, А.Д. Конопатов, Н.Д. Кузнецов, Г.С. Писаренко, В.Т. Трощенко, В.В. Панасюк, А.А. Лебедев, члены-корреспонденты академий наук – А.А. Ильюшин, В.П. Радовский, В.И. Труфяков, А.П. Гусенков, профессора – А.В. Кармишин, Н.И. Пригоровский, Р.М. Шнейдерович, В.П. Дегтярев, И.А. Биргер.

В настоящей книге показаны:

- этапность развития фундаментальных исследований по прочности и ресурсу сложных технических систем, начиная с 30-х годов прошлого века и кончая первым десятилетием XXI века;

- совершенствование методов многокритериальной оценки прочности и ресурса материалов, изделий, узлов агрегатов и сборок ЖРД;

- соотношение между обязательными традиционными и новыми подходами к обоснованию предельных состояний, запасов прочности и ресурса ЖРД;

- формирование критериев сопротивления деформированию и разрушению, уравнений состояния и их параметров для соответствующих условий эксплуатационного нагружения;

- возможности учета и уточненного расчета эффектов взаимодействия повреждающих факторов при испытаниях и эксплуатации ЖРД, в том числе при комбинированных термомеханических циклических повреждениях;

- роль нелинейной механики разрушения для обоснования живучести поврежденных элементов;

значение количественной оценки показателей прочности и ресурса для ЖРД в соответствии с требованиями закона о безопасности объектов технического регулирования (ОТР) и решениями Совета Безопасности Российской Федерации о повышении защищенности критически важных объектов (КВО) инфраструктуры от чрезвычайных ситуаций.

Вместе с другими публикациями этой серии настоящая книга будет способствовать дальнейшему проведению фундаментальных и прикладных исследований, направленных на повышение важнейших показателей прочности, ресурса и безопасности жидкостных ракетных двигателей, а также на использование результатов этих исследований в других отраслях новой техники – ракетно-космической, авиационной, энергетической, транспортной.

Раздел I

ФУНДАМЕНТАЛЬНЫЕ ОСНОВЫ АНАЛИЗА ПРОЧНОСТИ И РЕСУРСА ЖРД

Глава 1

ПОСТАНОВКА КОМПЛЕКСНЫХ ПРОБЛЕМ ОЦЕНКИ ПРОЧНОСТИ, РЕСУРСА И БЕЗОПАСНОСТИ ЖРД

1.1. Базовые параметры ЖРД для оценки прочности и ресурса

Жидкостные ракетные двигатели (ЖРД) как основные составные элементы ракет стали интенсивно разрабатываться в 30–40-е годы XX века в нашей стране и за рубежом [1–3] на базе теории реактивного движения, заложенной в трудах Н.М. Кибальчича, К.Э. Циолковского в конце XIX–начале XX в. За последние 75 лет в исследованиях, создании и использовании ЖРД пройден огромный путь – если тяга первых двигателей, разработанных “Группой исследования ракетного движения” (ГИРД), составляла единицы и десятки килограммов, то объединенная двигательная установка “Энергия–Буран” уже имела тягу в момент старта более 3500 т [4]. Увеличение этого базового параметра ЖРД составило более $3 \cdot 10^5$ раз. Энерговооруженность единицы массы этих двигателей по сравнению с традиционными двигателями внутреннего сгорания возросла более чем в 10^3 раз.

Существенное развитие ЖРД, как двигателей военного назначения, получило в период Второй мировой войны в Германии, а как ускорителей самолетов – в СССР, Англии, США. Послевоенные разработки ЖРД выполнялись в первую очередь как в нашей стране, так и за рубежом в интересах повышения военного потенциала противоборствующих великих держав (СССР, США) и военных блоков (НАТО, Варшавский договор). Эти же разработки находили свое применение в ракетных комплексах для мирного исследования космического пространства.

Не рассматривая здесь детально принципы, особенности, базовые параметры, технические характеристики, конструкторские решения целых поколений ЖРД (это является целью специального тома настоящей серии), можно только отметить, что такие всемирно известные ракетные системы с ЖРД, как Фау-2, Р-7, Н-1, "Аполлон", "Спейс Шаттл", "Протон", "Энергия-Буран", "Мир", МКС в свое время являлись вершиной научно-технических достижений человечества в ракетной и ракетно-космической технике. Выдающимися отечественными исследователями и конструкторами ЖРД [3] являются С.П. Королев, В.П. Глушко, М.К. Янгель, А.Д. Конопатов, Н.Д. Кузнецов, В.П. Радовский, Б.А. Катаргин, Б.А. Соколов, В.С. Рачук, В.Я. Лихушин, А.В. Кармишин, Р.М. Гнесин. К числу соответствующих зарубежных разработок, несомненно, следует отнести разработки В. фон-Брауна (Германия, США), а также разработки, выполненные ракетными и космическими центрами и агентствами Германии, США, Великобритании, Японии, Китая, Индии, Европы.

Проблемы прочности, ресурса и безопасности ЖРД решались параллельно с проблемами конструирования, изготовления, испытаний, доводки и эксплуатации энергоустановок ракетно-космических комплексов (РКК). Жидкостные ракетные двигатели так же, как твердотопливные, электрические, плазменные, ядерные энергоустановки РКК, рассматривались как самостоятельные маршевые двигатели, создающие базовый вектор тяги, так и вспомогательные, входящие в объединенные двигательные установки (ОДУ) и обеспечивающие ориентацию, коррекцию траекторий, торможение.

Эти функции ЖРД существенно расширили типы горючего и окислителей, диапазоны их рабочих параметров – тяги, длительности работы, число включений, температуры, давления. Достаточно сказать, что в состав ОДУ РКК "Энергия-Буран" входили в общей сложности 48 двигателей (в том числе РД-170, РД-0120, 17Д16). Эти двигатели по ряду показателей превосходили зарубежные (например, кислородно-водородный двигатель SSME системы "Спейс Шаттл" уступает двигателю РД-0120 конструкции КБХА [4]). В испытаниях РД-0120 были достигнуты рекордные пуски по длительности – 1200 с, по режиму – до 122%, по суммарной наработке – до 5000 с, по числу включений – до 30.

Разработки и модернизация двигателя РД-170 позволили создать его новую модификацию РД-180 для американских ракет-носителей (РН) "Атлас-3" и "Атлас-5". Исключительно важным при этом было сокращение при общей наработке 20 000 с числа испытанных двигателей с 70 до 10.

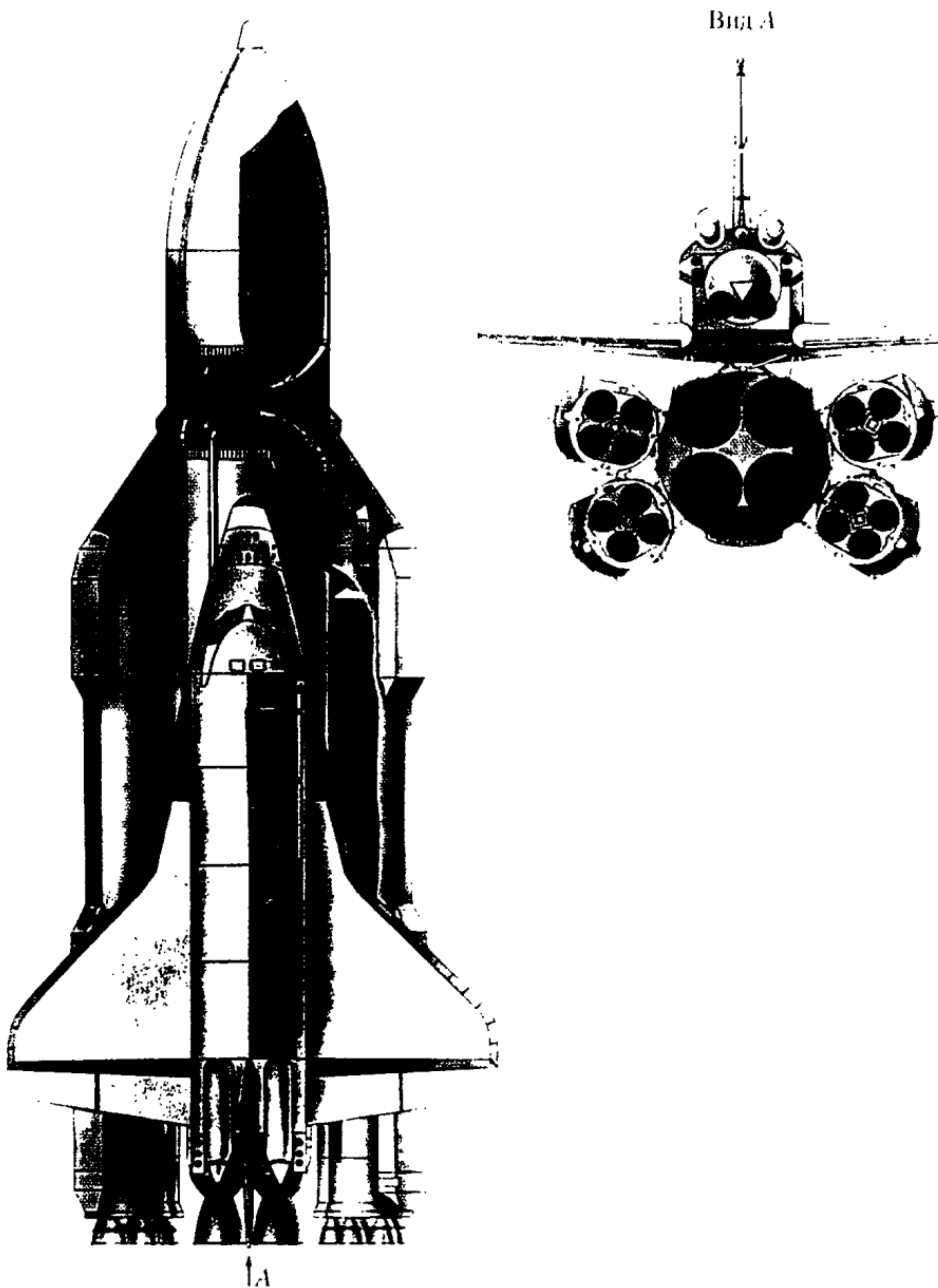
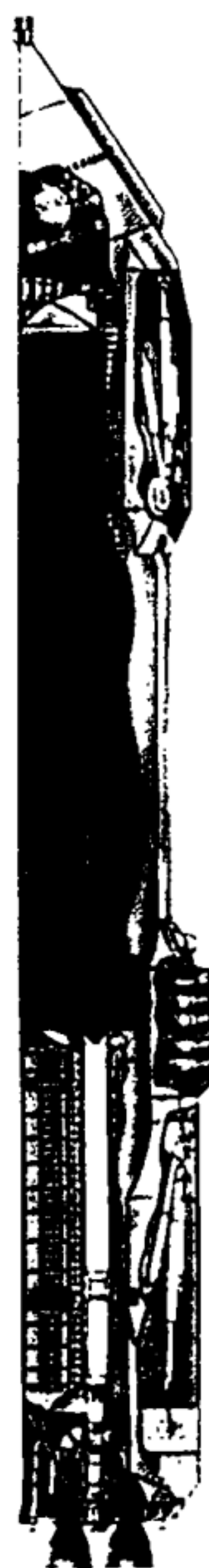


Рис. 1.1. Многоразовый ракетно-космический комплекс (МРКК) "Энергия-Буран"



a



b

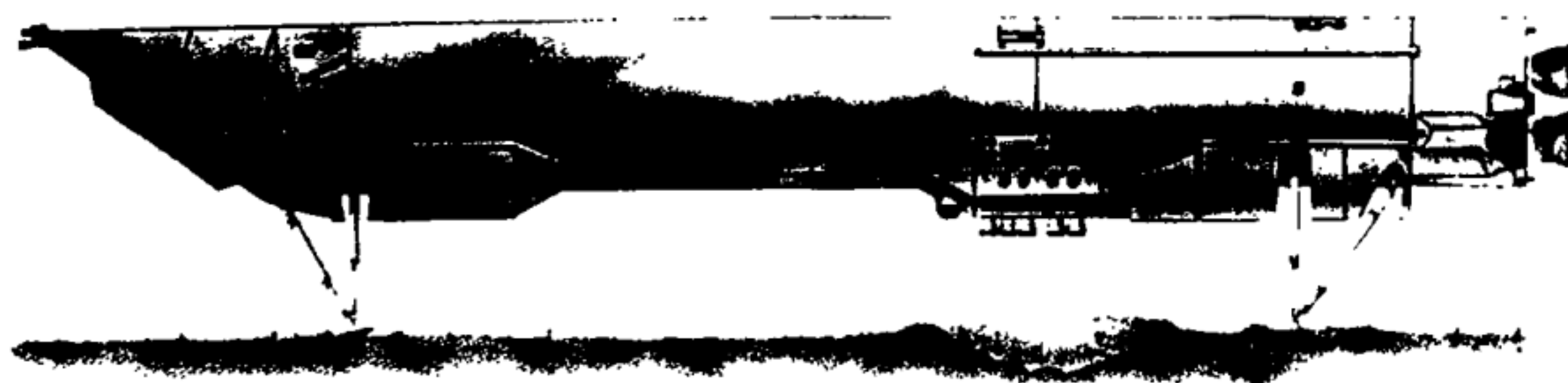


Рис. 1.2. Разгонный блок МРКК “Энергия–Буран”

a – блок *A*; *b* – блок *A* после посадки

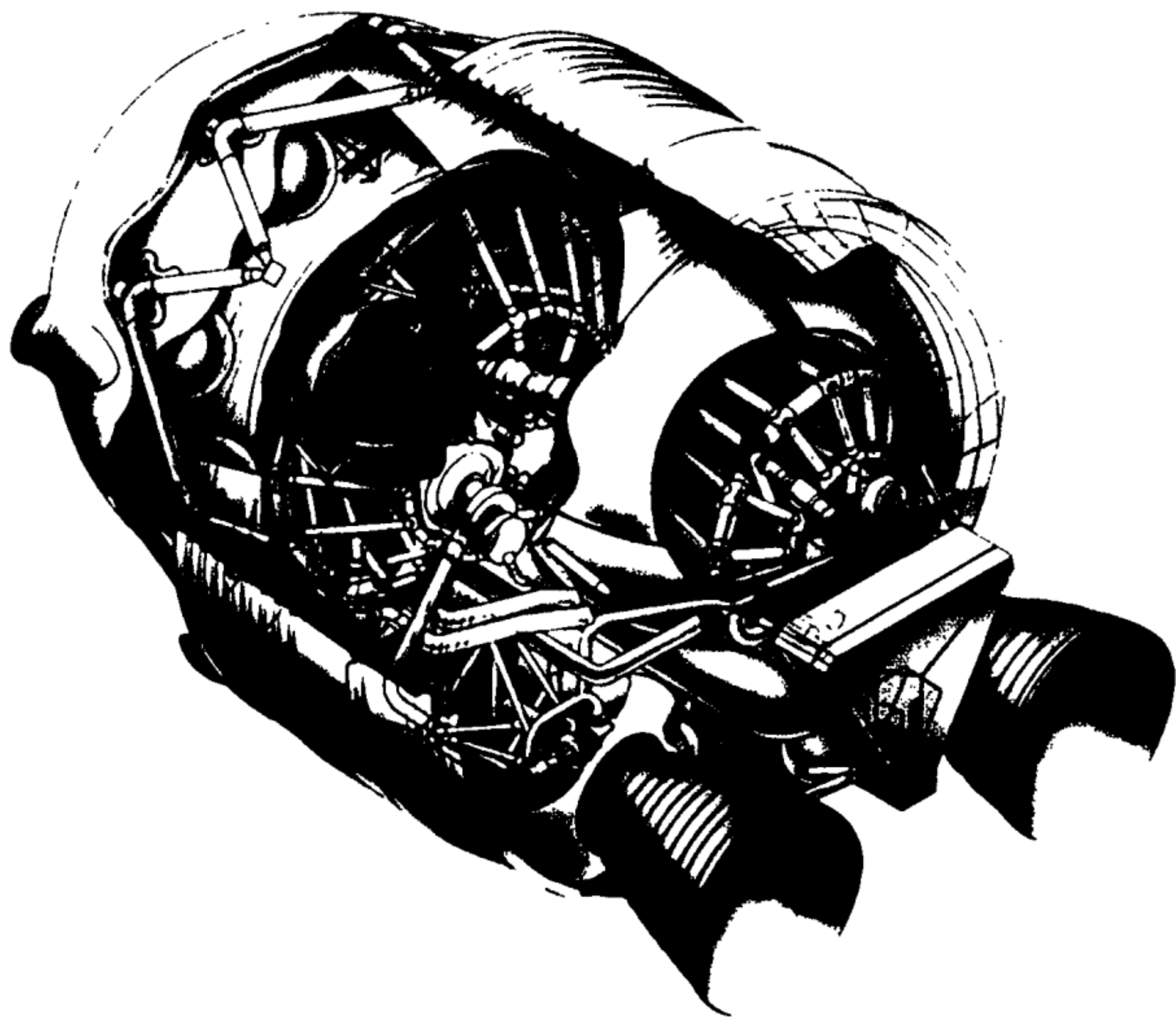


Рис. 1.3. Базовый блок объединенной двигательной установки орбитального корабля "Буран"

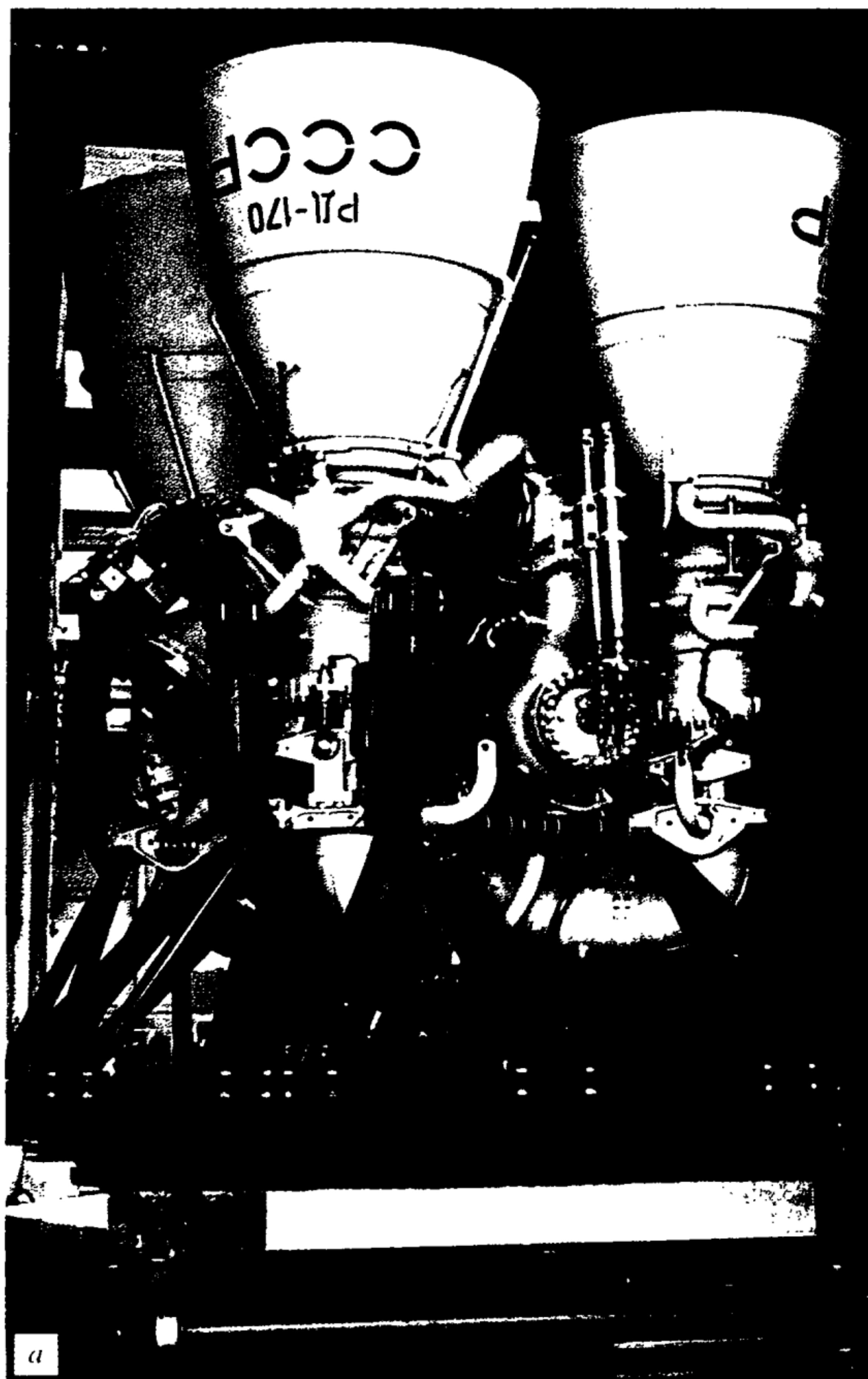


Рис. 1.4. Жидкостный ракетный двигатель первой ступени РН “Энергия” ..
РД-170 (а) и маршевый двигатель РН “Энергия” – РД-0120 (б)

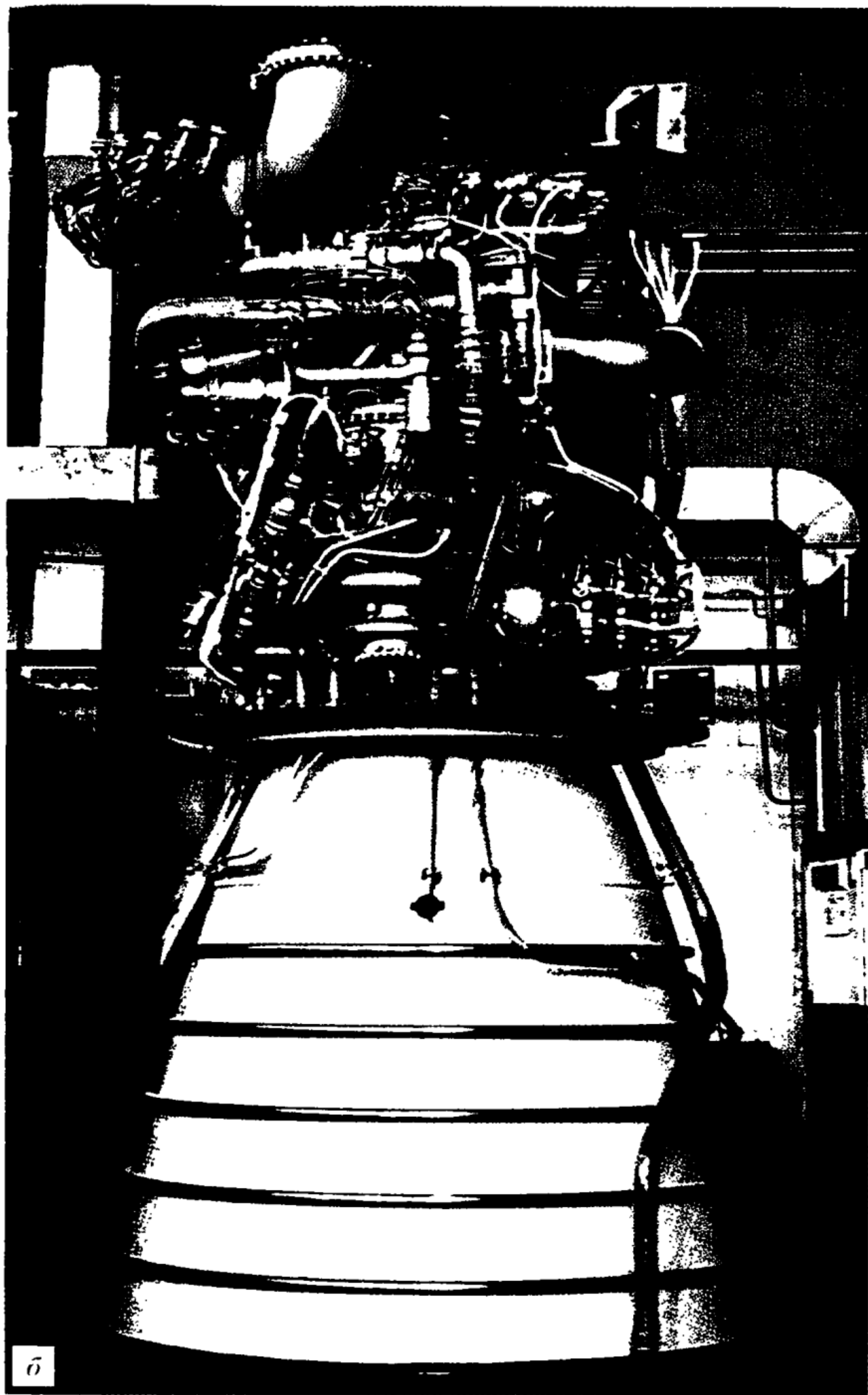
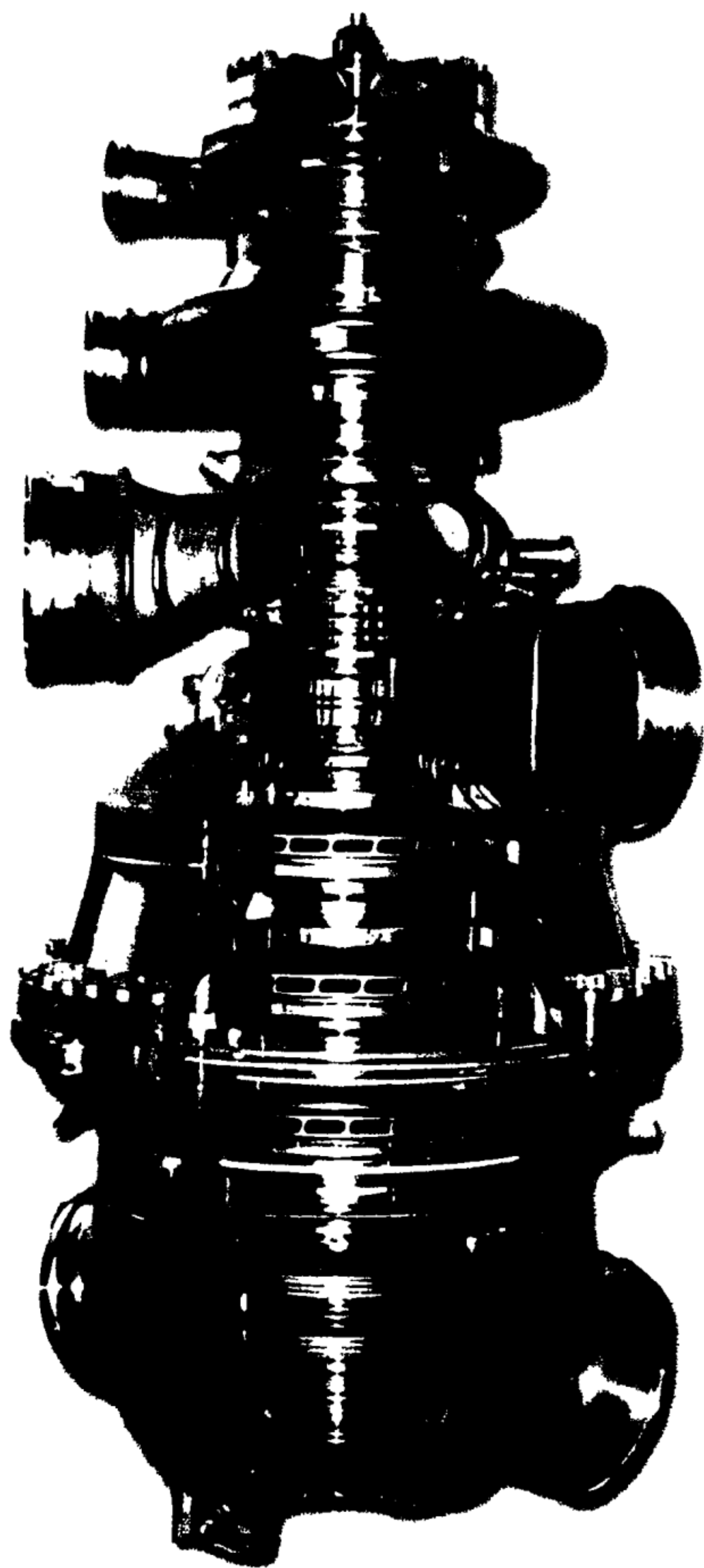




Рис. 1.5. Основной турбонасосный агрегат двигателя РД-170 (а) и турбонасосный агрегат двигателя РД-0120 (б)



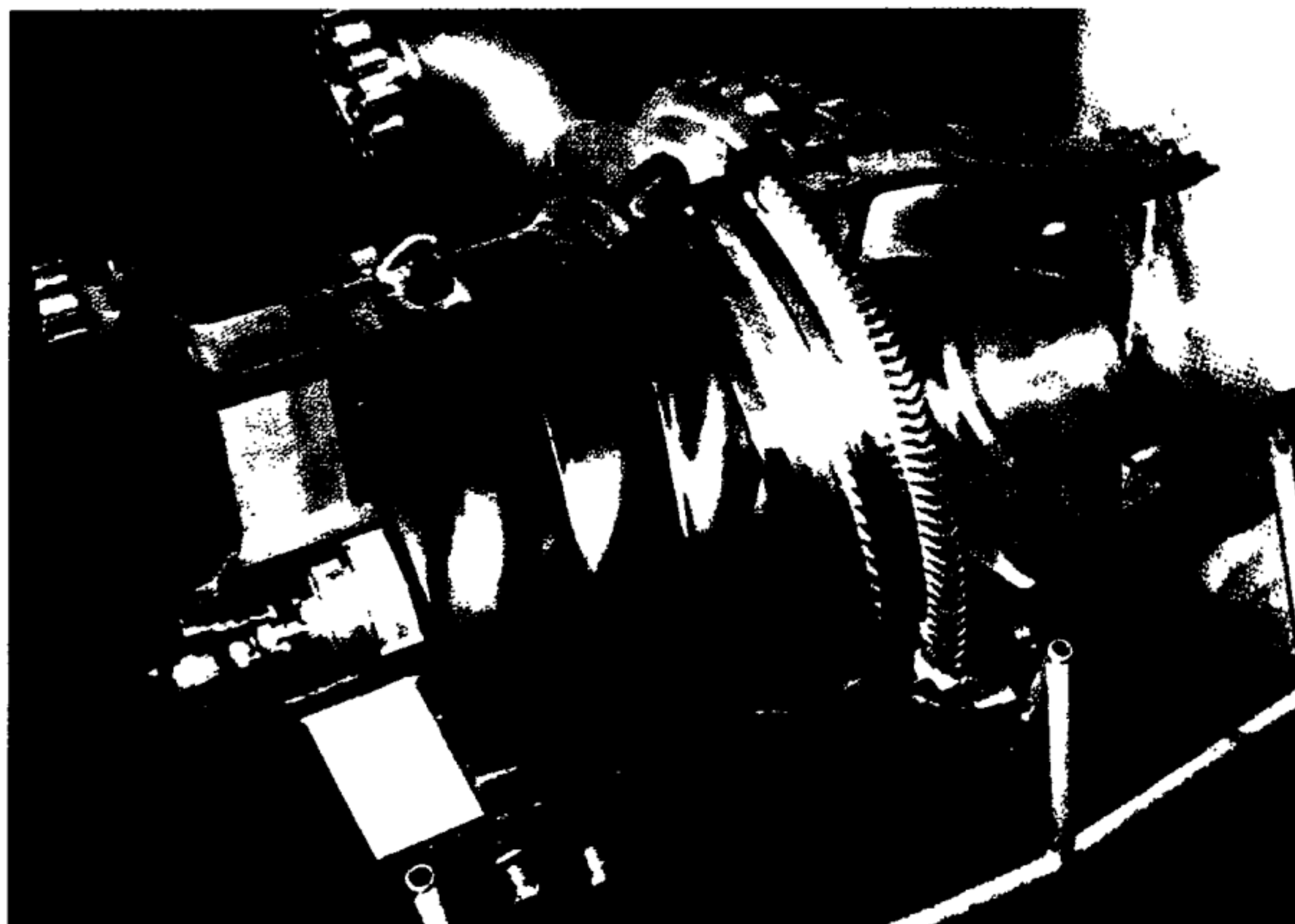


Рис. 1.6. Бустерный насосный агрегат двигателя РД-170

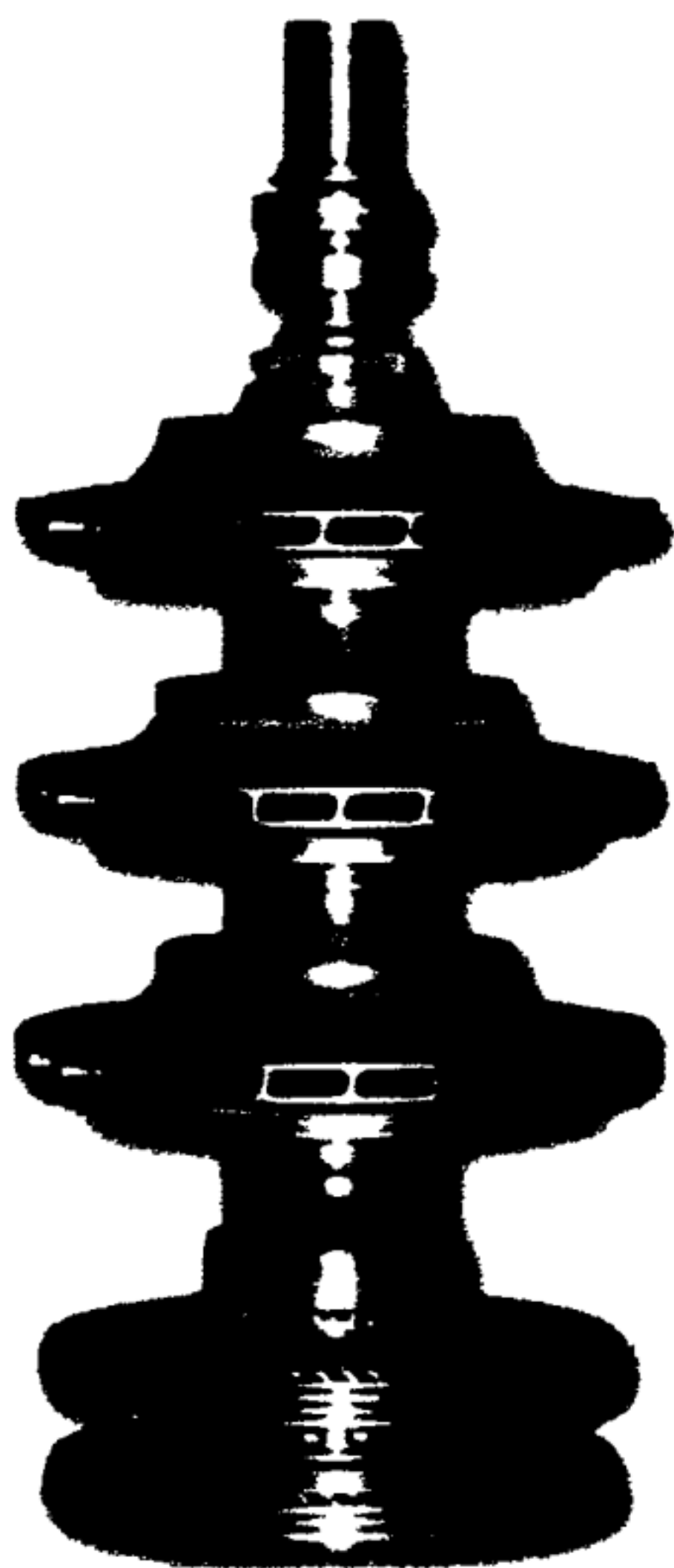


Рис. 1.7. Ротор турбонасосного агрегата двигателя РД-0120 с рабочими колесами.

На базе кислородно-водородного двигателя РД-0120 были созданы ЖРД новых поколений – РД-0146 и РД-0126.

Эти достижения в ракетном двигателестроении в значительной степени продвинули постановку и решение большого числа принципиально новых комплексных задач в области прочности, ресурса и безопасности. Такие задачи решались и решаются совместно ведущими институтами Российской академии наук (Институт машиноведения – ИМАШ, Институт проблем механики – ИПМех, Институт прикладной математики – ИПМ, Институт прикладной механики – ИПРиМ), ведущими НИИ (Центральный научно-исследовательский институт машиностроения – ЦНИИМАШ, Научно-исследовательский институт тепловых процессов – НИИ ТП, “Центр Келдыша”) и конструкторскими бюро Роскосмоса (Ракетно-космическая корпорация – РКК “Энергия”, Конструкторское бюро энергомашиностроения – КБЭМ, Конструкторское бюро химавтоматики – КБХА), а также вузами (МГТУ, МГУ, МАИ, МАТИ, КуГТУ).

В фундаментальных и прикладных исследованиях прочности, ресурса и безопасности ЖРД велика заслуга отмеченных выше ученых из этих научных и конструкторских организаций.

Для оценки сложности и важности решения этих задач следует отметить, что ЖРД в составе ОДУ фактически обеспечивают [4] запуск РН, выход на орбиту, маневрирование, сход с орбиты, торможение и приземление ракетно-космических систем Энергия–Буран (рис. 1.1, см. вкл.) в режиме одноразового или многоразового использования. Они могут входить в разгонные и возвращаемые блоки (рис. 1.2, см. вкл.), в орбитальные корабли (рис. 1.3, см. вкл.), в систему управления полетом.

Базовыми компонентами ЖРД (рис. 1.4, 1.5, см. вкл.) являются:

- камеры сгорания (КС) и сопла,
- турбонасосные агрегаты (ТНА) (рис. 1.5, см. вкл.).
- бустерные насосные агрегаты (рис. 1.6, см. вкл.).

В маршевых двигателях типа РД-170 и РД-0120 число деталей достигает 5000–5500.

Условия работы деталей, узлов, агрегатов крайне сложны – температуры рабочих процессов изменяются в пределах от минус 250 °С до плюс 3000–3500 °С, давление – от 0,05 до 600 атм (бар), скорости вращения роторов ТНА (рис. 1.7, см. вклейку) достигают 50 000 об/мин, вибрации находятся в диапазонах частот от 10 до 10 000 Гц, число включений – от 4 до 20 000, числа циклов термомеханического, вибрационного, аэрогидродинамического нагружения – от 10^0 до 10^9 , скорости движения жидких компонентов топлива – до 200 м/с, газов в соплах – до 3500 м/с, время работы – от десятков секунд до десятков лет.

При этих условиях нагружения номинальные напряжения достигают предела текучести конструкционных материалов, а локальные в зонах концентрации – могут превосходить его, делая традиционный запас по пределу текучести n_t меньше единицы (в разделе II запасы определены буквой K , согласно “Нормам прочности”). При указанных режимах в ряде случаев заведомо не удастся исключить образование макротрещин в наиболее нагруженных зонах (с коэффициентами концентрации α_σ от 1 до 5–7). Толщины стенок несущих элементов ЖРД изменяются в пределах от 0,5 до 50–60 мм.

Кроме того, традиционного анализа предельных состояний (по возникновению пластических деформаций и по началу образования трещин оказывается недостаточно – и надо вводить новые типы предельных состояний (в том числе по развитию трещин и по началу возгорания металла) с учетом рабочих сред. Наряду с линейной и нелинейной механикой деформирования и разрушения для обоснования прочности, ресурса и безопасности ЖРД необходимо использовать представления о механике катастроф и теории рисков.

Сводные данные о расчетных случаях и расчетных параметрах приведены в табл. 1.1.

Таблица 1.1. Расчетные случаи и расчетные параметры для оценки прочности и ресурса ЖРД

Параметр	Обозначение	Значение параметра	
		min	max
Давление, бар	p	0,05	600
Температура, °C	t	–253	+3 500
Скорость вращения, об/мин.	ω	2500	50 000
Частота нагружения и вибраций, Гц	f	10	10 000
Число включений	N_v	1	20 000
Число циклов нагружения	N	10^0	10^9
Скорость течения рабочих сред, м/с	v	200	3 500
Время работы, с	τ	10^1	$3 \cdot 10^8$
Теоретический коэффициент концентрации	α_σ	1	5–7
Размеры поперечных сечений (толщин), мм	s	0,5	60
Коэффициент влияния рабочих сред (жидкость, газ)	–	Низкий	Высокий
Предельные состояния (пластические деформации, разрушение, возгорание)	–	Раздельные	Сочетания

Для изготовления несущих элементов ЖРД используется широкий набор преимущественно металлов и сплавов на железной, никелевой, титановой, алюминиевой основе. В качестве базовых технологий используются: механическая, термическая, термомеханическая, химическая, химико-термическая, электродуговая, электронскровая, плазменная, лазерная, порошковая, гидромпульсная, взрывная технологии. Штатный контроль металлов и соединений осуществляется практически всеми известными методами – механическими разрушающими и неразрушающими, ультразвуковыми, рентгеновскими, порошковыми, магнитными, акустическими, акусто-эмиссионными и др.

Для уточненного анализа состояния металла, дефектности и нагруженности ЖРД применяют методы тензометрии, голографии, интерферометрии, фотоупругости, термовидения. Указанные выше вопросы являются предметом рассмотрения в двух других книгах настоящей серии.

Ниже изложены научные основы методов исследования прочности и ресурса на базе стандартных, унифицированных и специальных механических, термомеханических, циклических и динамических испытаний, изложены общие подходы к исследованию запасов прочности и ресурса, входящих в количественные оценки безопасности и рисков; освещены их особенности применительно к ЖРД, даны рекомендации по проведению расчетов и испытаний в обоснование прочности и ресурса ЖРД.

1.2. Формирование общих требований к прочности, ресурсу и безопасности ЖРД

Используемые в настоящее время основные принципы задания и обеспечения прочности, ресурса и безопасности эксплуатации объектов и систем ракетной техники и, в частности, мощных жидкостных ракетных двигателей (ЖРД), как отмечалось в п. 1.1, сложились в СССР и США в начале 1950-х, конце 1970-х годов [5].

Необходимо отметить, что в обеих странах эти принципы в большинстве случаев были весьма близки между собой, поскольку определялись не только состоянием науки и техники того времени, но и тем обстоятельством, что исходными данными для их разработки в обеих странах послужили не только национальные экспериментальные данные, но и результаты создания и эксплуатации ракеты V-2 (Фау-2) в Германии периода Второй мировой войны.

Следует также отметить, что в нормативной документации того времени требования по прочности (по запасам статической прочности n_σ) были простейшими, а нормативные требования по ресурсу n_N , надежности n_P и безопасности n_R практически отсутствовали.

При этом под прочностью понималась способность ЖРД выдерживать требуемое давление, а также монтажные и эксплуатационные нагрузки без разрушения при испытаниях, запуске и полете заданной продолжительности. На практике в 50–60 годы XX в. функции этих понятий в значительной мере выполнялись за счет использования стандартизированного понятия “надежность” ЖРД. Она понималась и понимается как свойство ракетного двигателя находиться в работоспособном состоянии без разрушения ($n_\sigma \geq 1$) в течение установленного срока службы ($n_N \geq 1$) при установленных условиях его эксплуатации, технического обслуживания и ремонтов (последнее относится только к двигателям многоразового использования).

Приведенное выше определение надежности показывает, что она является комплексным понятием, включающим такие свойства двигателя, как прочность, безотказность, ресурс, долговечность, сохраняемость и ремонтпригодность, и может численно оцениваться формулой

$$P(t_s) = K_r \cdot P(t_{to}) \cdot P(t_{xp}) \cdot P(t_p), \quad (1.1)$$

где $P(t_s)$ – вероятность безотказной эксплуатации при указанных выше условиях; K_r – оценка вероятности того, что в произвольный момент срока службы двигатель не находится в ремонте (техническом обслуживании):

$$K_r = 1 - t_{to} \cdot K/t_s, \quad (1.2)$$

где t_{to} – продолжительность ремонта, а $P(t_{to})$ – вероятность выполнения технического обслуживания за это время; K – количество запланированных циклов технического обслуживания за установленный срок эксплуатации t_s двигателя многоразового использования; $P(t_{xp})$ – вероятность сохранения работоспособности в течение заданного срока хранения t_{xp} ; $P(t_p)$ – вероятность (обычно нижней границы $P_n(t_p)$, задаваемой с доверительной вероятностью) безотказной работы ЖРД в течение заданного времени полета t_p .

Следует отметить, что величины первых двух сомножителей (K_r и $P(t_{to})$) существенно увеличиваются, если обслуживание и ремонты двигателя выполняются не по временному регламенту, а по его “техническому состоянию”, а для ЖРД однократного использования эти сомножители в формуле отсутствуют.

В общем случае подразумевалось, что выполнение требований (1.1), (1.2) технического задания (ТЗ), оцениваемых по характеристикам прочности и надежности, гарантирует и соответствующую безопасность эксплуатации изделий ракетной техники. Однако в ряде конкретных случаев, когда катастрофический отказ (взрыв) ЖРД может, например, помешать спасению экипажа пилотируемой ракетной системы (спасению опасного груза, например, атомной энергетической установки) или привести к очень большим убыткам (например, взрыв ракеты при запуске с наземного или морского стартового комплекса), целесообразно введение дополнительных требований по безопасности и риску.

Использование подобных подходов к сложным техническим системам (СТС), в том числе к ракетно-космическим комплексам (РКК), должно означать, что нижняя граница вероятности отсутствия подобной катастрофы должна быть примерно на порядок выше нижней границы, оцениваемой по общепринятым критериям надежности.

Важной характеристикой, связанной с надежностью и безопасностью двигателя, является его наработка или продолжительность работы на один цикл эксплуатации, называемая единичным рабочим ресурсом двигателя. Для ЖРД однократного использования единичный рабочий ресурс одновременно является просто рабочим ресурсом. В том случае, если цикл эксплуатации двигателя предусматривает наземные технологические испытания, предшествующие полету, длительность рабочего ресурса превышает продолжительность работы в полете на время работы двигателя при подобных испытаниях. Для двигателей многократного использования оговаривается как единичный рабочий ресурс, так и полная наработка за все время их эксплуатации, называемое рабочим ресурсом. Тогда измерение ресурса ведется по параметрам времени и числу циклов.

В США также принято задавать гарантийные запасы работоспособности двигателей, называемые "квалификационным временем работы". Например, для ЖРД F-1 – первой ступени ракеты-носителя "Сатурн-V", который в полете включался один раз и работал примерно 160 с, требовалось квалификационное время работы 2250 с при 20 запусках (включениях).

Общая задача создания и эксплуатации систем ракетной техники и, в частности, двигателей, как и стало традиционным в машиностроении, разделялась на четыре этапа: проектирование, конструкторские (или доводочные) испытания, контроль качества готовой продукции при серийном производстве (и контроль стабильности технологии этого производства) и этап эксплуатации

двигателей при полетах ракет боевого или коммерческого назначения.

Кратко характеризуя использованную методологию проектирования и испытаний, необходимо отметить, что она была основана на детерминированном подходе, не позволяющем оптимизировать решения задач, возникающих при анализе таких сложных технических систем, как РКК, тем более, что прочностные расчеты осуществлялись с использованием единых для данной отрасли коэффициентов запаса прочности.

Подобный подход не мог обеспечить не только необходимый ресурс, но и требуемую высокую безопасность, одновременно приводя к перетяжелению ракетных систем, а следовательно, к уменьшению полезной нагрузки ракет-носителей. Ясно, что оба эти обстоятельства существенно удорожали эксплуатацию ракетной техники.

Эти выводы убедительно демонстрируются анализом результатов эксплуатации ракет-носителей (РН) коммерческого назначения за последние 40–50 лет, иллюстрируемые графиками на рис. 1.8, на котором показаны изменения оценок вероятности P безотказной работы (ВБР) при эксплуатации ракет-носителей с достаточно большой статистикой полетов по числу пусков N . По времени создания ракет их можно условно разделить на три поколения.

Типичными представителями первого поколения являются ракеты-носители “Атлас” (США) и “Протон” (Россия), имевшие соответственно при 50 и 100 полетах 16 и 24 и 11 и 17 отказов.

Проведенные работы по улучшению ВБР позволили существенно уменьшить количество отказов и РН второго поколения, типичными представителями которого являются РН “Дельта-2”, “Титан” (США) и “Ариан” (Франция). У этих ракет количество отказов (при том же количестве полетов) составляло 3 и 9, 5 и 8, 5 и 7 соответственно.

Однако при дальнейшей эксплуатации ракет-носителей второго поколения их ВБР росла медленно, оставаясь близкой к РН первого поколения (например, у “Протона” при 252 полетах $P = 0,913$).

Наилучшие результаты достигнуты у части ракет-носителей третьего поколения, к которым можно отнести разгонный блок ДМ (Россия) и “Шаттл” (США). У блока ДМ на первых 50 полетах отказы отсутствовали, а при 100 полетах произошло три отказа. Соответственно у “Шаттла” один отказ произошел на 25-м полете (гибель “Челенджера”), а затем еще 65 полетов выполнены успешно до катастрофы с “Колумбией”. Необходимо отметить,

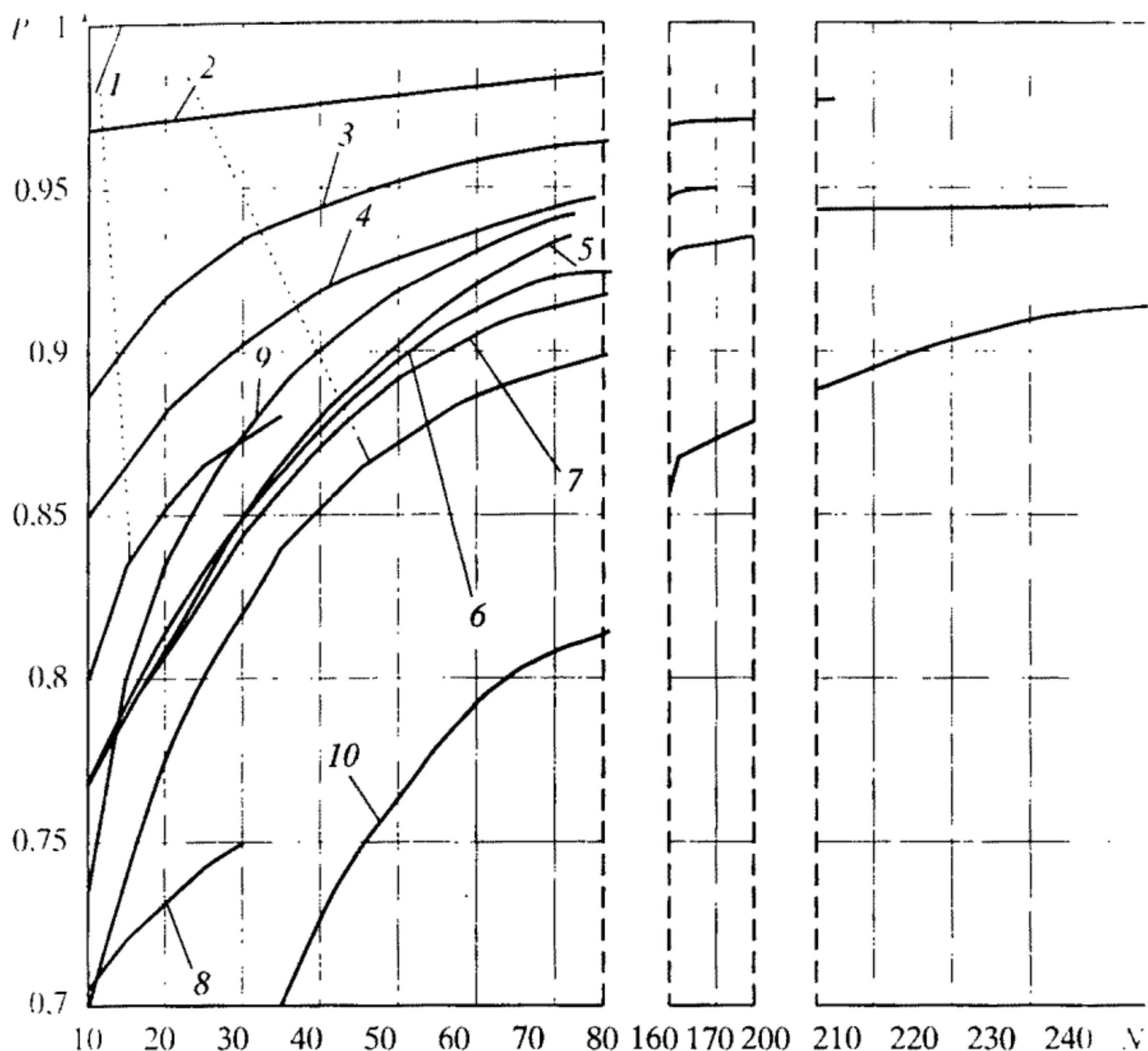


Рис. 1.8. Связь между вероятностью безотказной работы и числом пусков ракет-носителей

1 - Сатурн; 2 - Шаттл; 3 - Блоки; 4 - Центавр; 5 - Титан-3; 6 - Ариан; 7 - Дельта; 8 - Зенит; 9 - Атлас; 10 - Протон

что устранение последствий (ущербов) только первой катастрофы обошлось США, по данным различных источников, в сумму от 9 до 15 млрд долл. Из них около $(5 \div 8) \cdot 10^9$ долларов было затрачено на устранение недостатков конструкции и постройку еще одного экземпляра "Шаттла". Приведенные данные по вероятностям P и ущербам U являются показателями рисков R , количественно характеризующих безопасность

$$R = P \cdot U. \quad (1.3)$$

Большие потери возникли из-за срыва контрактов, вызванных более чем двухлетней задержкой полетов "Шаттла". В этой связи была осознана необходимость перехода к оценке безопасности и рисков ракетно-космической техники. Успехи в этих двух случаях

были достигнуты различными методами. Высокая надежность "Шаттла" была обеспечена за счет успешной работы наземной системы технической диагностики (НСТД), обнаружившей неисправности двух маршевых ЖРД SSME в промежутках между полетами, и бортовой системы аварийной защиты (САЗ), обнаружившей неисправности у пяти двигателей SSME непосредственно в процессе старта, и прекративших запуски.

Следовательно, если бы эти системы отсутствовали, то при 80 полетах "Шаттла" был бы не один, а восемь отказов, т.е. надежность собственно конструкции носителя не превышала бы среднюю надежность, достигаемую у ракет-носителей второго поколения, не имевших САЗ (т.е. $P = 0,9$). Аналогичные результаты были получены и при 32 полетах РН "Сатурн", когда в трех случаях аварийные двигатели были выключены бортовой САЗ, а задачи полета выполнены за счет ЖРД, оставшихся исправными (необходимо отметить, что от 30 до 100% всех отказов ракет-носителей происходили их-за двигателей).

Представляется, что в настоящее время задача существенно увеличения надежности и безопасности ракет-носителей и их двигателей, как и других СТС, может быть решена в рамках системного анализа, с использованием новейших вероятностных методов расчетов и методов вероятностной механики разрушения машин, работающих при многокомпонентных, нелинейно взаимодействующих нагрузках.

В то же время представляется, что подобной корректной постановкой задачи на проектирование РН является не обеспечение "оптимальных" параметров ракеты-носителя вообще (например, минимизация стартовой или сухой массы, обеспечение максимально достигнутой надежности и др.), а оптимизация решения задач прочности, ресурса и безопасности, ради которых создается данная конкретная ракета-носитель.

Подобное решение может быть найдено, если в качестве критерия оптимизации задач прочности, ресурса и безопасности, решаемых ракетой-носителем (или комплекса достаточно однородных задач), выбрать стоимость безопасного вывода единицы массы полезной нагрузки на заданную орбиту.

Важнейшим обстоятельством при этом является учет не только стоимости самой ракеты и ее характеристик, а вообще всех затрат, связанных с решением подобных задач (т.е. всех затрат на проектирование, изготовление, отработку и эксплуатацию всех ее subsystem, включая затраты на полигоны, поля отчуждения, штрафы и убытки при отказах РН).

В оценку рисков стали включаться все убытки из-за необеспеченности их прочности, ресурса и надежности, ведущей к авариям и катастрофам. В качестве граничных условий решения задачи оптимизации прочности, ресурса, надежности и безопасности должны выполняться все требования заказчика, например, масса полезной нагрузки, выводимая РН за один запуск, время ее создания, сроки и условия эксплуатации.

Очевидно, что оценки всех параметров должны осуществляться вероятностными методами и определяться поставленными задачами. Например, если стоят задачи пяти- и пятидесятикратных полетов на Луну, то в первом случае оптимальным по суммарным расходам средств и времени будет выбор более пониженных параметров РН (в том числе по надежности и безопасности).

Существенного уменьшения затрат средств и сроков отработки двигателей можно достичь, объединяя наземную систему технической диагностики (НСТД) и бортовую систему аварийной защиты (САЗ) в единую подсистему с ЖРД, т.е. проектируя и отработывая двигатель со встроенными элементами этих систем. При подобном конструкторском решении можно более чем на порядок увеличить вероятность безотказной работы (ВБР) всей подсистемы "НСТД–САЗ ЖРД", т.е. ВБР двигательной установки РН. Задача оптимизации запасов прочности и ресурса создаваемой конструкции двигателя должна решаться вероятностными методами с учетом многокомпонентных нагрузок, воздействующих на его агрегаты.

Например, при работе камеры сгорания ЖРД с бронзовыми стенками в них возникают напряжения не только из-за перепадов давлений, но и гораздо более высокие (на порядок) термические напряжения из-за перепадов температур (по времени и толщине стенки), превышающие 5000 МПа.

Кроме того, эти стенки подвержены воздействию ползучести, водородной коррозии, механической и термической малоцикловой усталости и газодинамической эрозии. Поэтому на основе натурных экспериментов необходимо оценивать не одномерную прочность, а живучесть агрегатов – их способность работать заданное время при воздействии взаимодействующих многокомпонентных нагрузок. При этом живучесть должна оцениваться, исходя не из средних коэффициентов запаса по ресурсу и безопасности, а по результатам работы в двигателе данного конкретного типа на режимах, задаваемых техническим заданием.

Подобный подход позволяет свести к требуемому минимуму потенциальную вероятность отказов, аварий и катастроф.

Потенциальные возможности, заложенные на этапе проектирования двигателя, должны быть реализованы на этапе его доводочных (конструкторских) испытаний, которые завершаются стендовыми испытаниями двигателей в составе ступени (блока) изделия и летными испытаниями (ЛКИ).

Целью работы на этом этапе должно быть обеспечение соответствия разрабатываемого типа двигателя всем требованиям технического задания (ТЗ), а достигаться эта цель должна за счет разделения двигателя, как системы, на две независимые подсистемы (параметрическую и функциональную) и использования оптимальных методов испытаний для их отработки. Для параметрической подсистемы подобным методом является многофакторный эксперимент, а для системы функционирования — испытания до предельного состояния (т.е. до выключения ЖРД системой САЗ с последующей переборкой, с заменой отказавших агрегатов и продолжением испытаний). Дефектация отказавших агрегатов позволяет оперативно выявлять причины их отказов и недостатки конструкции.

Системность подхода в этом случае заключается и в том обстоятельстве, что отработка обеих подсистем осуществляется на одной и той же материальной части: сначала на каждом двигателе осуществляются многофакторные эксперименты, а затем испытания до предельного состояния с последующей переборкой. Такой подход позволяет осуществить все доводочные испытания не на 50–250, а на 10–20 экземплярах ЖРД.

На этапе серийного производства двигателей основной целью становится обеспечение соответствия как нормативным требованиям по прочности и ресурсу, так и требованиям законодательства в сфере безопасности (1995–2008 гг.) и технического регулирования (2002–2010 гг.) уже не данного типа двигателей, а каждого конкретного поставляемого экземпляра ЖРД. Поэтому наряду с использованием статистических методов (которые необходимо использовать, например, для контроля стабильности технологии производства двигателей) еще большее влияние приобретает использование при испытаниях неразрушающих методов контроля технического состояния продукции и создаваемых на их основе систем НСТД и САЗ.

Сами испытания организуются обычно либо по схеме контрольно-выборочных испытаний (КВИ) чаще для двигателей, работающих на коррозионно-активных компонентах топлива, либо по схеме сплошного контроля с контрольными технологическими испытаниями (КТИ) каждого изготовленного экземпляра. В последнем случае целесообразно использование КТИ двигателей

без последующих переборок, включающих участок работы при нагрузках, превышающих максимально возможные нагрузки в полете.

Отсутствие переборки двигателей устраняет возможность установления условий возникновения дефектов, связанных с этой операцией (правда, в этом случае к конструкции двигателя предъявляются дополнительные требования в части отсутствия узлов и агрегатов однократного срабатывания и возможности очистки полостей после испытаний от остатков компонентов топлива без разборки двигателя). Перегрузки при КТИ обеспечивают выявление и устранение дефектов изготовления агрегатов двигателя. Это объясняется, с одной стороны, тем, что вероятность выявления скрытых дефектов практически у всех средств и методов технической диагностики увеличивается при увеличении нагрузок на испытываемый агрегат, с другой. – тем, что перегрузка позволяет отбраковать агрегаты с потенциально опасными дефектами, типа трещин.

Двигатели, выдержавшие технологические испытания, комплектуются в партии, от которых производятся выборочные испытания. Эти испытания также целесообразно производить по методикам ускоренных и утяжеленных испытаний.

Использование подобных методов испытаний, наряду с использованием систем НСТД и САЗ, позволяет оптимальным образом решить задачу третьего этапа – обеспечение соответствия требованиям безопасности каждого изготовленного экземпляра двигателя. Кроме того, используя для обработки результатов испытаний КИ и КВИ статистические методы, в частности, аппарат контрольных карт результатов испытаний, можно успешно контролировать стабильность технологии производства двигателей.

Наконец, цель четвертого этапа – выполнение программы полета изделия после реализации промежуточных целей первых трех этапов работ – может быть достигнута, если будут решены все вопросы отработки подсистемы эксплуатации двигателей. С точки зрения надежности одной из основных задач этой подсистемы, наряду с обеспечением выполнения всех требований технической документации при подготовке и пуске изделий, является использование систем НСТД (при анализе результатов полета и прогнозировании результатов последующего полета для изделий многократного использования) и систем САЗ (для обеспечения выполнения программы полета в случае отказа двигателей с невыявленными скрытыми дефектами).

Опыт отработки и эксплуатации СТС, например, двигателей наиболее сложных космических систем типа “Шаттл” и “Буран”,

показал, что эффективная эксплуатация их двигателей невозможна без использования средств и методов НСТД и бортовых САЗ. Это утверждение в еще большей степени справедливо для следующего поколения ракет-носителей многоразового использования и повышенной безопасности.

При этом принцип деления отказов и аварий по времени их развития можно иллюстрировать рис. 1.9, на котором показано изменение во времени работы ЖРД диагностического параметра "Пд", в качестве которого используется один из штатных (рабочих) параметров турбонасосного агрегата (давление компонентов топлива, обороты ротора, температура рабочего тела и т.п.). В первом случае (кривая 1) изменения рабочих параметров ТНА (например, температуры) успевают корректировать и увязывать с относительно медленно протекающими процессами разрушения конструкции. После достижения диагностическим параметром Пд предельно допустимого значения $P_{d_{кр}}$ он продолжает увеличиваться, но время $\Delta\tau_1$ его увеличения до момента разрушения ТНА достигает секунд, а в ряде случаев и сотен секунд. Поскольку время выключения ЖРД даже с тягой в сотни тонн не превышает 0,2 с, рабочие параметры ТНА могут успешно использоваться как диагностические в соответствующих системах САЗ. Команда аварийного выключения двигателя (АВД) в этих случаях выдается в момент достижения текущим значением параметра Пд критического допустимого значения $P_{d_{кр}}$.

Подобные системы САЗ в настоящее время достаточно широко используются в практике машиностроения, однако они не могут использоваться для предотвращения наиболее опасных катастрофических, взрывоподобных отказов ТНА и других сложных технических систем, работающих в экстремальных условиях (включая и случаи работы ТНА в условиях повышенного износа, например, за пределами проектного ресурса).

В этих случаях (например, при отрыве лопаток турбин или насосов, потери устойчивости вращения ТНА и др.), завершающая стадия разрушения (кривая 2, см. рис. 1.9), во время которой происходят значительные изменения рабочих параметров, протекает за время $\Delta\tau_2$ не более нескольких сотых, а у мощных ТНА даже за несколько тысячных долей секунды. В то же время до этого момента колебания их рабочих параметров обычно не превышают случайных флуктуаций при нормальной работе. Поэтому использование рабочих параметров (а также и таких, как суммарные виброперегрузки, виброперегрузки на роторной частоте и смещения вала ТНА) в качестве диагностических

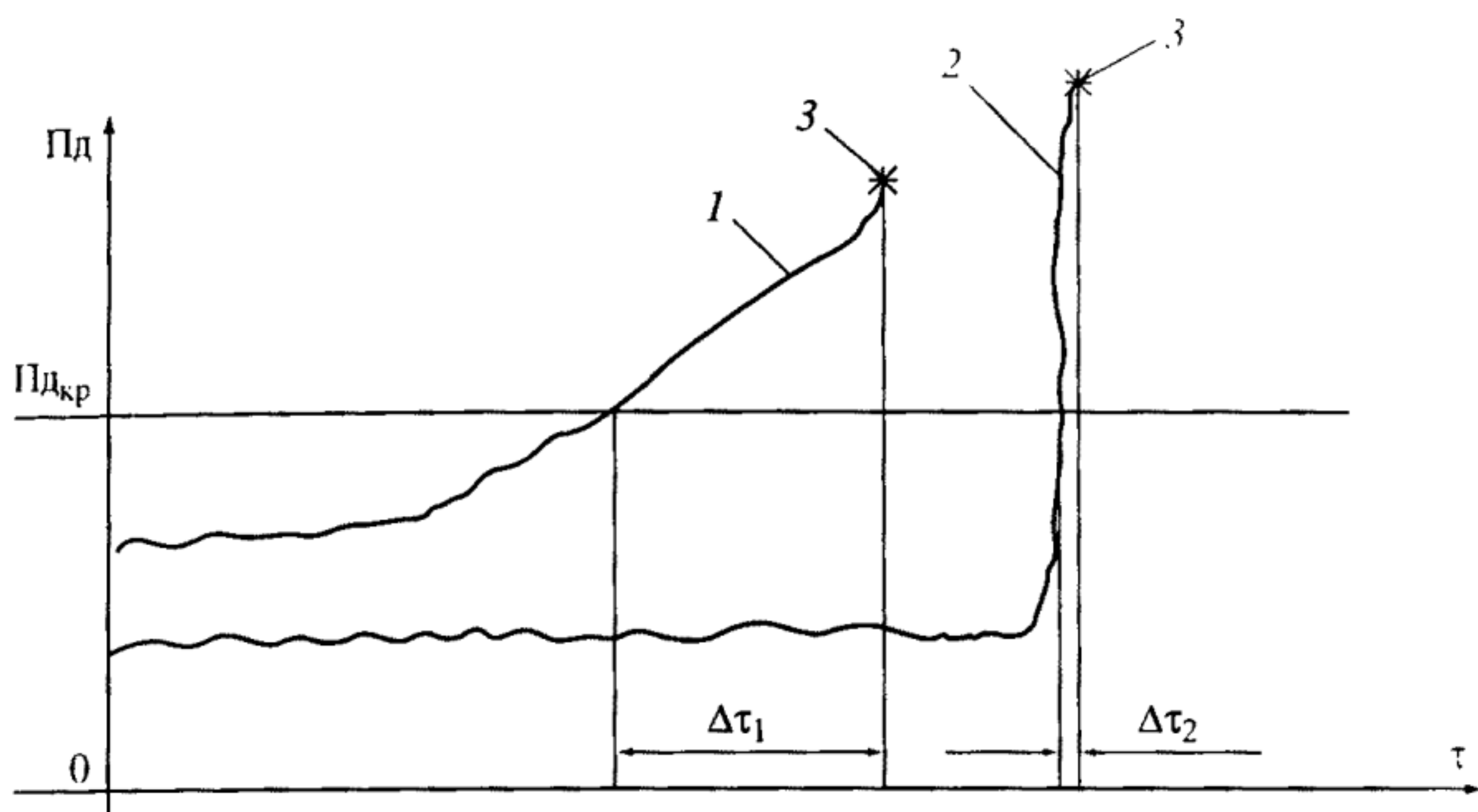


Рис. 1.9. Изменение во времени работы ЖРД диагностического параметра Π_d

Пояснения см. в тексте

в системах САЗ не обеспечивает выключение мощных ТНА без взрывов и наружных разрушений их корпусов.

Совпадающие экспериментальные результаты по этим вопросам получены как отечественными исследователями, так и в США. Поэтому для создания эффективной САЗ, предотвращающей разрушения подобных агрегатов, в таких случаях необходимо использовать диагностические параметры, изменяющиеся не в зависимости от степени разрушения агрегатов, а в зависимости от изменения силы, которая вызывает их разрушение (или степени потери устойчивости ротора). В процессе длительных исследований и экспериментальных работ (МАИ, РКК “Энергия”) разработаны диагностические параметры на основе характерных изменений спектра виброперегрузок, возникающих при работе и разрушении турбомашин. Эти параметры и были использованы при создании РКК “Энергия” виброканала, который является частью САЗ [6].

Разработанная САЗ ряд лет успешно использовалась при огневых стендовых испытаниях двигателей (проведено более 4000 испытаний) и была установлена на орбитальном корабле “Буран”. В процессе стендовых огневых испытаний двигателей с использованием САЗ этого типа удалось предотвращать разрушения ТНА при отказах с быстро протекающей завершающей стадией разрушения, вызываемых отрывом лопаток турбины, касанием ротора ТНА его корпуса, разрушением подшипников и т.д.

Со всей очевидностью архитектура и реализованные технические решения построения инженерных систем контроля технического состояния ЖРД и использования комплекса критериев прочности, ресурса и безопасности оборудования ракетно-космических комплексов в настоящее время являются наиболее совершенными и передовыми по отношению к подобным по своему назначению системам других промышленных объектов, в том числе в энергетическом, газовом и нефтехимическом производстве. В атомной промышленности наиболее развита исследовательская и нормативная база для обеспечения прочности, ресурса и эксплуатационной безопасности ядерных реакторов.

Нормы, регламенты и своды правил обеспечения прочности, ресурса и безопасности создаются под конкретные компоненты ракетно-космических систем, ядерных объектов, атомных электростанций, горнодобывающих, транспортных, металлургических, машиностроительных и строительных комплексов на базе фундаментальных междисциплинарных и межотраслевых научных исследований в механике деформирования и разрушения и в теории катастроф и рисков.

Поэтому для большинства из них возможно использование единой научно-методической и расчетно-экспериментальной основы по унифицированной критериальной базе, по методам и средствам исследований. При этом базовыми и исходными для всех стадий проектирования, создания, испытаний и эксплуатации ЖРД являлись методы определения прочности и ресурса несущих элементов.

ЛИНЕЙНЫЕ И НЕЛИНЕЙНЫЕ ЭФФЕКТЫ ДЕФОРМИРОВАНИЯ И РАЗРУШЕНИЯ ДЛЯ ОБОСНОВАНИЯ ПРОЧНОСТИ, РЕСУРСА И БЕЗОПАСНОСТИ РАКЕТНЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

2.1. Научно-методические основы определения прочности, ресурса и безопасности

Научное направление фундаментальных и прикладных исследований по проблемам прочности, ресурса и безопасности высокорисковых объектов, включая ЖРД, с учетом эффектов нелинейности сформировалось в последние годы на базе большого числа научно-исследовательских работ [7–10], выполнявшихся ранее на протяжении многих десятилетий (рис. 2.1).

Существенная роль в развитии исследований по нелинейной механике деформирования и разрушения, как научной основы обоснования прочности, ресурса и безопасности ракетных двигателей, принадлежит упомянутым выше постоянно взаимодействующим научным центрам и школам СССР и России. Одними из них были и остаются Институт машиноведения Российской академии наук (ИМАШ РАН), Центральный научно-исследовательский институт машиностроения (ЦНИИМАШ), Конструкторское бюро химавтоматики (КБХА), Конструкторское бюро энергомашиностроения (КБЭМ), Ракетно-космический комплекс “Энергия”, Московский авиационный институт (МАИ), Центральный институт авиационного моторостроения (ЦИАМ).

На первых этапах решение линейных задач теории упругости, теории колебаний, теории пластин и оболочек сводились к определению статических и динамических номинальных и локальных напряжений σ^* от эксплуатационных нагрузок P^* . В качестве критерияльных параметров деформативности и прочности материалов использовались модуль упругости E , пределы текучести σ_T и прочности σ_B

$$\sigma^* = f(P^*) \leq \left\{ \frac{\sigma_T}{n_T}, \frac{\sigma_B}{n_B} \right\}, \quad (2.1)$$

где n_T , n_B – соответствующие запасы.

Выражение (2.1) получило и получает приложения при создании автомобилей, сельскохозяйственной техники, энергетического

$Z\{R, U, P\}$	Защищенность (потенциально опасные объекты)
R, U, P	
$R\{U, P\}$	Риск (потенциально опасные объекты)
U, P	
$\{\sigma^j, e^j, N^j, t^j, \tau^j, \Phi^j\}_{\max}$	Безопасность машин (потенциально опасные объекты)
$\{\sigma_T, \sigma_B, \sigma_{-1}, K_{lc}, K_{lec}, dl / dN, dl / d\tau\}_{\max}$	
$\sigma^j, e^j, l^j, N^j, t^j, \tau^j, K_l^j, K_{le}^j, \beta_c$	Живучесть машин (термоядерная энергетика, реакторостроение)
$\sigma_T, \sigma_B, dl / dN, dl / d\tau$	
$\sigma^j, e^j, l^j, K_l^j, K_{le}^j, t^j$	Механика разрушения (реакторостроение)
t_k, K_{lc}, K_{lec}	
$\sigma^j, e^j, \sigma - N, \nu_\sigma$	Надежность и ресурс машин (общее машиностроение)
$\sigma_T, \sigma_B, \sigma_{-1}, K_\sigma, \varepsilon_\sigma, \psi_\sigma, \nu_\sigma$	
$\sigma^j, e^j, t^j, \tau^j$	Ползучесть и длительная прочность (авиация, энергетика)
$\sigma_T, \sigma_B, \sigma_{дп}, \psi_{k\tau}, K_{lec}, m_\tau$	
σ^j, e^j, N^j, t^j	Малоцикловая усталость (тепловая энергетика, нефтехимия)
$\sigma_T, \sigma_B, m, \psi_k, m_p, m_e$	
σ^j, N^j, t^j	Низкотемпературная прочность (северная, криогенная техника)
$\sigma_T, \sigma_B, S_{от}$	
σ^j, N^j	Усталость и долговечность (авиация, транспорт, гидроэнергетика)
$\sigma_T, \sigma_B, \sigma_{-1}$	
σ^j	Динамика и прочность машин (с/х машины, автомобили, технологическое оборудование)
σ_T, σ_B, E	

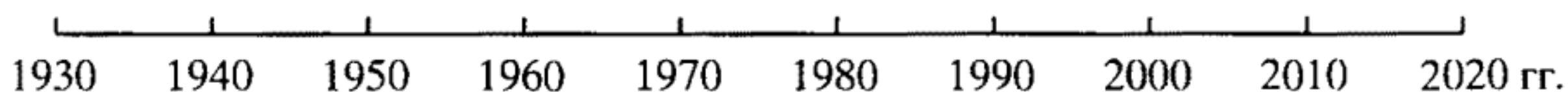


Рис. 2.1. Этапы развития исследований по прочности и безопасности

и технологического оборудования широкого применения. Оно использовалось ранее и используется теперь при создании ЖРД.

В военные и первые послевоенные годы применительно к авиации и другим видам техники были поставлены систематические исследования по усталости и долговечности. К основным параметрам эксплуатационной нагруженности машин были отнесены амплитуды напряжений σ_a^j и число циклов нагружения N^j . В дополнение к выражению (2.1) были сформулированы условия циклической прочности

$$\sigma_a = f(P^j, N^j) \leq \left\{ \frac{\sigma_{-1}}{n_\sigma (K_\sigma \cdot \bar{\sigma}_a^j) \varepsilon_\sigma + \psi_\sigma \cdot \bar{\sigma}_m^j} \right\}, \quad (2.2)$$

где $\bar{\sigma}_a^j, \bar{\sigma}_m^j$ — амплитуды и среднее напряжение цикла ($\bar{\sigma} = \sigma/\sigma_{-1}$); σ_{-1} — предел выносливости конструкционного материала; $K_\sigma, \varepsilon_\sigma, \psi_\sigma$ — характеристики чувствительности материала к концентрации напряжений, абсолютным размерам и асимметрии цикла. По выражениям (2.1) и (2.2) рассчитывались прочность и долговечность несущих узлов в авиации, на транспорте, в гидроэнергетике. Для анализа местных напряжений были развиты методы фотоупругости и тензометрии. Выражения (2.1) и (2.2) имеют важное значение для оценки циклической прочности и ресурса роторов, дисков и лопаток турбин ЖРД.

Освоение районов Сибири и Севера, больших высот полета летательных аппаратов, создание первых образцов ракетной техники, а также создание объектов криогенной техники в 1950–1960-е гг. выдвинуло задачу об исследовании низкотемпературной прочности с определением характеристик хладоломкости. В анализ прочности дополнительно были введены характеристики низкотемпературного локального сопротивления отрыву S_k

$$\sigma^j = f(P^j, N^j, t^j) \leq \left\{ \frac{S_k}{n_s \cdot K_\sigma} \right\}, \quad (2.3)$$

где K_σ — коэффициент концентрации напряжений с учетом перераспределения напряжений за счет местных пластических деформаций.

Выражение (2.3) стало важным при эксплуатации элементов ЖРД в области криогенных температур жидкого окислителя (кислорода) и топлива (водорода). Важное значение при этом имело изучение локальных структурных физико-механических процессов формирования микродеформаций и микроповреждений в

материале с использованием методов рентгенографии и микроскопии.

Для интенсивно развивавшихся в 1960-е годы отраслей авиационного, ракетно-космического, атомного, энергетического и нефтехимического машиностроения были поставлены систематические исследования по малоцикловой усталости. Создание в зонах действия концентрации и температурных напряжений областей неупругого циклического деформирования потребовало перехода от расчетов в локальных напряжениях к расчетам в локальных деформациях

$$\begin{aligned} \{\sigma^3, e^3, N^3\} = f(P^3, N^3, t^3, m) \leq \\ \leq \left\{ \left[\left(\frac{\sigma_c}{n_\sigma} \right) \left(\frac{e_c}{n_e} \right) \left(\frac{N_c}{n_N} \right) \right] f(\sigma_r, \psi_k, m_p, m_e) \right\}, \end{aligned} \quad (2.4)$$

где σ_c, e_c, N_c – предельные напряжения, деформации и числа циклов $\left(\sigma_c = S_k, e_c = \frac{1}{1 - \psi_k} \right)$; m – характеристика упрочнения в упру-

гопластической области; ψ_k – сужение при однократном разрушении; m_p, m_e – характеристики кривой малоциклового разрушения.

Для определения σ^3, e^3 были развиты методы фотоупругих наклеек, муара, малобазных сеток и малобазной тензометрии. Выражение (2.4) имеет важное значение как при однократном ($N^3 = 1$), так и при многократном ($N^3 > 1$) использовании ЖРД, учитывая число их включений при испытаниях и эксплуатации.

Применительно к новым задачам сверхзвуковой авиации, теплоэнергетики, нефтехимии, металлургии были поставлены исследования по ползучести, высокотемпературной кратковременной, длительной и циклической (до 500–3000 °С) прочности, в том числе при программных и двухчастотных режимах нагружения. К выражениям (2.1), (2.2) и (2.4) при расчетах деталей машин были добавлены уравнения длительной (по времени эксплуатации τ^3) прочности $\sigma_{\text{дп}}^3$

$$\{\sigma^3, e^3, \tau^3, N^3\} = f(P^3, \tau^3, N^3, t^3) \leq \left\{ \left[\left(\frac{\sigma_{\text{дп}}^3}{n_\sigma} \right) \left(\frac{e_c^3}{n_e} \right) \left(\frac{\tau_c}{n_\tau} \right) \right] f(m_\tau) \right\}, \quad (2.5)$$

где n_τ – запас по времени τ ; m_τ – характеристика кривой длительной прочности.

Измерения локальных напряжений и деформаций выполнялись высокотемпературными методами тензометрии и муара на

технических объектах в нашей стране и за рубежом. Выражение (2.5) используется в расчетах прочности элементов ЖРД, работающих при высоких температурах по газовому тракту.

Развитие и обобщение большого цикла работ по прочности и долговечности в 1960–1970-е годы привело к формированию одного из важных разделов проектирования, изготовления и эксплуатации машин - обеспечению их надежности и ресурса. Это в первую очередь относилось к изделиям авиационного и общего машиностроения, работающим при переменных режимах термоциклического нагружения. В развитие выражений (2.1) и (2.2) в расчет по кривым усталости “ σ - N ” вводятся коэффициенты вариации эксплуатационной нагруженности ν_σ , пределов выносливости $\nu_{\sigma_{\infty}}$, а также конструкторско-технологических факторов (K_σ , ε_σ , ψ_σ). Эти подходы были в дальнейшем распространены и на малоцикловую усталость. Применительно к ЖРД вероятностные оценки прочности и ресурса, лежащие в основе определения надежности, проводятся при расчетах и испытаниях материалов и готовых изделий.

В конце 1960-начале 1970-х годов большое внимание было уделено развитию линейной и нелинейной механики статического, циклического и динамического разрушения. При этом расчеты трещиностойкости машин стали базироваться на местных напряжениях σ' и деформациях e' , на учете размеров дефектов l' , коэффициентов интенсивности напряжений K_I и деформаций K_{Ie} , температурных условий нагружения t'

$$\{\sigma', e', K_I', K_{Ie}'\} = f(P', t', l') \leq \left\{ \frac{\sigma_c}{n_\sigma}, \frac{e_c}{n_e}, \frac{K_{Ic}}{n_K}, \frac{K_{Iec}}{n_{Ke}} \right\}, \quad (2.6)$$

где n_K , n_{Ke} – запасы по коэффициентам интенсивности напряжений и деформаций.

Выражение (2.6) получило нормативное применение в расчетах прочности атомных реакторов, авиационной и ракетной техники, сосудов давления, трубопроводов. Применительно к ЖРД оценки живучести выполняются для турбонасосных агрегатов, камер сгорания, сосудов давления и трубопроводов.

На базе ранее выполненных комплексных исследований с учетом новых задач в области авиационной техники, ракетостроения, атомной и термоядерной энергетики получили развитие методы анализа прочности, ресурса, трещиностойкости и живучести машин с учетом повреждений технологического и эксплуатационного происхождения.

К выражениям (2.1)–(2.6) были добавлены выражения для оценки ресурса с учетом длительного и циклического развития

трещины в несущих конструкциях

$$\{\sigma^s, e^s, K_{lc}^s, N^s, \tau^s, t^s\} = f(P^s, t^s, l^s) \leq \left\{ \frac{\sigma_c}{n_\sigma}, \frac{e_c}{n_e}, \frac{N_c}{n_N}, \frac{\tau_c}{n_\tau}, \frac{t_c}{n_t} \right\}, \quad (2.7)$$

где "с" – индекс критических характеристик, n_N , n_τ , n_t – запасы по числу циклов, времени и температурам.

Выражение (2.7) имеет свою актуальность для элементов ЖРД, работающих в сложных термомеханических условиях нагружения и нагрева.

Расчетные характеристики N_c и τ_c определяются путем интегрирования кинетических диаграмм разрушения

$$\{N_c, \tau_c\} = F \left\{ (\Delta K_{lc}^s), \left(\frac{dl^s}{dN}, \frac{dl^s}{d\tau} \right) \right\}, \quad (2.8)$$

где ΔK_{lc}^s – размах коэффициентов интенсивности деформаций.

Для анализа процессов повреждения были использованы методы импульсной голографии, термовидения, тензочувствительных покрытий, рентгенографии, микроструктурного анализа, виброметрии. Выражение (2.8) имеет принципиальное значение при оценках остаточной прочности и остаточного ресурса несущих элементов ЖРД.

Результаты исследований в обоснование уравнений (2.1)–(2.8) отражены в соответствующих фундаментальных монографических публикациях [11–31].

В последнее десятилетие были поставлены и начаты исследования по безопасности машин и механике катастроф [32–34]. Применительно к потенциально опасным объектам эти разработки включают комплексные исследования по всем перечисленным выше направлениям с применением аналитических, численных и экспериментальных методов анализа напряженно-деформированных и предельных состояний. В число этих объектов входят ракетно-космические системы гражданского и военного назначения, атомные и термоядерные энергетические установки, атомные надводные и подводные суда, сверхзвуковые тяжелые летательные аппараты.

Ракетные двигатели современных конструкций и параметров, рассматриваемые в настоящей серии монографических публикаций, составляют важнейшую часть ракетно-космических систем. Определяя их прочность, ресурс, надежность и безопасность необходимо использовать как сложившиеся подходы, так и новые, развиваемые в передовых отраслях техники [7, 31, 33].

2.2. Методы экспериментальной механики для оценки прочности, ресурса и безопасности

Основной задачей разработок по прочности и безопасности сложных технических систем и, в том числе, ракетных двигателей, являются [7 -12, 32–34]:

- фундаментальные исследования по механике деформирования и механике катастроф, лежащих в основе создания критериев и методов решения междотраслевых проблем прочности, ресурса, живучести и безопасности сложных технических систем с повышенной потенциальной опасностью возникновения техногенных аварийных ситуаций;

- прикладные исследования и разработки инженерных методик, алгоритмов, программ, моделей, стендов, аппаратуры для расчетно-экспериментального обоснования конструкторско-технологических решений при проектировании, создании, эксплуатации и выводе из эксплуатации действующих и принципиально новых высокорисковых машин и конструкций с применением комплексных критериев прочности, ресурса, живучести и безопасности.

На рис. 2.2 показана комплексная блок-схема решения проблем прочности, ресурса и безопасности таких потенциально опасных объектов, как ракетно-космические комплексы (РКК), атомные электростанции (АЭС), летательные аппараты (ЛА), атомные подводные лодки (АПЛ), теплоэлектростанции (ТЭС), химические производства (ХП). Эти проблемы охватывают все стадии жизненного цикла объектов: проектирование, изготовление, испытания, эксплуатацию и вывод из эксплуатации.

Проектирование включает в себя разработку и согласование технического задания (ТЗ) с введением базовых требований по прочности, ресурсу и безопасности. Сама разработка проекта состоит из ряда стадий (принципиальные схемы, предэскизный, технический и рабочий проекты).

На этой стадии разрабатываются физические и математические модели с применением ЭВМ и систем автоматизированного проектирования (САПР). На стадии проектирования проводится анализ прочности на основании нормативных и дополнительных расчетов и обосновывается исходный ресурс.

Основными критериями и характеристиками таких расчетов являются: эксплуатационные нагрузки P , температуры T (или t), числа циклов N , частоты f , характеристики сопротивления материалов $R(\sigma_r, \sigma_w, \sigma_{дл})$, деформации ϵ , дефекты l . В качестве допустимых с использованием выражений (2.1)–(2.8) обосновываются величины $[N]$, $[P]$, $[l]$ с заданными коэффициентами запасов n . По комплексу расчетных и эксплуатационных исследований составляется за-

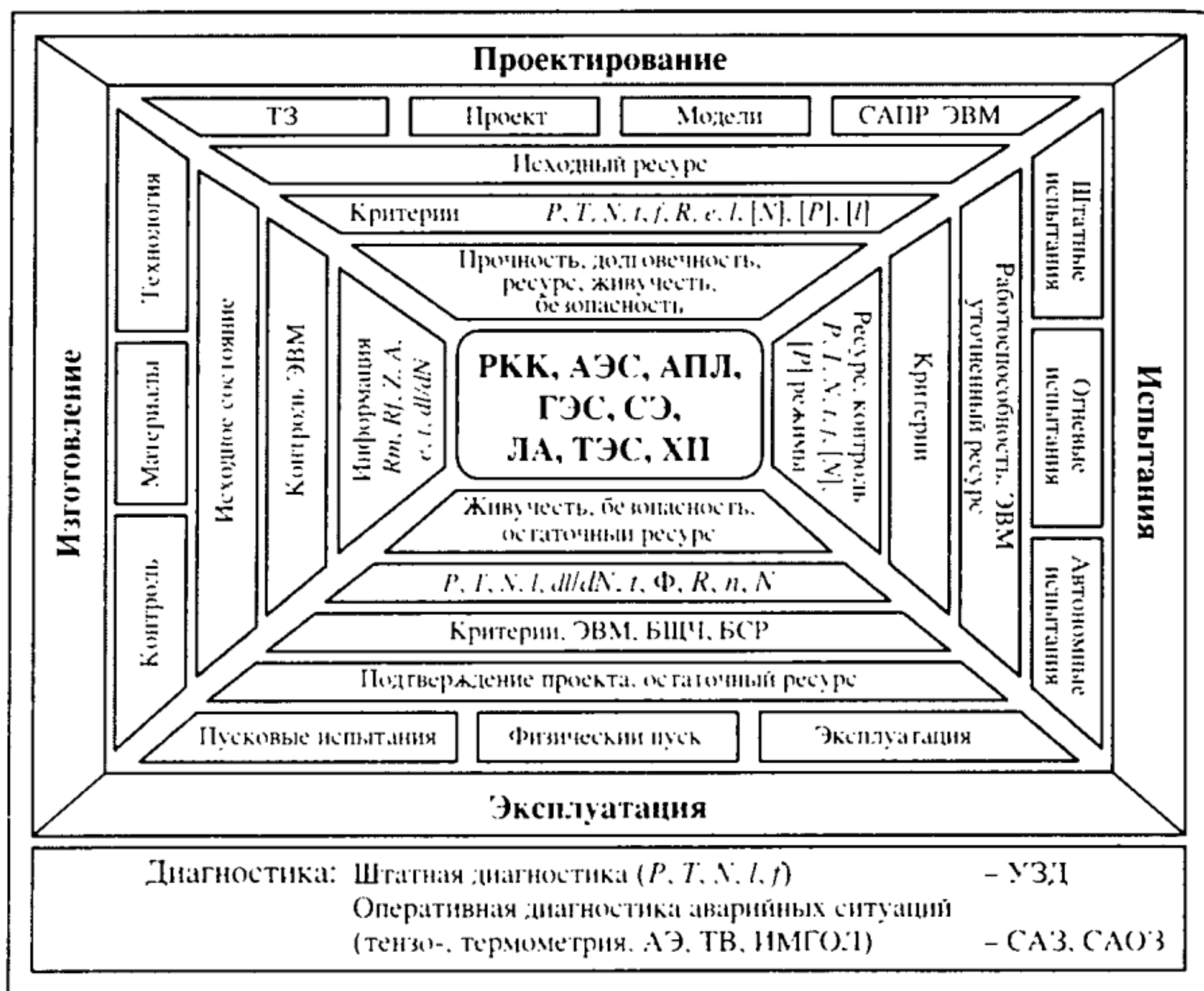


Рис. 2.2. Блок-схема анализа прочности и безопасности машин и конструкций

ключение о прочности, долговечности, ресурсе, живучести и безопасности.

На стадии изготовления решаются вопросы выбора, обоснования и развития технологий и контроля материалов и изделий. Для изготовленных элементов, систем и объектов в целом устанавливаются исходные состояния: фактические механические свойства и их отклонения от технических требований, уровень реальной дефектности несущих узлов, геометрические формы и их отклонения. Уточненные данные контроля заносятся в паспорта и в банки данных на ЭВМ. Все эти данные являются исходной информацией о характеристиках прочности R_m (σ_b), R_l (S_k), деформативности δ (удлинений), ψ (сужения), деформациях e , температуре t , скорости роста трещин dl/dN (или $dl/d\tau$). На их основе проводится уточнение проектных параметров прочности, долговечности, ресурса, живучести и безопасности.

Стадия испытаний включает различные их виды и комбинации: автономное испытание (АИ) узлов, стендовые испытания узлов, агрегатов и изделий, огневые и имитационные испытания. Завершающими оказываются штатные натурные испытания головных

образцов с воспроизведением реальных эксплуатационных и экстремальных режимов. С использованием тех же критериев, что и для стадий проектирования и изготовления, проводится дополнительное уточнение допустимых предельных нагрузок $[P]$ и долговечности $[N]$. На этой основе составляется заключение о ресурсе, методах последующего контроля и назначаются уточненные режимы эксплуатации.

Для стадии ввода в эксплуатацию осуществляются предпусковые и пусковые испытания (холодная и горячая обкатка, натурные и огневые испытания), физический пуск (с корректировкой всех систем поддержания эксплуатации) и ввод в эксплуатацию. При этом назначается и уточняется система штатной диагностики основных параметров: нагрузок P , температур t , циклов N , частот f , дефектов I (с использованием преимущественно штатных систем ультразвуковой диагностики УЗД). Для объектов высокой потенциальной опасности разрабатываются, создаются и применяются методы и системы оперативной диагностики аварийных ситуаций – с использованием тензо- и термометрии, акустической эмиссии (АЭ), термовидения (ТВ), импульсной голографии (ИМГОЛ). Получаемые при этом данные могут давать исходную информацию для включения систем автоматической защиты (САЗ) и систем автоматической оперативной защиты (САОЗ).

На начальной стадии эксплуатации должна получаться важнейшая информация по подтверждению или корректировке проектных решений о прочности, долговечности, ресурсе, живучести и безопасности. По мере исчерпания уточненного проектного ресурса n проводится оценка остаточного ресурса N безопасной эксплуатации. Для согласования всей информации для всех стадий жизненного цикла объекта должны использоваться унифицированные критерии и компьютерные программы. При этом данные о ресурсе могут выводиться на блочные щиты управления (БЩУ) и бортовые счетчики ресурса (БСР) – n_i/N .

Применительно к стадии эксплуатации важным научно-техническим и экономическим вопросом становится вопрос о безопасном выводе объектов из эксплуатации (особенно в случаях накопленных остаточных радиоактивных излучений Φ , химических воздействий, рабочих и аварийных воздействий на объекты, персонал и окружающую среду). Для ЖРД такая постановка проблем ресурса и безопасности имеет значение при удачных и неудачных пусках ракет-носителей (РН), при падении на землю отработавших ступеней РН, при возможном поражении объектов инфраструктуры и территорий жидким топливом повышенной опасности.

2.3. Типы предельных состояний несущих конструкций ракетных двигателей при штатных и аварийных ситуациях

С учетом выражений (2.1)–(2.8) на сложные технические системы РН и ЖРД при их эксплуатации в общем случае действуют три основных типа эксплуатационных нагрузок P :

- механические P_m (от давления, массы, сил инерции и т.д.);
- тепловые P_t (от неравномерного распределения температур и неоднородности теплофизических свойств материалов);
- электромагнитные P_{em} (от воздействия электромагнитных полей).

Для ракетных двигателей характерными являются первые два типа эксплуатационных нагрузок; последний тип важен для электротехнических систем двигателей, а также для двигателей на электрических и ядерных принципах действия.

Суммарные эксплуатационные нагрузки при испытаниях ЖРД и пусках ракет-носителей

$$P = \{P_m, P_{em}, P_t\} \quad (2.9)$$

создают соответствующие напряжения и деформации:

$$\{\sigma, e\} = \{(\sigma_m, e_m), (\sigma_{em}, e_{em}), (\sigma_t, e_t)\} = \{P\}. \quad (2.10)$$

Для несущих элементов ракетных двигателей с учетом параметров их эксплуатационного нагружения (см. табл. 1.1) (числа циклов нагружения N , времени τ , температуры t , эксплуатационных усилий P , определяемых по выражению (2.9), напряжений σ и деформаций e – по выражению (2.10)) строят временные зависимости P, t, σ, e (рис. 2.3). Эти зависимости являются исходными для анализа прочности, ресурса, надежности и безопасности всех типов технических систем РН и ЖРД.

Величины P, t и τ , как правило, задаются режимами эксплуатации и могут регистрироваться контрольно-измерительными системами двигателей и ракетных установок. Параметры σ и e общего и местного напряженно-деформированного состояний могут быть получены расчетом по величинам P, t и τ или специально измерены с помощью средств натурной тензометрии и термометрии.

По схеме на рис. 2.3 для представленного блока эксплуатационного нагружения выделяют следующие режимы: монтаж (М), испытания (И), пуск (П) в эксплуатацию, стационарный (С) режим с поддержанием заданных рабочих параметров, регулирование (Р) базовых параметров, возникновение аварийных (А) ситуаций,

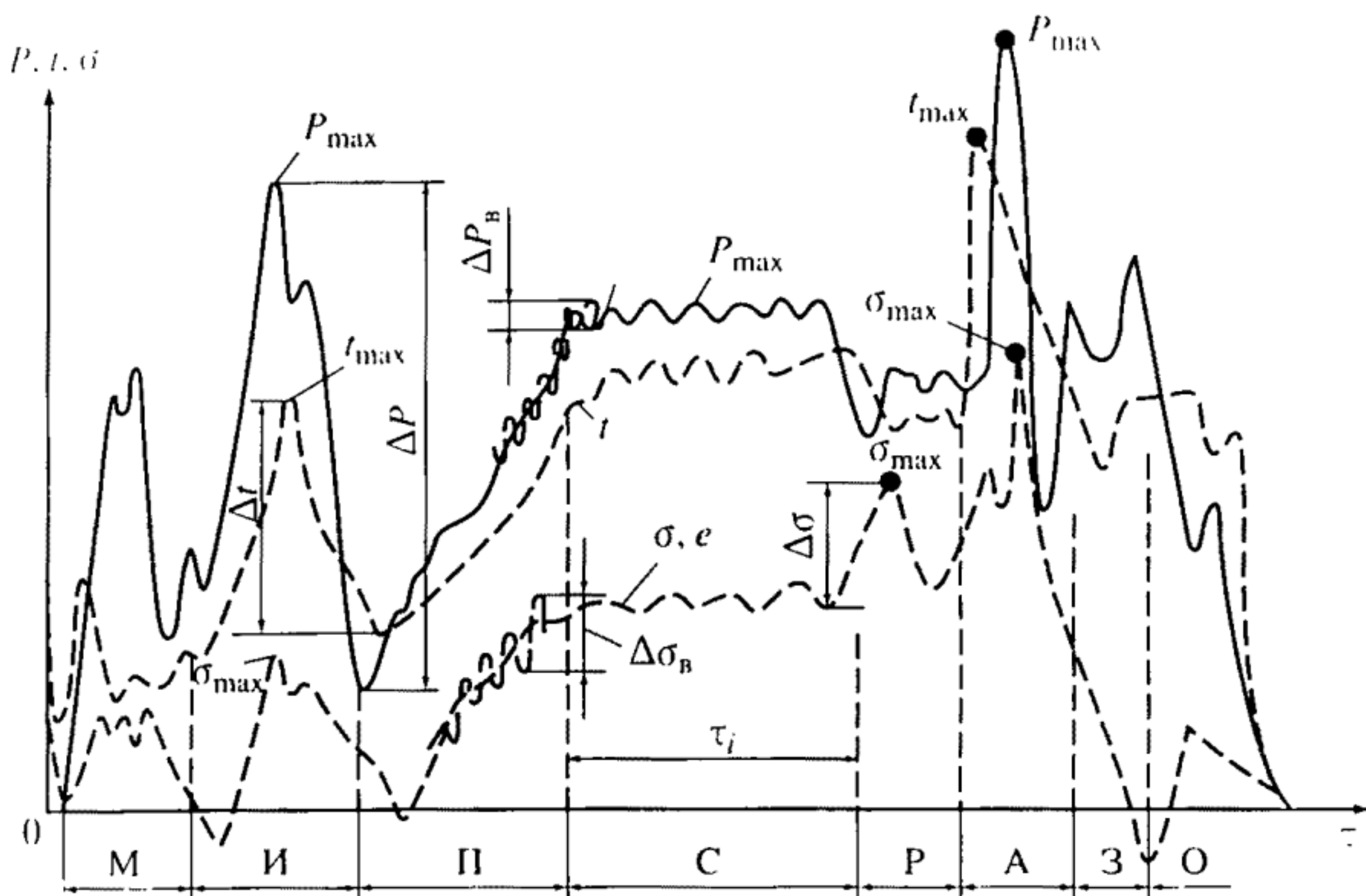


Рис. 2.3. Схема эксплуатационного нагружения и основные параметры эксплуатационных нагрузок

Пояснения см. в тесте

срабатывание систем защиты (З) и останов (О) эксплуатации после плановых или аварийных режимов.

При этом в качестве определяющих для последующих расчетно-экспериментальных оценок прочности, ресурса, надежности и безопасности принимаются следующие характеристики истории нагружения:

- максимальная расчетная нагрузка P_{\max} ;
- максимальная (или минимальная) расчетная температура t_{\max} (t_{\min});
- время заданного режима нагружения τ_i и общее время всех режимов и блоков режимов τ_{Σ} (временной ресурс).

По этой истории устанавливаются дополнительные расчетные параметры:

- размахи усилий ΔP и амплитуды усилий $P_a = \Delta P/2$;
- размахи температур Δt ;
- размахи усилий ΔP_v вибрационного (двух- или многочастотного) нагружения.

Из анализа всех i -режимов устанавливаются наиболее неблагоприятные сочетания P и t : $P_{\max} - t_{\max}$ для повышенных и высоких температур, $P_{\max} - t_{\min}$ – для низких и криогенных температур. Число таких сочетаний определяется с учетом числа и геометрии

ческих форм рассчитываемых деталей или элементов ЖРД и числа опасных зон и сечений в них.

На основе выбранных расчетных схем по формулам сопротивления материалов, теорий стержней, пластин и оболочек для каждого момента времени устанавливают компоненты трех номинальных нормальных σ и трех касательных τ напряжений без учета концентрации напряжений. По этим составляющим устанавливают главные напряжения $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ и главные деформации $\epsilon_1, \epsilon_2, \epsilon_3$, в первую очередь для момента достижения экстремальных нагрузок P_{\max} . Главным площадкам для этого момента времени присваивают индексы i, j, k , и тогда имеют место равенства $\sigma_1 = \sigma_i, \sigma_2 = \sigma_j, \sigma_3 = \sigma_k$ и $\epsilon_1 = \epsilon_i, \epsilon_2 = \epsilon_j, \epsilon_3 = \epsilon_k$. Для других моментов времени $\tau_1, \tau_2, \dots, \tau_l$ и зафиксированных площадок с индексами i, j, k строят зависимости компонентов σ и деформаций ϵ по времени τ . На этих зависимостях выделяют моменты, когда какая-то из составляющих напряжений σ или деформаций ϵ достигает экстремального (максимального или минимального) значения, а потом начинает уменьшаться (или увеличиваться) до следующего экстремального значения.

Реакцией несущих элементов конструкций ракетных двигателей на суммарные нагрузки, воздействия физических полей (линейных и нелинейных) и коррозионных сред является возникновение не только полей напряжений и деформаций, но и полей повреждений. Причем в зонах концентрации напряжений местные напряжения и деформации имеют повышенные значения, а сами процессы повреждения материала протекают более интенсивно, приводя к возникновению разрушения. При этом в зависимости от условий нагружения и среды при испытаниях и в эксплуатации реализуются различные механизмы накопления повреждений и разрушения.

Среди этих механизмов наиболее опасными являются те, которые приводят к катастрофическому (лавинообразному) разрушению, например, в условиях термомеханического нагружения, коррозионного растрескивания, динамического и длительного статического нагружения, контактного взаимодействия, неустойчивого распространения трещины при статическом кратковременном нагружении. Выявление и анализ физических особенностей механизмов появления и накопления повреждений в материале ракетных двигателей играет весьма важную роль в механике разрушения и в механике катастроф при формировании физических критериев достижения предельного состояния.

Один из наиболее перспективных подходов к описанию нелинейного процесса накопления повреждений и последующего

разрушения может быть основан на концепции повреждаемости материала, гибкость которой продемонстрирована в ряде работ при анализе разнообразных процессов накопления повреждений в таких энергоустановках, как жидкостные ракетные двигатели, авиационные двигатели, атомные реакторы, ядерные энергопроизводящие установки. Параметр сплошности или поврежденности в рассматриваемой концепции не имеет однозначного физического толкования. В зависимости от процессов деформирования или разрушения изменение сплошности (повреждаемость) может означать появление и рост микротрещин и пор, изменение механических или физических свойств или то и другое вместе. Но все эти интерпретации объединяет то, что сплошность отражает состояние материала при воздействии на него как механических и тепловых нагрузок, так и физико-химических полей рабочих сред при испытаниях и работе ЖРД.

Актуальной проблемой для современного ракетного двигателестроения, рассматриваемой в рамках механики катастроф, является анализ процессов и последствий комплексного накопления повреждений от совместного действия нескольких повреждающих факторов различной природы и интенсивности, например, усталости, коррозии, эрозии, износа и различных физических и химических полей. Решение таких задач механики катастроф может усложняться из-за наличия в материале элементов конструкций ЖРД микро- и макротрещин.

В связи с отмеченным перспективным является обоснование моделей суммирования и учета повреждений в условиях комплексного воздействия повреждающих эксплуатационных факторов, построение системы кинетических уравнений для описания кинетики повреждений и критериев повреждения и разрушения с использованием базовых характеристик повреждающих факторов. Современное развитие численных методов анализа напряженно-деформированных состояний и математических моделей деформируемых сред также позволяет проводить исследование и моделирование процессов накопления повреждений на различных стадиях деформирования и достижения несущим элементом двигателя предельного состояния.

Использование указанных выше экспериментальных методов и средств, включающих элементы технической диагностики, датчики повреждений и индикаторы нагруженности, позволяет воссоздать нагруженность элементов конструкций ЖРД и кинетику повреждений материала в процессе испытаний и эксплуатации. Основу отмеченных методов и средств должны составлять механические, физические и химические явления, сопровождающие

процессе накопления повреждений. Фиксируя накапливаемые необратимые повреждения в чувствительных элементах (например, тензорезисторах) датчиков повреждений, уже в настоящее время или на ближайшую перспективу можно сформулировать модель суммирования повреждений и судить о степени повреждения элемента конструкции двигателя.

При воздействии на материал конструкции сложного комплекса повреждающих факторов целесообразна разработка комплексной системы эксплуатационного контроля материала и состояния элементов двигателей. Такая система, в частности, была реализована на двигателях системы "Энергия Буран"; она характеризуется тремя разрезами (структурным, хронологическим и функциональным), позволяющими выявить основные, приводящие к повреждению металла факторы и процессы и включить системы аварийной защиты ЖРД при достижении опасных состояний.

Таким образом, знание напряженно-деформированного состояния, основных повреждающих факторов, кинетики повреждений и определяющих уравнений позволяет перейти к формулировке структуры предельных состояний элементов технических систем ЖРД в поврежденных состояниях. При этом предельные состояния элементов ЖРД характеризуются следующими определяющими несущую способность критериями прочности, деформативности и живучести: однократного кратковременного, динамического и длительного статического разрушения, линейной и нелинейной механики разрушения и механики катастроф.

С позиций прочности, ресурса и безопасности обычно рассматривают следующие типы предельных состояний:

- разрушение (вязкое и хрупкое);
- пластическое деформирование по всему сечению элемента;
- потеря устойчивости;
- возникновение недопустимых формоизменений;
- возникновение недопустимых вибраций;
- появление и развитие макротрещин при статическом или циклическом нагружении;
- разгерметизация (не связанная с макроразрушениями);
- тепловыделение и возгорание.

С точки зрения безопасности, первый вид предельного состояния – разрушение – имеет принципиальное значение, так как приводит к максимально возможному ущербу, особенно при хрупких разрушениях. Последний вид предельного состояния характерен для высоконагруженных элементов ракетных двигателей. Такие тяжелые последствия и ущербы возникают при возгорании ЖРД.

Комплекс критериев, определяющих предельное состояние элементов сложной технической системы ракетного двигателя (камера сгорания, турбонасосный агрегат, бустеры, трубопроводы), можно представить в виде функциональной зависимости

$$\Phi_{\lambda, t} = \{\{\sigma, \epsilon\}, N, t, \tau\} = \Phi_c, \quad (2.11)$$

левая часть которой характеризуется совокупностью параметров (силовых, деформационных и др.) состояния рассматриваемой технической системы ЖРД, отражающих реакцию этой технической системы на внешние (в том числе аварийные) воздействия, а правая — комплекс аналогичных, но критериальных характеристик материала или элемента конструкции ЖРД. Значение $\Phi_{\lambda, t}$ в критериальных соотношениях устанавливают расчетом, а критериальные характеристики материала Φ_c определяют из эксперимента на образцах, моделях или натурных элементах конструкций ЖРД. Особую важность и сложность эти процессы приобретают при учете влияния кислородно-водородных рабочих сред в ЖРД.

Для установления области допускаемых параметров состояния технической системы ЖРД критериальные характеристики уменьшают в некоторое число раз, т.е. в расчетные выражения (2.1)–(2.7) вводят коэффициенты запаса n . Коэффициенты запаса по критериальным характеристикам, как правило, назначают, исходя из возможного предельного состояния технической системы, традиций и практики ее (или ее прототипов) эксплуатации. Для некоторых случаев предельных состояний коэффициенты запаса могут быть получены и расчетным путем на основе научно обоснованных концепций, моделей и сценариев штатных и аварийных режимов работы ЖРД.

В качестве расчетных для указанных выше первого из трех последних видов предельного состояния (разрушения) могут быть рассмотрены следующие случаи: полное разрушение, достижение трещиной заданного размера, возникновение неустойчивого состояния трещины при однократном статическом или динамическом нагружениях, достижение трещиной заданной скорости развития при циклическом или длительном статическом нагружениях, стадия остановки движущейся трещины при однократном статическом или динамическом нагружениях. Наступление предельных состояний достигается развитием исходных технологических или эксплуатационных дефектов в результате воздействия эксплуатационных (в том числе аварийных) режимов нагружения элементов ЖРД.

Для количественных оценок безопасности и живучести сложных технических систем ЖРД важное значение, как отмечалось

выше, имеют вероятностные методы расчета конструкций. В настоящее время разработаны и широко применяются на практике различные модели и методы оценки работоспособности элементов конструкций в условиях реализации случайных нагрузок и заданного статистического закона распределения свойств материала. В основу построения таких моделей обычно закладывают эмпирические знания о характере возможных воздействий, особенностях распределения свойств материала и геометрии элементов.

Эти модели и соответствующие расчетные методы позволяют перейти к определению, нормированию и обоснованию допустимых параметров риска, уровней нагруженности, вариации свойств материалов и дефектности элементов анализируемой технической системы ЖРД.

Необходимо отметить, что ценность результатов, полученных на основе вероятностных оценок работоспособности элементов конструкций, снижается по мере снижения статистической обусловленности эмпирических допущений, лежащих в основе расчетных методик. Поэтому при оценке маловероятных событий возникают объективные сложности, связанные с достоверностью и обоснованием результатов вероятностного анализа. Такие сложности и ограничения характерны как для традиционных ракетных двигателей, так и для двигателей новых поколений, а также для двигателей на новых принципах действия.

2.4. Основные механические закономерности нелинейного деформирования и разрушения материалов и элементов конструкций

Современные расчеты на прочность и анализ процессов разрушения наиболее ответственных деталей и элементов конструкций ракетных двигателей [31, 32], в соответствии с выражениями (2.1)–(2.11), базируются:

- на исходной информации о закономерностях линейного и нелинейного деформирования применяемых конструкционных материалов;
- на решениях краевых задач о линейных и нелинейных напряженно-деформированных состояниях в наиболее нагруженных зонах;
- на критериях линейного и нелинейного накопления и суммирования повреждений;
- на критериях образования и развития трещин до частичной или полной потери несущей способности.

Фундаментальным вопросом механики деформирования и разрушения несущих элементов ЖРД является вопрос об уравнениях состояния, характеризующих связь между текущими значениями напряжений σ и деформацией ϵ . Эта связь в общем случае оказывается достаточно сложной и зависящей от типа конструкционного материала, условий нагружения (температура, скорость деформирования, время выдержки, физико-механические воздействия окружающей среды), характера напряженного состояния, возможных структурных изменений в материале в процессе деформирования и степени развития микро- и макроповреждений. В случае одноосного растяжения гладкого образца с непрерывной регистрацией диаграммы деформирования $f(\sigma, \epsilon)$ до момента разрушения сам факт разрушения фиксируется как конечная точка на этой диаграмме (хотя процессы микро- и макроразрушения могут начинаться существенно раньше).

Реальные диаграммы деформирования $f(\sigma, \epsilon)$ основных групп современных конструкционных материалов (металлы и их сплавы, неметаллические материалы различных классов, композиционные материалы с разными матрицами и наполнителями) получают при стандартных или унифицированных испытаниях лабораторных образцов.

Эти диаграммы можно представить в виде:

- графического изображения связи между σ и ϵ , получаемого с помощью двухкоординатных самописцев (при испытаниях образцов);
- табличных значений σ и ϵ , получаемых с помощью ЭВМ, ведущих управление испытаниями и обработку экспериментальной информации;
- аппроксимированных диаграмм с соответствующими уравнениями и их параметрами.

Диаграммы первых двух видов являются базовыми для характеристики механических свойств. Их обычно приводят в справочниках по материалам, они входят в банки данных, формируемые на базе ЭВМ. Диаграммы третьего вида с их аналитическим описанием отвечают как задачам справочных пособий и банков данных по конструкционным материалам, так и инженерным расчетам прочности и долговечности несущих элементов конструкции ЖРД.

Для аппроксимации диаграммы деформирования широко используют следующие основные модели деформируемых твердых тел:

- идеально упругое тело;
- идеально упругопластическое тело;
- упругопластическое тело с упрочнением.

Для идеально упругого тела связь между напряжениями и деформациями $\sigma = f(e)$ описывают линейным законом Гука. Этот закон справедлив для начальной стадии деформирования большинства конструкционных материалов и для предельного состояния хрупких материалов (в том числе высокопрочных металлических сплавов, композитов, керамик). Базовыми характеристиками при этом являются модуль упругости E и коэффициент Пуассона μ .

Для идеально упругопластического тела упругое деформирование сменяется пластическим деформированием при невозрастающих напряжениях после достижения предела текучести σ_T . Константами материала в этом случае являются модуль упругости E и предел текучести σ_T (при этом $e_T = \sigma_T/E$). Если при анализе деформирования значением упругих деформаций можно пренебречь, то вводится понятие жесткопластического тела с единственной константой материала σ_T .

Для упругопластических тел с упрочнением при описании деформирования за пределом текучести применяют различные аппроксимирующие уравнения. Достаточной простотой и широкой приемлемостью для инженерных расчетов характеризуется степенная аппроксимация диаграмм деформирования

$$\sigma = \sigma_T (e/e_T)^m. \quad (2.12)$$

Для материалов со степенным упрочнением используют три константы – E , σ_T и показатель упрочнения материалов в упругопластической области m ($0 \leq m \leq 1$). Степенной закон деформирования в неупругой области вытекает из теории дислокаций в металлах и хорошо подтверждается для многих групп конструкционных материалов в широком интервале деформаций – от упругих до предельных. Для идеально упругого материала $m = 1$, для идеально упругопластического или идеально пластического – $m = 0$.

Таким образом, для описания закономерностей линейного и нелинейного деформирования в общем случае достаточно трех констант материала: E , σ_T и m . Модуль упругости E определяется основой материала (металлокомпозит, керамика); он мало изменяется (на 5–10%) при варьировании легирования металлического сплава или керамики. Характеристика σ_T существенно зависит от химического состава, режимов термической, электрофизической и других видов обработки и изменяется для данного типа материала в 1,2–3,5 раза. Показатель упрочнения m для данного класса материала, как правило, уменьшается по мере увеличения σ_T .

Для конструкционных сталей при увеличении пределов текучести σ_T от 200 до 1200 МПа значение m уменьшается от 0,25 до

0,05; для сплавов на основе цветных металлов (алюминий, медь, титан) с ростом σ_t от 150 до 650 МПа значение m уменьшается от 0,3 до 0,1. Для композитов (типа стеклопластиков, углепластиков) величина m составляет 0,5–0,85, для конструкционных керамик 0,6–0,9.

В дополнение к упомянутым выше базовым константам физико-механических свойств конструкционных материалов E и σ_t в расчеты напряженно-деформированных состояний входят коэффициент Пуассона μ и коэффициент температурного расширения α . Характеристику μ в пределах упругих деформаций для материала данного типа принимают постоянной (в пределах 0,25–0,3 для металлических материалов); с переходом в неупругую область значение μ возрастает (до 0,5 для металлических материалов).

Если в процессе деформирования в материалах развиваются микро- и макроповреждения, то в уравнение состояния вводят параметры повреждения, зависящие от деформации ϵ или напряжения σ .

К числу наиболее важных факторов, влияющих на механическое поведение материалов в конструкции ракетного двигателя, относят: температуру, скорость деформирования, время выдержки, цикличность, вид напряженного состояния (неоднородность, объемность), абсолютные размеры сечений, рабочие среды и другие физические воздействия. Эти факторы влияют на форму кривых деформирования и на основные параметры уравнений состояния E , σ_t и m .

Повышение температур t выше комнатной t_0 приводит для большинства конструкционных материалов к снижению сопротивления упругим и упругопластическим деформациям – уменьшаются величины σ_t и E , а показатель упрочнения m несколько повышается. С переходом в область отрицательных (в том числе криогенных) температур для конструкционных металлических сплавов изменение модуля упругости невелико, а предел текучести может превысить значение, соответствующее комнатной температуре t_0 в 1,5–2,5 раза. Такому росту σ_t обычно отвечает уменьшение $m = f(t)$. Из большого числа уравнений, описывающих влияние температур на предел текучести σ_t , в расчетах на прочность можно использовать экспоненциальные уравнения.

При изменении скоростей деформирования и нагружения механическое поведение конструкционных материалов существенно изменяется. При увеличении скорости деформирования $\dot{\epsilon}$ от 10^{-6} 1/с до 10^4 1/с для конструкционных металлических материалов сопротивление упругим деформациям практически не изменяется, а сопротивление пластическим деформациям возрастает. Для

конструкционных сталей изменение предела текучести σ_f по $\dot{\epsilon}$ описывается экспоненциальными или степенными уравнениями. Увеличение σ_f^c сопровождается снижением показателя упрочнения $\bar{m}_c = f(\dot{\epsilon})$. С повышением температуры испытаний σ_f снижается и влияние $\dot{\epsilon}$ растет.

Предельные пластические деформации ψ_{ke} с увеличением $\dot{\epsilon}$ монотонно снижаются примерно в такой же степени, как и при снижении температуры испытаний. Это снижение, в основном, определяется приращениями пределов текучести при заданной температуре t (т.е. величиной $\sigma_f^t - \sigma_f$) или при заданной скорости деформации (т.е. величиной $\sigma_f^c - \sigma_f$). Этим объясняют повышение склонности к хрупкому разрушению – при увеличении скоростей деформирования и снижении температур эксплуатации характеристики пластичности уменьшаются.

При повышении скоростей деформирования до 10^4 – 10^5 1/с и более эффекты локального тепловыделения становятся достаточными для вязких разрушений и высокотемпературных процессов взрывной сварки, в том числе и хрупких металлических материалов. Если скорости деформирования превышают 10^6 1/с, то развитие макро- и микропластических деформаций затрудняется. Это объясняется тем, что скорости распространения упругих деформаций больше, чем скорости распространения пластических деформаций, и микроразрушения при сверхскоростном нагружении начинаются в условиях упругих макродеформаций. Указанные факторы способствуют образованию хрупких, в том числе откольных разрушений при импульсных нагружениях (лазерных и электромагнитных).

Эффекты скоростного деформирования конструкционных материалов на неметаллической основе в диапазоне скоростей от 10^{-3} до 10^2 1/с проявляются в том же направлении, что и для металлов. При этом относительное изменение значений σ_{wc} и E_c у неметаллических материалов оказывается больше, чем у металлических. У неметаллических конструкционных материалов влияние скоростей деформирования проявляется и в области малых (упругих) деформаций.

Повышенные температуры и длительное действие механических нагрузок вызывают возникновение, дополнительно к пластическим, деформаций ползучести. Для традиционных расчетов деталей и элементов конструкций ракетных двигателей с неоднородными полями напряжений можно использовать простейшие теории ползучести. По теории старения с использованием кривых ползучести и релаксации строят изохронные кривые деформирования. Для конструкционных металлических материалов их можно аппроксимировать степенным уравнением типа (2.12) с пока-

затем упрочнения $m = f(\tau)$, снижающимся с увеличением τ . При этом значения σ_{τ} и E_{τ} также уменьшаются по степенному закону. По мере увеличения времени τ наблюдается уменьшение прочности, которую можно оценить по кривой длительной прочности. Такие подходы могут быть распространены на так называемую секундную прочность, характерную для мощных разгонных жидкостных ракетных двигателей.

При определении характеристик циклического разрушения, как и при получении диаграмм циклического деформирования, используют два основных режима нагружения – с заданной амплитудой напряжений ($\sigma_a = \text{const}$ – мягкое нагружение) и с заданной амплитудой деформаций ($\epsilon_a = \text{const}$ – жесткое нагружение). С инженерной точки зрения важным для определения прочности и ресурса оказывается достаточно широкий диапазон числа циклов до разрушения – от 10^0 до 10^{12} .

В этом диапазоне для конструкционных металлов выделяют характерные интервалы чисел циклов: 10^0 – 10^1 – инфракрасная усталость, когда разрушение определяется интенсивными термомеханическими воздействиями; $10^0 \div 5 \cdot 10^4$ – малоцикловая усталость, когда разрушение вызывается преимущественно циклическими упругопластическими деформациями; 10^5 – 10^7 – классическая многоцикловая усталость, когда разрушение происходит при упругих деформациях в макрообъемах в сочетании с микропластическими деформациями в объемах микроструктурных элементов; 10^8 – 10^{10} – гигацикловая усталость на сверхбольших базах при напряжениях ниже предела упругости, обусловленная дислокационными механизмами в субзеренных элементах. Для чисел циклов 10^{10} – 10^{12} в целом можно использовать понятие гиперцикловой усталости с актами разрушения на уровне субмикроструктур.

Указанные выше виды усталости у элементов ЖРД могут иметь место как для мощных разгонных ракетных двигателей (при $N = 10^0 \div 10^6$), так и для двигателей малой мощности (при $N = 10^0 \div 10^{10}$), используемых при корректировке траекторий длительных полетов, а также для ЖРД однократного применения $N = (1 \div 5) \cdot 10^1$ и для ЖРД многократного применения $N = (1 \div 5) \cdot 10^3$.

По экспериментальным данным при жестком нагружении циклически стабильных материалов разрушающее число циклов N связано степенной зависимостью с амплитудой пластической ϵ_{ap} и упругой ϵ_{ae} деформаций (закон Мэнсона–Коффина–Лангера):

$$\{\epsilon_{ap}, \epsilon_{ae}\} N^{(m_p, m_e)} = \{C_p, C_e\}, \quad (2.13)$$

где m_p, m_e, C_p, C_e – характеристики материала.

В расчетах прочности для конструкционных сталей с временным сопротивлением (пределом прочности) σ_b в пределах 500–700 МПа можно принять $m_p \approx 0,5$, а $m_c \approx 0,1$; с увеличением временного сопротивления до 1200–1500 МПа значения показателей m увеличиваются: m_p – до 0,6 и m_c – до 0,12.

В области малоциклового усталости для пластичных конструкционных сталей ($e_{ap} \gg e_{ac}$ и $e_a \approx e_{ap}$) малоцикловая долговечность в основном определяется исходной статической пластичностью ψ_k . В области многоциклового усталости $e_{ac} \gg e_{ap}$ и $e_a \approx e_{ac}$ долговечность зависит от исходной прочности S_k .

При повышении температуры t и увеличении времени нагружения τ уменьшаются статическая прочность и пластичность, а вследствие этого снижается и долговечность.

При мягком нагружении в общем случае вследствие циклической неустойчивости материалов амплитуды пластических деформаций e_{ap} изменяются по числу полуциклов ($k = 2N$) и $e_{ap}^{(k)} = \delta^{(k)}/2$, где $\delta^{(k)}$ – ширина петли упругопластического циклического деформирования (пластического гистерезиса). Кроме того, одновременно происходит одностороннее накопление пластических деформаций $e_p^{(k)}$. Для отражения повреждающего действия деформаций $e_{ap}^{(k)}$ и $e_p^{(k)}$ в области малоциклового разрушения вводят понятия усталостных и квазистатических повреждений:

$$d_f = \int_1^N dN/N_k, \quad d_s = \int_1^N de_p^{(k)}/e_k. \quad (2.14)$$

При этом усталостные повреждения d_f обуславливаются амплитудой деформаций $e_{ap}^{(k)}$, а квазистатические повреждения d_s – истощением пластичности вследствие одностороннего накопления деформаций $e_p^{(k)}$. Число циклов N_k , как разрушающее, определяют по выражению (2.13) для $e_{ap}^{(k)}$.

Если принять условие линейного суммирования повреждений d_f и d_s , то долговечность N при малоцикловом и многоцикловом разрушениях в условиях мягкого нагружения определяется как верхний предел интегралов для d_s и d_f из уравнения для деформационно-кинетического критерия разрушения (рис. 2.4)

$$\Sigma d = \Sigma d_s + \Sigma d_f = 1. \quad (2.15)$$

В области малого числа циклов ($N < 10^3$) преимущественное значение для циклически разупрочняющихся анизотропных материалов при мягком нагружении имеют квазистатические повреждения $d_s \gg d_f$, когда предельная накопленная деформация $e_p^{(k)}$ достигает значений разрушающей деформации e_k при однократном

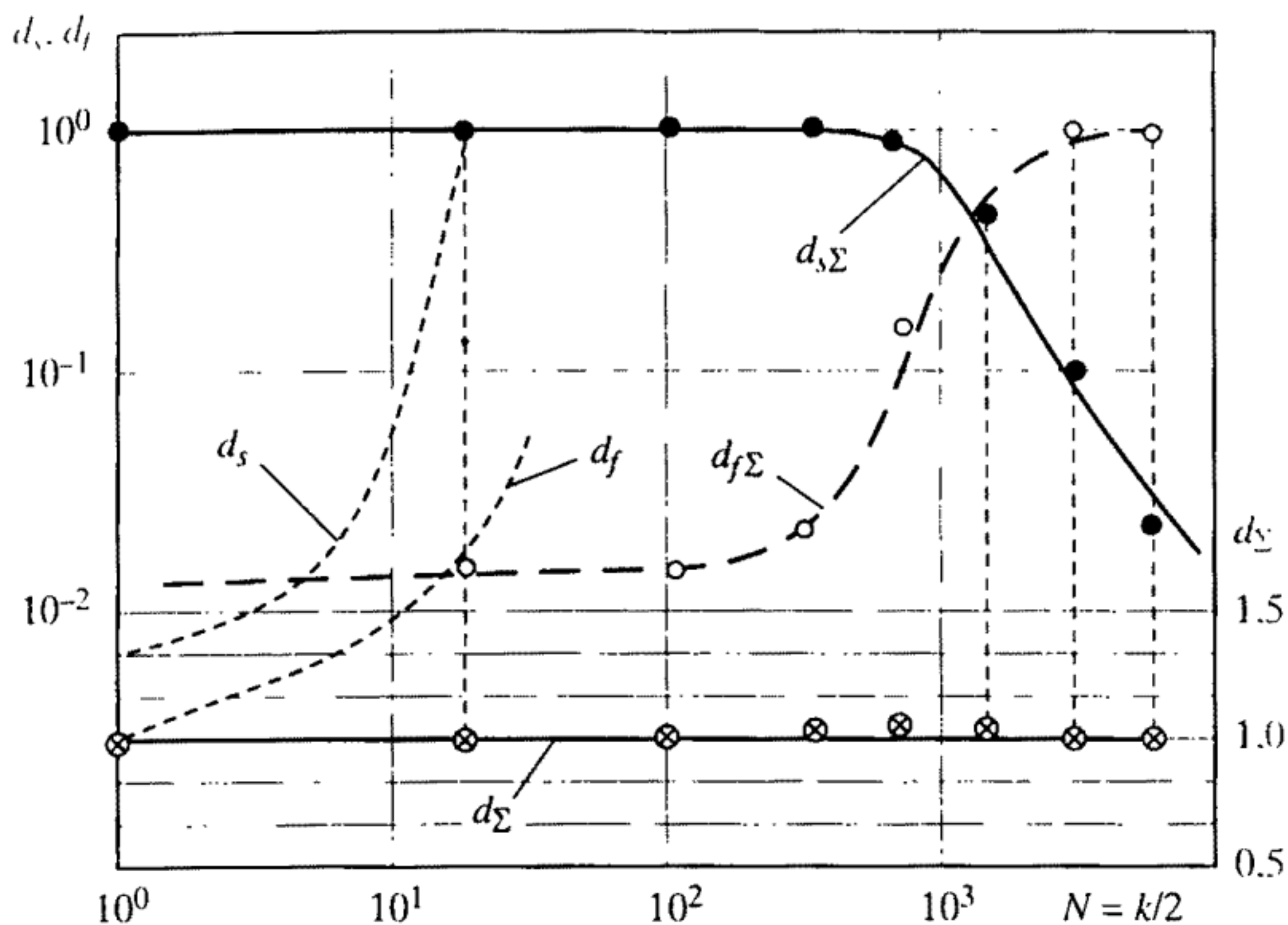


Рис. 2.4. Характер накопления повреждений при мягком малоцикловом нагружении

нагружении. В этом случае циклическому разрушению предшествует образование ярко выраженной шейки без возникновения усталостных трещин.

В области более высокого числа циклов ($N > 10^4$) основное значение имеют усталостные повреждения $d_f \gg d_s$. Циклическое разрушение происходит с образованием и развитием трещины усталости без возникновения шейки. В промежуточной области долговечностей обычно имеют место смешанные разрушения, когда в зоне разрушения образуются в различной степени и шейка, и трещины.

С повышением температур t и увеличением времени τ снижаются N_k и e_k , и, соответственно, увеличиваются $e_{ap}^{(k)}$ и $e_p^{(k)}$, что обуславливает уменьшение долговечности и проявление эффектов инфрацикловой усталости.

Для циклически упрочняющихся и циклически стабильных изотропных и малопластичных материалов разрушения при мягком и жестком нагружениях носят, как правило, усталостный характер ($d_f \gg d_s$).

В соответствии с изложенным анализ прочности и ресурса ЖРД с учетом всех возможных режимов термомеханического нагружения (см. табл. 1.1) оказывается достаточно сложным в силу выраженной нелинейности процессов деформирования, накопления повреждений и разрушения.

2.5. Анализ накопления повреждений от эксплуатационных и аварийных нагрузок

Суммарные эксплуатационные или аварийные нагрузки, действующие на элементы ЖРД, на основе выражений (2.1)–(2.15) создают соответствующие напряжения и деформации $\{\sigma, e\}$, которые, в конечном счете, и определяют накопление эксплуатационных повреждений d по времени τ и числу циклов нагружения N

$$d = [\{P_m, P_{em}, P_t\}, \{\tau, N\}_t]. \quad (2.16)$$

Для упрощения расчетов прочности и ресурса ЖРД с учетом условий эксплуатационного нагружения возможны более простые функциональные соотношения при определении повреждений:

– для случаев кратковременного однократного нагружения механическими усилиями при заданной (например, комнатной) температуре на основе (2.9) и (2.16):

$$d = [\{P_m\}]; \quad (2.17)$$

– для случаев классической изотермической усталости

$$d = [\{P_m\}, \{N\}_t]; \quad (2.18)$$

– для длительного статического высокотемпературного нагружения:

$$d = [\{P_m, P_t\}, \{\tau\}_t]; \quad (2.19)$$

– для длительного циклического неизотермического нагружения

$$d = [\{P_m, P_t\}, \{\tau, N\}_t]. \quad (2.20)$$

На основе (2.9), (2.10) и (2.16) накопленные повреждения являются функционалом напряжений, деформаций, времени, числа циклов и температур

$$d = [\{\sigma, e\}, \{\tau, N\}_t]. \quad (2.21)$$

Для моментов достижения экстремальных значений компонентов напряжений или деформаций в наиболее опасных элементах ЖРД вычисляют эквивалентные напряжения или деформации. Если все компоненты номинальных напряжений не превышают предела упругости $\sigma_{пу}$ (или текучести σ_t), то при вычислении компонентов деформаций по компонентам напряжений используют обобщенный закон Гука

$$\{e_i, e_j, e_k\} = \{(\sigma_i, \sigma_j, \sigma_k), (E, \mu)\}. \quad (2.22)$$

Далее вычисляют соответствующие приведенные (эквивалентные) напряжения, а затем деформации. Наиболее часто при этом

применяют гипотезу наибольших касательных напряжений τ_{\max} или энергетическую гипотезу (интенсивность напряжений σ_i)

$$\begin{aligned} \{\tau_{\max}\} &= \{(\sigma_{i\max} - \sigma_k)\} \\ \{\sigma_i\} &= \{\sigma_{i\max}, \sigma_j, \sigma_k\} \end{aligned} \quad (2.23)$$

Расчеты существенно упрощаются, если в качестве эквивалентных используют касательные напряжения τ_{\max} . Это связано с тем, что во многих случаях при $\sigma_i \leq \sigma_j \leq \sigma_k$ можно принять $\sigma_k = 0$, и тогда главные площадки остаются неизменными, и основное внимание в анализе эксплуатационной нагруженности уделяется первому главному напряжению.

Если $\sigma_k \neq 0$, то необходимо на основе (2.23) определить соответствующие комбинации напряжений для различных моментов времени, по которым для интеграла времени $\tau_i - \tau_m$ определяют максимальный размах приведенных напряжений

$$(\Delta\sigma_{\text{пр}}) = 2(\sigma_a) = \max \left\{ \begin{aligned} &(\sigma_i - \sigma_j)_{\max} - (\sigma_i - \sigma_j)_{\min} \\ &(\sigma_i - \sigma_k)_{\max} - (\sigma_i - \sigma_k)_{\min} \\ &(\sigma_j - \sigma_k)_{\max} - (\sigma_j - \sigma_k)_{\min} \end{aligned} \right\}. \quad (2.24)$$

Величину размаха приведенных напряжений сопоставляют с удвоенным пределом текучести $2\sigma_T$. Если $(\Delta\sigma_{\text{пр}})_{\max} < 2\sigma_T$, то в элементе конструкции ЖРД отсутствуют номинальные упругопластические деформации, и наоборот. В последнем случае для перехода к размахам номинальных упругопластических деформаций необходимо использовать уравнение $f(\sigma, e)$ кривой неупругого деформирования

$$(\Delta e_{\text{пр}})_{\max} = f[(\Delta\sigma_{\text{пр}})_{\max}] = f\left[\frac{(\Delta\sigma_{\text{пр}})_{\max}}{2\sigma_T}, m\right]. \quad (2.25)$$

$$(e_a)_{\text{пр}, \max} = f[(\sigma_a)_{\text{пр}, \max}] = f[(\sigma_a)_{\text{пр}, \max} \sigma_T, m]$$

Для перехода от номинальных к локальным напряжениям и деформациям, в соответствии с выражениями (2.22)–(2.25), в расчет должны быть введены теоретические коэффициенты концентрации α_{σ} компонентов напряжений

$$\{\sigma_{i\max k}, \sigma_{j\max k}, \sigma_{k\max k}\} = \{(\alpha_{\sigma_i} \cdot \sigma_i), (\alpha_{\sigma_j} \cdot \sigma_j), (\alpha_{\sigma_k} \cdot \sigma_k)\}. \quad (2.26)$$

Если местные напряжения превышают предел текучести, то в (2.26) вместо теоретических коэффициентов концентрации α_{σ} используют коэффициенты концентрации напряжений

K_σ в упругопластической области:

$$K_\sigma = \left\{ \left[\alpha_{\sigma_i}, \frac{\sigma_i}{\sigma_T}, m \right], \left[\alpha_{\sigma_j}, \frac{\sigma_j}{\sigma_T}, m \right], \left[\alpha_{\sigma_k}, \frac{\sigma_k}{\sigma_T}, m \right] \right\}. \quad (2.27)$$

Для расчета местных деформаций используют коэффициенты концентрации деформаций K_ϵ . На основе (2.24)–(2.27) размахи местных приведенных напряжений и деформаций в зонах концентрации напряжений будут равны:

$$\begin{aligned} (\Delta\sigma_{\text{пр}})_{\text{max } k} &= K_\sigma (\Delta\sigma_{\text{пр}})_{\text{max}}, \\ (\Delta\epsilon_{\text{пр}})_{\text{max } k} &= K_\epsilon (\Delta\epsilon_{\text{пр}})_{\text{max}}. \end{aligned} \quad (2.28)$$

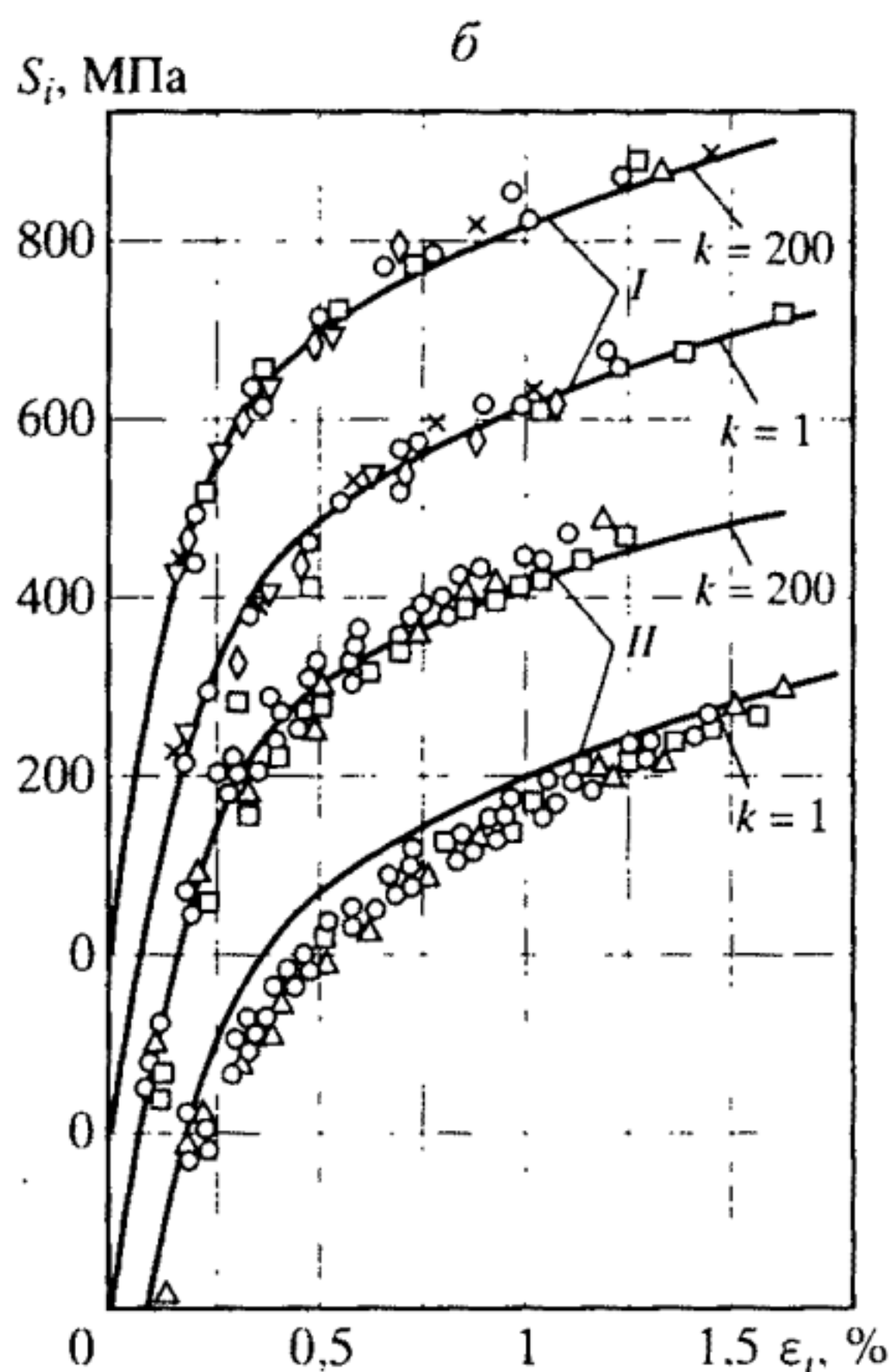
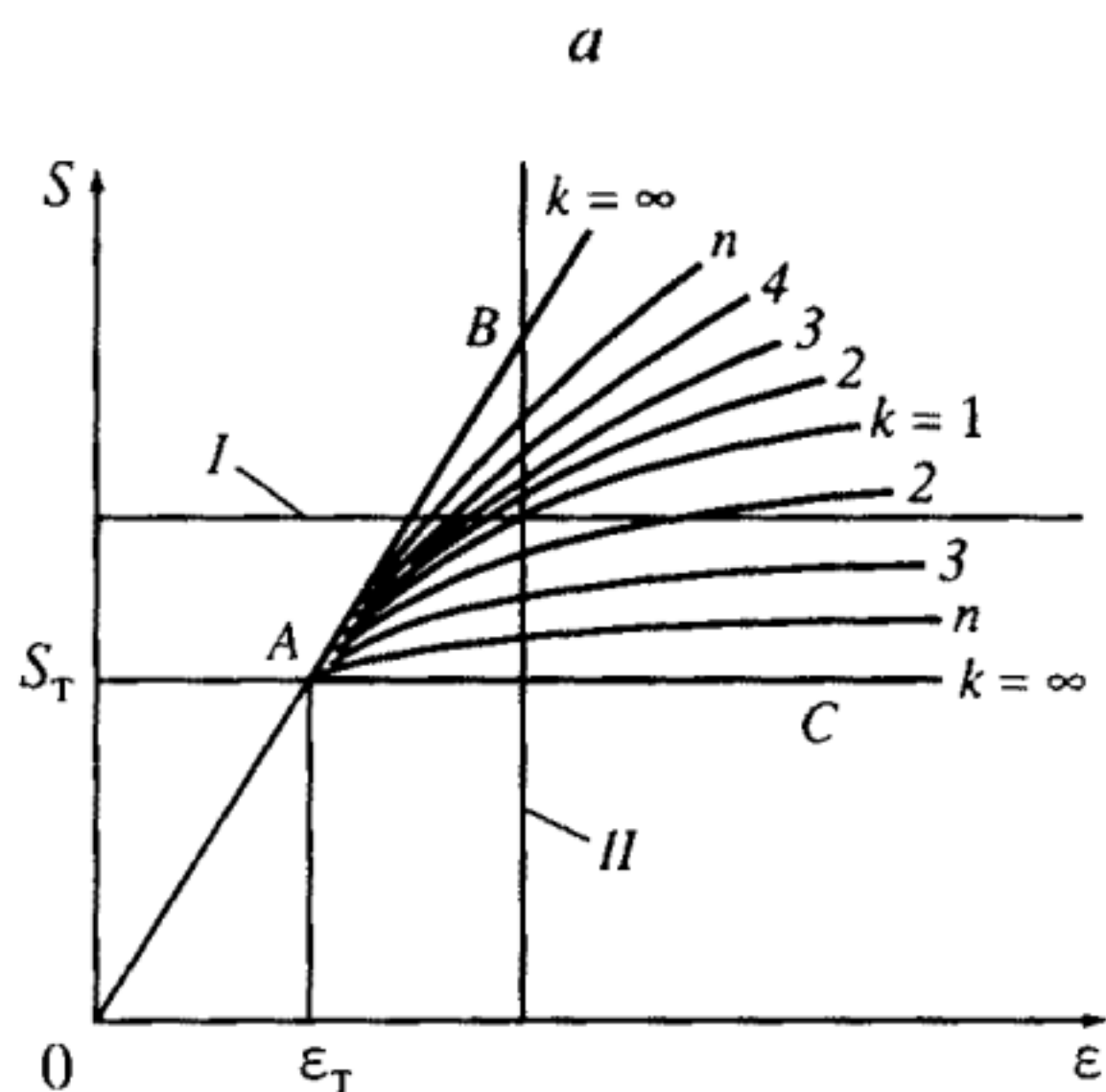
Если в эксплуатации возникают повторные нагрузки, вызывающие циклические упругопластические деформации, то расчеты размахов локальных напряжений и деформаций по (2.12) и (2.28) ведутся с использованием обобщенных диаграмм циклического упругопластического деформирования (рис. 2.5)

$$S(k) = S_T \left(\frac{\epsilon}{\epsilon_T} \right)^{m(k)}. \quad (2.29)$$

При этом вместо предела текучести σ_T в (2.12) по принципу Мазинга используется удвоенный предел текучести $S_T = 2\sigma_T$ и

Рис. 2.5. Аналитическое (а) и экспериментальное (б) представления обобщенных диаграмм циклического упругопластического деформирования

I – мягкое нагружение; *II* – жесткое нагружение; А–С – пояснения см. в тексте



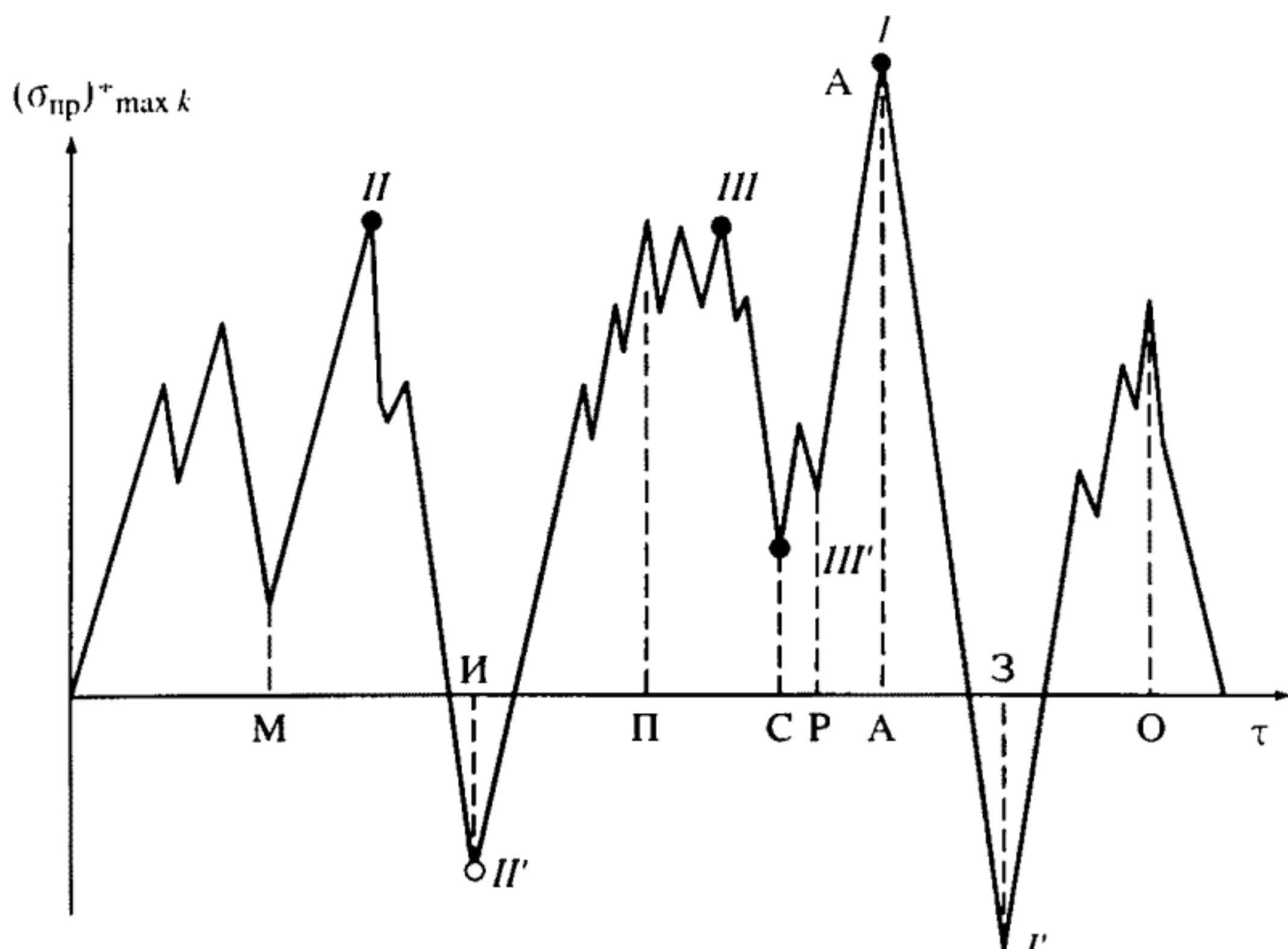


Рис. 2.6. Характер изменения приведенных напряжений для эксплуатационного режима нагружения

Пояснения см. в тексте

$\epsilon_1 = S_1/E$ (E – модуль продольной упругости), а вместо показателя упрочнения m для кривой статического деформирования (2.12) используется показатель упрочнения $m(k)$ для кривой циклического деформирования в полупереме k ($k = 2N$).

Таким образом, по данным об эксплуатационных нагрузках P и температурах t (см. рис. 2.3) расчетом устанавливают номинальные напряжения σ и деформации e , а затем по (2.22) и (2.23) с учетом коэффициентов концентрации напряжений α_σ определяют размахи локальных приведенных напряжений и строят схемы циклов изменения приведенных напряжений $(\sigma_{пр})_{\max k}$ или деформаций $(e_{пр})_{\max k}$.

Для упрощения последующих расчетов прочности и ресурса ЖРД в области упругих и упругопластических местных деформаций можно использовать условные местные упругие напряжения. По схеме циклов приведенных напряжений для блока эксплуатационного нагружения (рис. 2.6) можно осуществить анализ прочности и ресурса на основе выделения характерных точек и величин напряжений. В таком анализе используют ряд методов: максимумов, экстремумов, размахов, полных циклов. При оценках повреждаемости для узкополосных спектров эксплуатационного нагружения эти методы дают сопоставимые результаты.

Наиболее приемлемым с точки зрения точности и трудоемкости считают метод “дождя”, в соответствии с которым рассматривают стекание капель “дождя” при вертикальном расположении оси z , или заполнение каплями “дождя” впадин при горизонтальном расположении оси z . Тогда для наиболее удаленных от оси z точек $I-I'$ устанавливают максимальное и минимальное значение напряжений цикла, а также амплитуду и коэффициент асимметрии цикла нагружения. Аналогично поступают для точек $II-II'$, $III-III'$ и т.д. Для стационарного режима с характерными наложениями вибрационных процессов или для режимов с регулированием мощности выделяют амплитуды вибронапряжений с характерными частотами.

Схема циклов нагружения (см. рис. 2.6) может быть построена и на основе численного решения линейных и нелинейных краевых задач – методами конечных элементов, конечных разностей, интегральных уравнений. В этом случае по результатам численного анализа для заданного режима эксплуатационного нагружения получают непосредственно распределения и величины местных упругих или упругопластических напряжений или деформаций. По этим распределениям могут быть определены номинальные напряжения или деформации, которые в дальнейшем используют при оценках прочности и ресурса. Вместе с тем следует признать, что для многих режимов и вариантов геометрических форм элементов конструкций такие расчеты чрезвычайно трудоемки, а их точность определяется заданием исходных краевых условий – по усилиям, температурам, физико-механическим свойствам материалов.

Как показывает многолетняя практика проектирования и отработки наиболее сложных и ответственных машин и конструкций ракетно-космической, авиационной и атомной техники, повышенная точность при анализе прочности, ресурса и надежности достигается в тех случаях, когда используются комбинированные методы анализа истории эксплуатационного нагружения, номинальных и местных напряжений и деформаций.

Применительно к ЖРД комбинированные подходы включают:

- расчеты по теориям стержней, пластин и оболочек;
- моделирование в лабораторных условиях несущих узлов и деталей (модели из низкомолекулярных или штатных материалов с частичным воспроизведением нагрузок, тепловых и электромагнитных полей);
- моделирование в стендовых условиях с применением мало-размерных или полномасштабных моделей и воспроизведением условий нагружения, близких к натурным;

натурные исследования головных образцов или серийных объектов со штатным или близким к нему набором эксплуатационных нагрузок.

В таких исследованиях широко используют, как отмечалось выше, следующие системы и методы:

- измерения в реальном масштабе времени базовых параметров рабочих процессов (давлений, температур, скоростей, магнитных полей) встроенными системами контроля;

- измерения в реальном масштабе времени усилий, местных деформаций и напряжений методами электротензометрии, голографии, магнитометрии, тензочувствительных покрытий, акустической голографии с использованием полупроводниковых сенсоров;

- измерения в реальном масштабе времени местных величин тепловых полей и их распределения методами термометрии, термовидения, голографии, пирометрии с использованием покрытий;

- измерения в реальном масштабе времени вибраций, пульсаций давления и температур методами акселерометрии, тензотермометрии, голографии.

Эти методы и системы рассматриваются в специальном томе по исследованиям напряжений и прочности ракетных двигателей.

Включение в перечисленные системы измерений универсальных и специальных компьютеров и соответствующих программ позволяет не только восстанавливать историю реального эксплуатационного нагружения $P(\tau_i)$, $\sigma(\tau_i)$, $e(\tau_i)$, но и оценивать степень накопления повреждений $d(\tau)_i$, истощения ресурса $(n/n_p, \tau/\tau_p)$ и показатели надежности.

Наличие указанной выше расчетно-экспериментальной информации об усилиях P , температурах t , напряжениях σ и деформациях e в элементах ЖРД, а также критериальных величин сопротивления деформациям и разрушению соответствующих конструкционных материалов является основой для построения предельных кривых

$$P_c = \{(\sigma_{np}, e_{np})_{\max k}, t, \tau, N\}, \quad (2.30)$$

где P_c -- критическое (предельное) сочетание механических P_m , тепловых P_t и электромагнитных P_{em} усилий для различных режимов нагружения по времени τ , числу циклов N и температуре t .

Величины P_c , как правило, устанавливают по критериальным величинам местных напряжений $(\sigma_{np})_{\max k}$ или деформаций $(e_{np})_{\max k}$ с учетом концентрации напряжений α_σ , K_σ и деформаций K_e по (2.26) и (2.27). Для этого используют уравнения:

кривых изотермической усталости (мало- или многоцикло-вой) для соответствующих материалов

$$\{(\sigma_{\text{пр}})_{\text{max } k}, (e_{\text{пр}})_{\text{max } k}\}_c = f_N \left\{ \frac{N, \sigma_{\text{в}}, \psi_k, S_k}{\sigma_{\text{т}}, m} \right\}, \quad (2.31)$$

где $\sigma_{\text{в}}$ – предел прочности; $\sigma_{\text{т}}$ – предел текучести; S_k – сопротивление отрыву; ψ_k – относительное сужение в шейке образца; m – показатель упрочнения в упругопластической области;

– кривых длительной изотермической прочности

$$\{(\sigma_{\text{пр}})_{\text{max } k}, (e_{\text{пр}})_{\text{max } k}\}_c = f_{\tau} \left\{ \frac{\tau, \sigma_{\text{в}}, \psi_k, S_k}{\sigma_{\text{т}}, m} \right\}; \quad (2.32)$$

– кривых статической прочности при варьировании температур t

$$\{(\sigma_{\text{пр}})_{\text{max } k}, (e_{\text{пр}})_{\text{max } k}\}_c = f_t \left\{ \frac{t, \sigma_{\text{в}}, \psi_k, S_k}{\sigma_{\text{т}}, m} \right\}. \quad (2.33)$$

Кривые, описываемые выражениями (2.31) и (2.32) для металлических конструкционных материалов ЖРД, как правило, имеют монотонный вид (рис. 2.7): при увеличении N и τ предельные значения разрушающих (критических) напряжений и деформаций уменьшаются. Температурные зависимости критических напряжений и деформаций (2.33) могут иметь в области низких температур t немонотонный характер: для хладноломких металлов в

этом случае прочность и пластичность могут снижаться.

Для элементов ЖРД с трещинами местные напряжения и деформации по (2.31)–(2.33) определяются не коэффициентами концентрации напряжений α_{σ} , K_{σ} , а коэффициентами интенсивности напряжений K_I линейной механики разрушения в зависимости от размера дефекта l .

По предельным кривым (2.31)–(2.33) для заданного i -режима, определенного величинами $\{(\sigma_{\text{пр}})_{\text{max } k}, (e_{\text{пр}})_{\text{max } k}\}_c$ устанавливают предельные (критические) величины N_{cr}

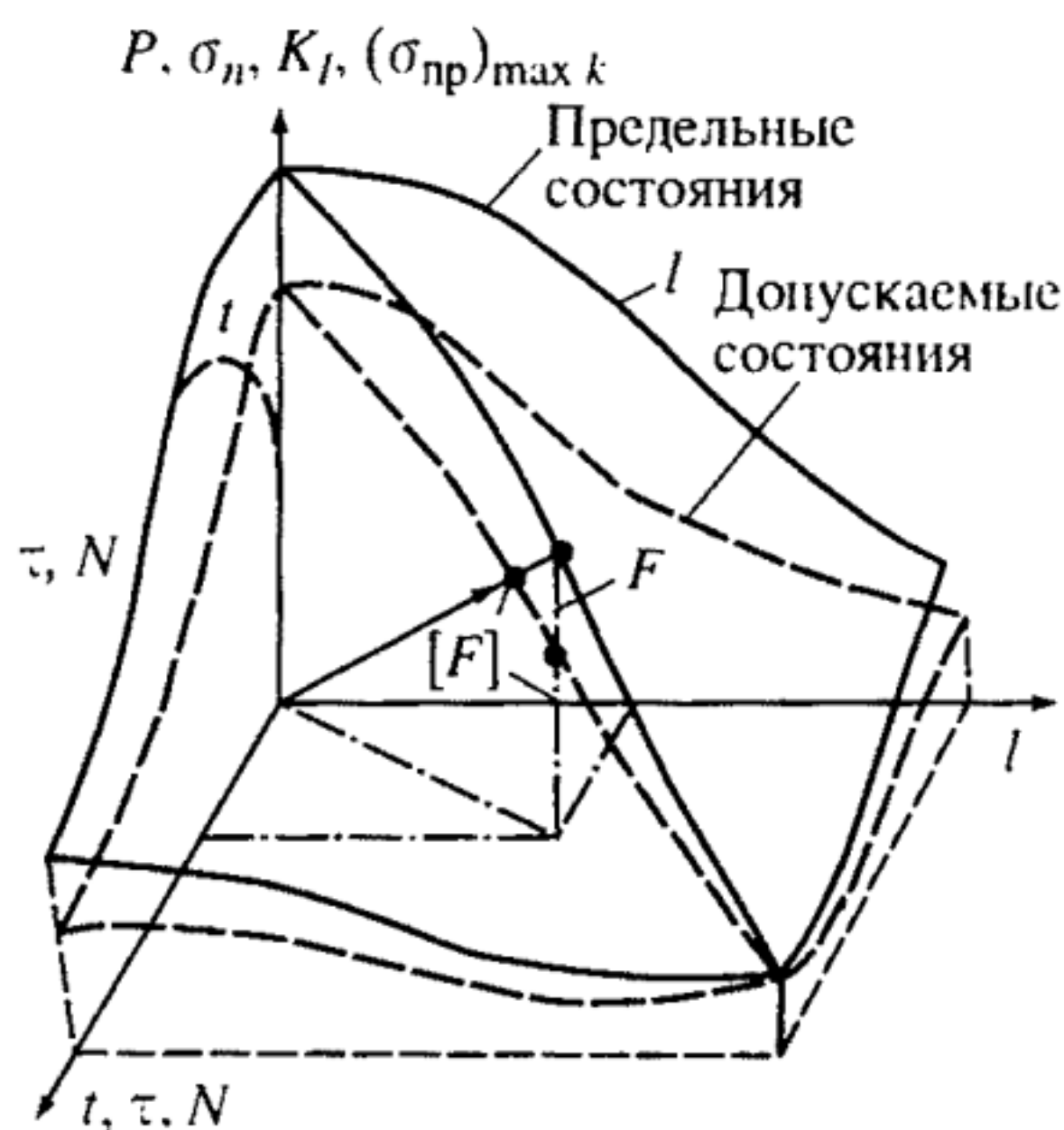


Рис. 2.7. Схема предельных и допускаемых состояний при оценках прочности и ресурса

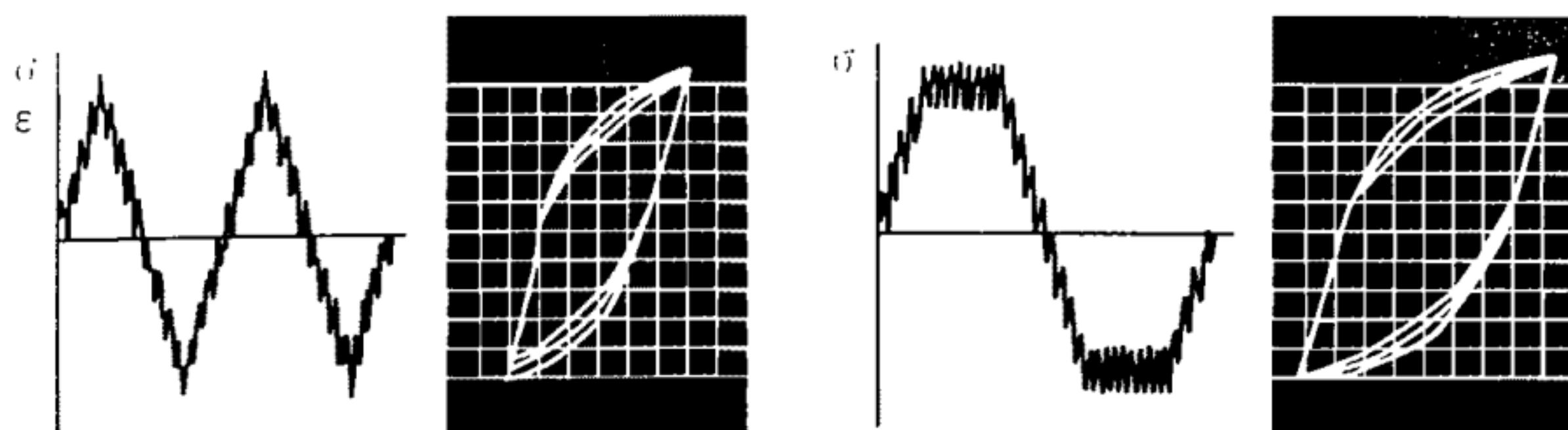


Рис. 2.8. Двухчастотные режимы и экспериментальные диаграммы циклического упругопластического деформирования

τ_{ci}, t_{ci} . Если для i -режима заданы N_i, τ_i, t_i , то с использованием (2.16)–(2.21) можно оценить накопление повреждений

$$\{d_i\} = \left\{ \left(\frac{N_i}{N_{ci}} \right), \left(\frac{\tau_i}{\tau_{ci}} \right), \left(\frac{t_i}{t_{ci}} \right) \right\}. \quad (2.34)$$

Если общее число рассматриваемых режимов равно k , то суммарное повреждение на основе гипотезы линейного суммирования повреждений определяют с использованием (2.34), как сумму

$$d_{\Sigma} = \sum_i^k \{d_i\} \leq 1. \quad (2.35)$$

При сложных, например, двухчастотных режимах термомеханического нагружения ракетных двигателей (рис. 2.8) с варьируемыми отношениями амплитуд и частот циклических напряжений (деформаций), в развитие выражений (2.14) и (2.35), когда для одночастотного малоциклового нагружения гипотеза линейного суммирования усталостных (от основного процесса малоциклового нагружения) d_f^I и длительных статических (квазистатических) d_s повреждений представляется в виде $d_{\Sigma} = d_f^I + d_s$, накопление повреждений для двухчастотного малоциклового мягкого нагружения может быть описано на основе линейного суммирования дополнительной составляющей усталостного повреждения d_f^{II} от наложенной высокочастотной амплитуды напряжения σ_2 (деформации e_{a2}) с составляющими усталостного d_f^I и длительного статического d_s повреждения [16–18, 24, 29, 33], и тогда суммарное повреждение для двухчастотного режима d_{Σ} может быть выражено следующим уравнением

$$d_{\Sigma} = d_f^I + d_f^{II} + d_s. \quad (2.36)$$

В этом случае усталостное повреждение d_f^I от полной амплитуды деформации $e_a = e_{a1} + e_{a2}$ за один цикл малоциклового нагружения по гипотезе линейного суммирования с использованием уравнения кривой усталости типа (2.13) определится как $d_f^I = 1/N(e_a, t, \tau)$, и с учетом факторов времени τ и числа наработанных циклов n составит $d_f^I = \int_0^{N_k} \frac{1}{N[e_a(n), t, \tau]} dn$.

Усталостная составляющая повреждения от высокочастотной деформации d_f^{II} при определении разрушающего (по высокой f_2 частоте нагружения) числа циклов N^* с учетом изменяющегося коэффициента асимметрии высокочастотных циклов $r(n^*)$ (в результате наложения двух гармонических процессов с существенно различными частотами $n = n^*(f_1/f_2)$) определится следующим

$$\text{образом: } d_f^{II} = \int_0^{N_k^*} \frac{1}{N^*[e_{a2}, t, \tau, r(n^*)]} dn^*.$$

Как и рассматривалось выше, составляющая длительного статического повреждения d_s для соответствующих температуры и времени нагружения определится отношением односторонне накопленной необратимой деформации к располагаемой пластичности материала при длительном статическом нагружении

$$d_s = \int_0^{N_k} \frac{e_n}{\varepsilon_{\tau\tau}} dn.$$

Тогда предельное состояние для условий двухчастотного малоциклового нагружения при разрушающем числе циклов N_k на основе линейного суммирования рассматриваемых составляющих повреждений, согласно выражениям (2.34)–(2.36), может быть определено как

$$\begin{aligned} d_{\Sigma} = & \int_0^{N_k} \frac{1}{N[e_a(n), t, \tau]} dn + \int_0^{N_k^*} \frac{1}{N^*[e_{a2}, t, \tau, r(n^*)]} dn^* + \\ & + \int_0^{N_k} \frac{e_p}{e_k^{\tau\tau}} dn = 1,0. \end{aligned} \quad (2.37)$$

На рис. 2.9,а показаны расчетные по уравнению (2.37) и соответствующие им экспериментальные данные по определению составляющих повреждения для мягкого режима высокотем-

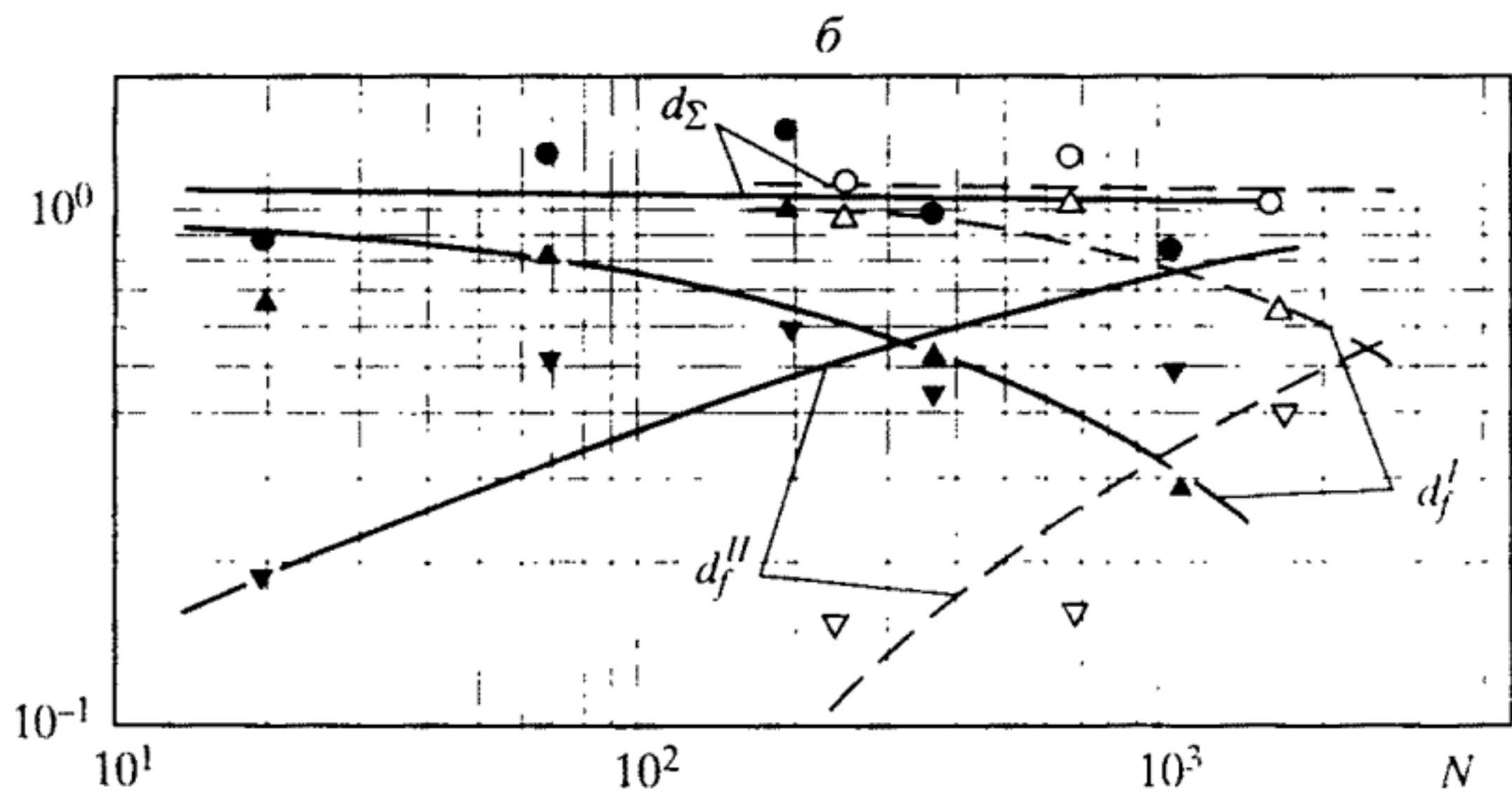
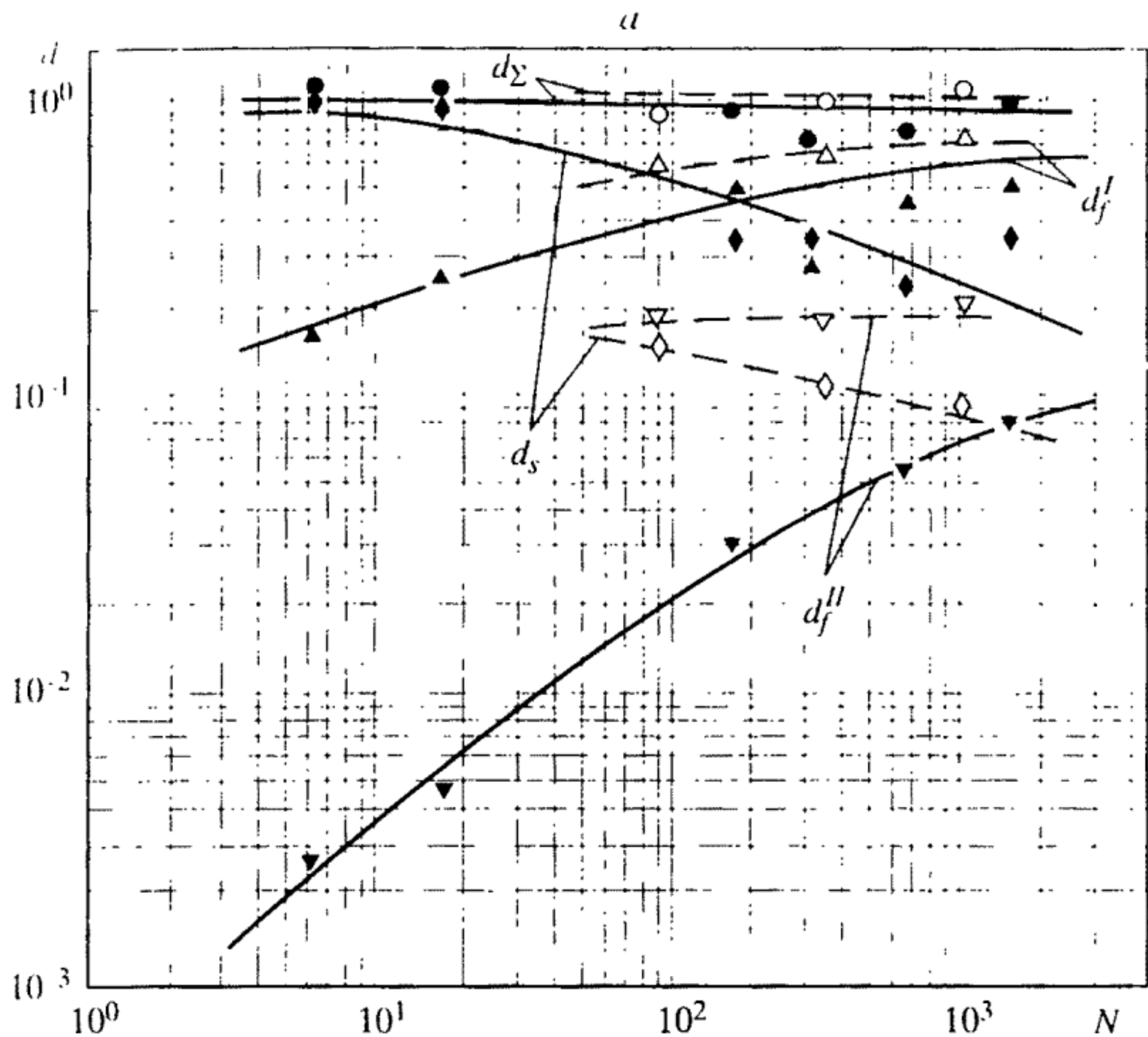


Рис. 2.9. Суммирование составляющих повреждения при мягком (а) и жестком (б) режимах двухчастотного нагружения для различных значений долговечностей

пературного малоциклового двухчастотного нагружения при наложении высокочастотных напряжений с двумя уровнями соотношений частот (соответственно темные значки и сплошные линии; светлые значки и пунктирные линии), а также для жесткого (рис. 2.9,б) двухчастотного нагружения с двумя уровнями ампли-

гуд высокочастотных деформаций (соответственно темные значки и сплошные линии; светлые значки и пунктирные линии), из которых видно, что общее накопленное повреждение d_{Σ} для этих условий, определенное на основе линейного суммирования его составляющих, близко к единице.

При этом следует иметь в виду, что рассмотренное выше линейное суммирование усталостных и квазистатических повреждений при детальном рассмотрении их накопления в действительности является нелинейным, так как определяющие каждую из этих составляющих повреждения деформационные характеристики имеют в процессе нагружения сложную кинетику, нелинейным образом зависящую от числа циклов (циклическое упрочнение или разупрочнение материала в упругопластической области), а также от температуры и времени нагружения (температурно-временное изменение характеристик прочности и пластичности материала).

Для хладноломких материалов в области низких или криогенных температур наступление предельного состояния может оцениваться по температурному интервалу между эксплуатационной t_i и критической t_{ci} температурами

$$\Delta t_{ci} = t_i - t_{ci}. \quad (2.38)$$

При использовании подходов к оценке предельных состояний по (2.31)–(2.37) предполагается, что в элементах конструкций отсутствуют макродефекты, превышающие допускаемые по нормам дефектоскопического контроля, и что само наступление предельного состояния определяется моментом образования макротрещин. Такие подходы важны для хорошо контролируемых ответственных деталей и узлов типа лопаток и дисков турбин, корпусов ракетных двигателей.

Вместе с тем успехи последних десятилетий в механике разрушения, как в научной основе определения живучести деталей машин и элементов конструкций, позволили перейти к анализу прочности, ресурса и надежности с учетом макродефектов типа трещин. Трещины в деталях создают предельно высокую концентрацию местных напряжений и деформаций, затрудняя анализ прочности, ресурса и надежности по критериям типа $\{(\sigma_{np})_{\max k}, (e_{np})_{\max k}\}$, в выражениях (2.31)–(2.33). Учитывая относительную устойчивость и сингулярность в распределении местных напряжений и деформаций у вершины трещины, в линейной механике разрушения в качестве определяющей величины был использован, как отмечалось выше, коэффициент интенсивности напряжений,

определяющий величины и характер распределения напряжений

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi l} f\left(\frac{l}{B}\right); \quad \sigma_r = \left(\frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}}\right) f(0), \quad (2.39)$$

где σ – номинальные напряжения без учета трещины; l – размер (глубина или длина) трещины; B – характерный размер (ширина, толщина) сечения с трещиной; $f(l/B)$ – безразмерная поправочная функция; r, θ – полярные координаты точки, в которой определяются местные напряжения σ_r .

Учитывая, что в нелинейной механике разрушения для области упругопластических деформаций распределения напряжений σ_r и деформаций e_r существенно отличаются от упругого случая, но аналогии с (2.28) можно использовать коэффициенты интенсивности напряжений $(K_I)_\sigma$ и деформаций $(K_I)_e$ в упругопластической области (или какие-либо другие параметры нелинейной механики разрушения). Тогда для деталей и элементов конструкций ракетных двигателей с исходными трещинами l_0 можно записать обобщенное уравнение

$$\{(K_I)_\sigma, (K_I)_e\}_c = f_{N, \tau, t} \{l_0, N, \tau, t, \sigma_b, \psi_k, S_k, \sigma_T, m\}. \quad (2.40)$$

Накопленные повреждения можно вычислить аналогично по (2.34) и (2.35).

Увеличение l_0 приводит к увеличению K_I по (2.39), и из условия постоянства критических величин $\{(K_I)_\sigma, (K_I)_e\}_c$ номинальные разрушающие напряжения падают:

$$\{\sigma\}_c = \frac{\{(K_I)_\sigma, (K_I)_e\}_c}{[\sqrt{\pi l_0} f(l_0/B)]^{m_k}}, \quad (2.41)$$

где m_k – характеристика материала, зависящая от показателя упрочнения m и относительного уровня действующих номинальных напряжений.

В общем случае на основе выражений (2.21)–(2.33) и (2.40), (2.41) может быть построена поверхность предельных состояний (см. рис. 2.7).

Если ввести соответствующие запасы n по величинам $P, N, \tau, t, \sigma, \{(K_I)_\sigma, (K_I)_e\}_c, \{(\sigma_{пр})_{\max k}, (e_{пр})_{\max k}\}_c$, то от поверхности предельных состояний можно перейти к поверхности допускаемых (безопасных) состояний и соответствующим допускаемым величинам нагрузок, чисел циклов, времен, температур, номинальных напряжений, коэффициентов интенсивности, местных

напряжений и деформаций:

$$\left[P, N, \tau, t, \{ (K_I)_\sigma, (K_I)_e \}, \{ (\sigma_{\text{пр}})_{\max k}, (e_{\text{пр}})_{\max k} \}_c \right] = \\ = \frac{\{ P, N, \tau, t, \{ (K_I)_\sigma, (K_I)_e \}, \{ (\sigma_{\text{пр}})_{\max k}, (e_{\text{пр}})_{\max k} \} \}_c}{N \{ P, N, \tau, t, K_I, \sigma, e \}}. \quad (2.42)$$

Однако выражения (2.40)–(2.42) в явном виде не учитывают процесс развития трещин l по числу циклов N и времени τ . В линейной и нелинейной механике разрушения скорость роста трещин описывается степенными уравнениями

$$\left\{ \frac{dl}{dN}, \frac{dl}{d\tau} \right\} = \{ (K_I)_\sigma, (K_I)_e, l^{m_l}, f(\sigma/\sigma_T, l/B, \psi_K, \sigma_B, m) \}, \quad (2.43)$$

где m_l – характеристика, зависящая от коэффициента упрочнения m и соотношения напряжений σ/σ_T .

Интегрирование выражения (2.43) в пределах от начального дефекта l_0 до допускаемого $[l]$ позволяет определить ресурс по числу циклов N или по времени τ согласно условию $l_0 \leq l \leq [l]$.

При проведении комплексных расчетов на прочность и ресурс ЖРД в детерминированной постановке используют всю исходную информацию об осредненных характеристиках эксплуатационной нагруженности, о средних или гарантированных критериальных характеристиках сопротивления разрушению конструкционных материалов, об осредненных характеристиках исходной дефектности, определяемой по нормам дефектоскопического контроля.

Если для стадии проектирования или эксплуатации ЖРД в расчеты вводят статистические характеристики (функции распределения и их параметры) нагруженности, механических свойств материалов и дефектности деталей, то представляется возможным определить вероятностные характеристики надежности, риска и безопасности конструкций ракетных двигателей.

Ниже рассмотрены методы определения основных расчетных характеристик напряженно-деформированных состояний, механических свойств конструкционных материалов, а также конечных характеристик прочности и ресурса, а также живучести, риска и безопасности несущих элементов ракетных двигателей. Детально параметры живучести, риска и безопасности ЖРД являются предметом рассмотрения в специальном, посвященном этой проблеме томе настоящей серии.

ИССЛЕДОВАНИЕ ХАРАКТЕРИСТИК СОПРОТИВЛЕНИЯ ДЕФОРМИРОВАНИЮ И РАЗРУШЕНИЮ ПРИ ОДНОКРАТНОМ НАГРУЖЕНИИ

3.1. Базовые характеристики деформирования и прочности при однократном нагружении

В соответствии с данными табл. 1.1 и выражением (2.1) при конструировании элементов ракетных двигателей определяющими являются современные методы расчетов и испытаний на прочность с учетом однократного действия экстремальных испытательных или эксплуатационных нагрузок. Наряду с учетом условий однократного нагружения важное значение имеют вопросы обеспечения прочности для трех различных режимов нагружения – однократного, длительного и циклического – выражения (2.2), (2.4)–(2.6).

Ниже изложены сложившиеся в последние годы методы обоснования прочности для этих режимов нагружения ЖРД. При этом используются как традиционные нормативные расчеты на прочность ЖРД [35–43] по номинальным напряжениям и стандартным характеристикам механических свойств применяемых конструкционных материалов, так и новые уточненные методы расчетов [1, 32, 33, 44–51] по локальным напряжениям и деформациям и по одно- и многокритериальным характеристикам современной механики деформирования и разрушения в соответствии с выражениями (2.7), (2.8).

Для случая однократного нагружения при анализе прочности машин вводят критерии разрушения при кратковременном статическом нагружении, высокоскоростном динамическом нагружении и длительном статическом нагружении. В общем случае для энергоустановок различного назначения времена достижения предельного состояния при этих трех видах нагружения существенно различаются и составляют от $10^{-5} \div 10^{-3}$ с до $10^4 \div 10^5$ ч и более [7, 33].

Для каждого из указанных видов нагружения возможно возникновение разрушения трех видов – хрупкого, квазихрупкого и вязкого, характеризующихся различными номинальными и местными разрушающими напряжениями и деформациями (от долей до десятков процентов), скоростями развития трещин (от 10^{-5} мм/с до 2000–3000 м/с), особенностями строения микро- и макропо-

верностей разрушения. Для расчетов на прочность при возникновении хрупких, квазихрупких и вязких состояний используют три основные группы критериев разрушения – силовые, деформационные и энергетические.

При традиционных расчетах на прочность по уравнению (2.1) широкого класса элементов ракетных двигателей с учетом условий их нагружения по табл. 1.1 по номинальным напряжениям с запасами прочности 1,5-3 можно ограничиваться силовыми критериями, если считать деформирование упругим. Для высоконагруженных элементов традиционных инженерных расчетов с запасами прочности до 1,1–2 этого оказывается недостаточно и приходится рассматривать локальные напряженно-деформированные состояния в упругопластической области, а силовые критерии дополнять деформационными и энергетическими. В этом случае расчет по выражениям (2.1)–(2.8) базируется на детальном определении местных напряжений и деформаций под действием механических, тепловых, электромагнитных, эксплуатационных и технологических нагрузок с учетом кинетики напряженно-деформированных состояний на различных стадиях нагружения с использованием выражений (2.9)–(2.11).

При таких условиях наиболее перспективными в первую очередь оказываются деформационные критерии разрушения, отражающие существенную роль локальных деформаций в накоплении повреждений и развитии разрушения. Кроме того, в практике конструирования и моделирования ЖРД все большее применение находят экспериментальные методы определения локальных деформаций в моделях и натурных узлах ЖРД с применением тензометрии, голографии, интерферометрии, термовидения. Устанавливаемые из расчетов и экспериментов местные напряжения и деформации являются основой для расчетов по энергетическим критериям.

Однако определение силовых и энергетических характеристик разрушения через измеряемые деформационные параметры оказывается непростой задачей при нелинейном (неупругом) деформировании. Поэтому необходим переход от традиционных расчетов прочности по напряжениям преимущественно к современным расчетам по деформациям (или энергиям).

Второй, принципиально важный и новый элемент современных расчетов ЖРД на прочность, – анализ двух стадий повреждения несущих элементов – образования и развития трещин. Сложившиеся на протяжении длительного времени инженерные расчеты и методы обоснования прочности большинства машин и конструкций базировались на следующих основных гипотезах:

деформируемые тела сплошные и не имеют макродефектов типа трещин;

- возникновение высоких локальных напряжений и трещин приводит к мгновенному разрушению;

- несущая способность тел с трещинами резко падает и эксплуатация деталей машин с трещинами недопустима.

Современная механика разрушения, диагностика состояния и дефектоскопия материалов и машин показали неприемлемость указанных выше гипотез для создания двигателей авиационных и ракетно-космических систем, атомных и химических реакторов, уникальных технологических установок, а также опытных и промышленных серий машин в различных отраслях современного машиностроения. В этом случае расчеты должны основываться на критериях и уравнениях линейной и нелинейной механики деформирования и разрушения.

Для традиционных и новых методов расчета прочности используют диаграммы деформирования и характеристики разрушения, получаемые при механических испытаниях гладких образцов, образцов с концентрацией напряжений и образцов с трещинами [11, 12, 22, 52–54]. При традиционных стандартизованных методах испытаний на растяжение плоских и цилиндрических гладких образцов получают диаграммы растяжения (рис. 3.1) – зависимости между растягивающей силой P и удлинением образца Δl на исходной базе l_0 ($P = 0$) и текущей l (при $P > 0$)

$$\Delta l = l - l_0. \quad (3.1)$$

При этом происходит уменьшение поперечного сечения от F_0 до F :

$$\Delta F = F_0 - F. \quad (3.2)$$

При испытаниях мягких пластичных малоуглеродистых низколегированных сталей и сплавов различных классов прочности получается зависимость Δl и ΔF от P в виде кривой l (см. рис. 3.1).

На диаграмме деформирования выделяют следующие характерные точки:

- точку A , соответствующую предельному значению упругих деформаций и началу текучести при $P = P_t$;

- точку C , соответствующую максимальной нагрузке P_C в процессе нагружения и окончанию равномерной пластической деформации по сечениям образца;

- точку K , соответствующую нагрузке P_K при окончательном разрушении образца.

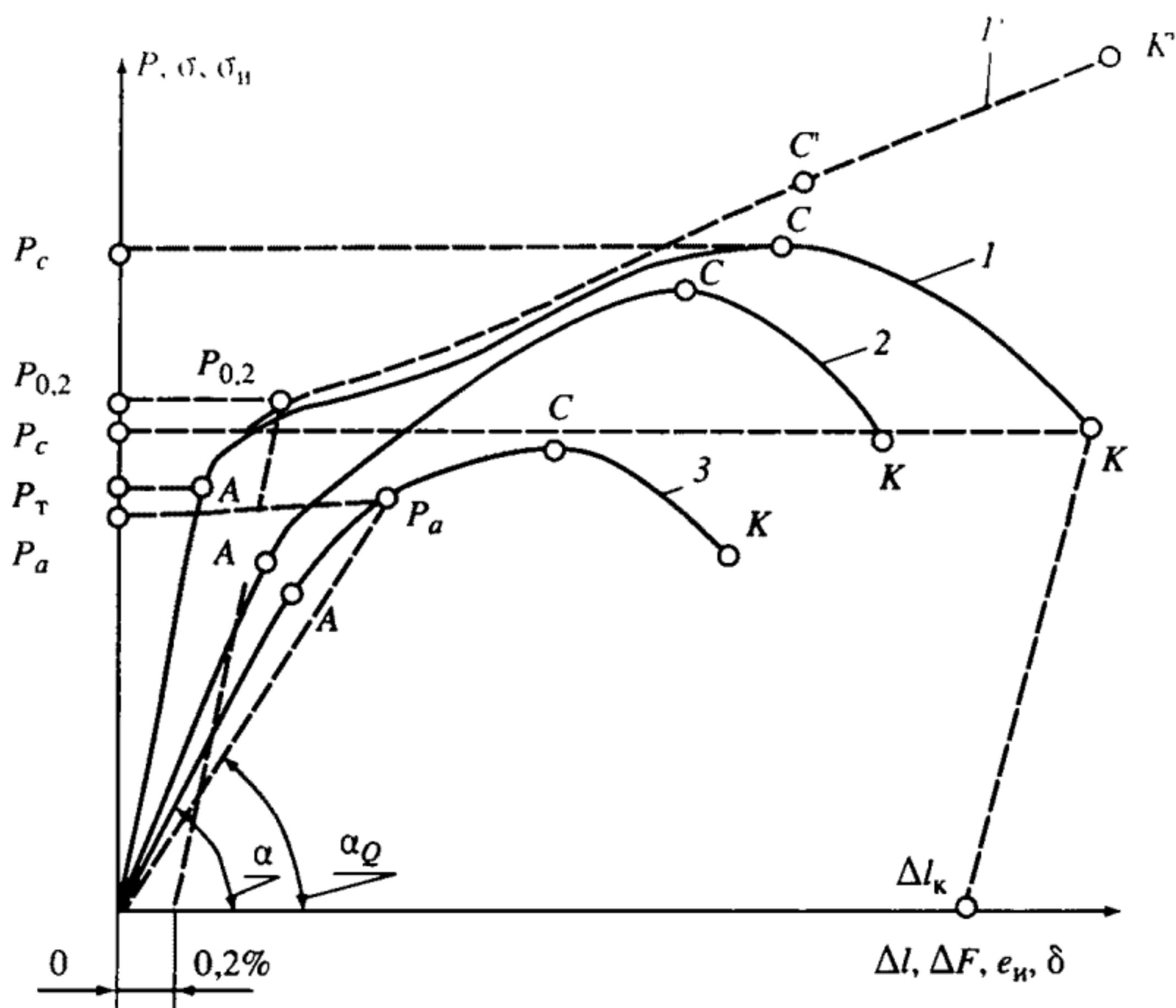


Рис. 3.1. Диаграммы деформирования и разрушения образцов: гладкого (1), с концентрацией напряжений (2), с трещиной (3)

Таким же образом можно получить диаграмму деформирования при испытании образцов с концентрацией напряжений и с трещинами (кривые 2 и 3). Если брутто-сечения всех трех образцов были одинаковы, то диаграммы растяжения $P-\Delta l$ для этих образцов будут расположены так, как показано на рис. 3.1. Предельные нагрузки P_C , P_K и номинальные деформации $\Delta l_K = l_K - l_0$ и $\Delta F_K = F_0 - F_K$ снижаются по мере увеличения концентрации напряжений.

Если разрушения соответствуют точкам на участке кривой OA , то их считают хрупкими. При этом макропластические деформации отсутствуют; возникающие локализованные пластические деформации сосредотачиваются в узких зонах, примыкающих к поверхности разрушения. Для таких разрушений силовые, деформационные и энергетические критерии эквивалентны, и их можно свести к силовым.

Если разрушения соответствуют точкам диаграмм на участке AC , то их можно классифицировать как квазихрупкие. В этом случае макропластические деформации возникают по всему сечению

и разрушения описываются с помощью деформационных и энергетических критериев.

Для участка $СК$ характерны вязкие разрушения с большими пластическими деформациями в значительной части объемов образцов и деталей. В качестве критериев вязких разрушений следует использовать деформационные и энергетические.

Для точек A , C , K диаграммы деформирования гладкого образца определяют условные напряжения

$$\sigma = P/F_0, \quad (3.3)$$

а также предел текучести σ_T , временное сопротивление σ_B и напряжение разрыва σ_K :

$$\{\sigma_T, \sigma_C = \sigma_B, \sigma_K\} = \frac{\{P_T, P_C, P_K\}}{F_0}. \quad (3.4)$$

Наряду с определением предела текучести σ_T (или предела пропорциональности $\sigma_{пц}$) по стандартным методикам предусмотрено определение условного предела текучести $\sigma_{0,2}$, соответствующего остаточной относительной пластической деформации, равной 0,2%:

$$\sigma_{0,2} = P_{0,2}/F_0. \quad (3.5)$$

Для образцов с трещиной допуск на нелинейность деформирования при определении условной нагрузки P_Q назначают не по остаточной деформации, а по заданному снижению секущего модуля ($\operatorname{tg} \alpha_Q = k \operatorname{tg} \alpha$, где $k = 0,95$).

Для нагрузок P и P_K устанавливают:

– сопротивление разрыву в шейке

$$S_K = P_K/F_K; \quad (3.6)$$

– текущее относительное удлинение δ и сужение ψ площади поперечного сечения (выражаемое в относительных единицах или процентах)

$$\delta = \Delta l/l_0 = 1/(1 - \psi) = e, \quad \psi = \Delta F/F_0; \quad (3.7)$$

– предельные значения остаточных пластических деформаций:

$$\delta_K = (l_K - l_0)/l_0, \quad \psi_K = (F_0 - F_K)/F_0. \quad (3.8)$$

Величина ψ_K сравнительно мало зависит от рабочей длины образца l_0 , а δ_K существенно изменяется при изменении l_0/F_0 .

Силовые и деформационные характеристики материалов σ_T (или $\sigma_{0,2}$), σ_B , δ_K и ψ_K являются базовыми: они включаются в технические условия на поставку металлических конструкционных материалов, в паспорта приемочных испытаний, а также входят в расчеты прочности и ресурса ЖРД. К числу базовых относят

и модуль продольной упругости материала E , определяемый как тангенс угла наклона начального участка кривой упругого деформирования α , и коэффициент Пуассона μ , определяемый как модуль отношения поперечной деформации к продольной.

По заданным значениям силы P и площади поперечного сечения F можно определить истинные значения напряжений $\sigma_{\text{н}}$ и продольных логарифмических деформаций $e_{\text{н}}$:

$$\sigma_{\text{н}} = P/F = \sigma \frac{1}{1 - \psi}, \quad e_{\text{н}} = \ln \frac{1}{1 - \psi}. \quad (3.9)$$

По мере увеличения P растет ψ , и кривая деформирования гладкого образца (кривая I' на рис. 3.1) в истинных напряжениях $\sigma_{\text{н}}$ и деформациях $e_{\text{н}}$ пройдет выше кривой деформирования (кривая I) в условных напряжениях σ и деформациях e . В области упругих и малых упругопластических деформаций величины $\sigma_{\text{н}}$ и $e_{\text{н}}$ мало отличаются от σ и e , и кривые I и I' практически совпадают.

Наряду с характеристиками свойств по уравнениям (3.4)–(3.6), (3.8) для расчетов прочности и ресурса ЖРД необходимо знать зависимость между напряжениями и деформациями (уравнение состояния) для всего процесса деформирования – от его начала до момента разрушения [11, 16, 32, 33, 55–58]. Эти зависимости получают экспериментально или путем аппроксимации реальных диаграмм деформирования.

В качестве параметров диаграмм деформирования можно использовать координаты соответствующих точек на кривой напряжение–деформация (расчеты обычно выполняют на ЭВМ) или различные аналитические функции пластичности.

Наиболее широкое применение для анализа напряжений и деформаций в упругопластической области получили линейная и степенная типа (2.12) аппроксимация диаграмм деформирования:

$$\sigma = \sigma_{\text{т}} + E_{\text{т}}(e - e_{\text{т}}); \quad (3.10)$$

$$\sigma = \sigma_{\text{т}} \left(\frac{e}{e_{\text{т}}} \right)^m, \quad (3.11)$$

где $\sigma_{\text{т}}$, $e_{\text{т}}$ – напряжения и деформации на участке текучести; $E_{\text{т}}$ – модуль упрочнения в упругопластической области ($0 \leq E_{\text{т}} \leq E$); m – характеристика упрочнения материала в упругопластической области ($0 \leq m \leq 1$).

При расчетах на прочность эффективно использовать относительные напряжения и деформации:

$$\bar{\sigma} = \sigma/\sigma_{\text{т}}; \quad \bar{e} = e/e_{\text{т}}; \quad \bar{e}_{\text{н}} = e_{\text{н}}/e_{\text{т}} = \frac{1}{e_{\text{т}}} \ln \frac{1}{1 - \psi}. \quad (3.12)$$

Тогда уравнения (3.10) и (3.11) примут вид

$$\sigma = 1 + E_1 (\bar{e} - 1); \quad (3.13)$$

$$\sigma = e^m, \quad (3.14)$$

где E_1 – относительный модуль упрочнения ($E_1 = E_T/E$).

Характеристики упрочнения m и \bar{E}_T связаны [11, 32, 33] зависимостью, близкой к линейной, при $0 \leq m \leq 0,3$:

$$E_1 \approx 0,35m. \quad (3.15)$$

Если принять, что уравнение (3.11) справедливо при напряжениях $\sigma_1 \leq \sigma = S_k$, $E \approx 2 \cdot 10^5$ МПа и $\sigma_k/\sigma_b \approx 1 + 1,4\psi_k$, то в первом приближении коэффициент упрочнения m' можно получить расчетом в виде

$$\begin{aligned} m' &= \frac{\lg(S_k/\sigma_T)}{\lg \frac{1}{e_T} \ln \frac{1}{1-\psi_k}} = \frac{\lg(S_k/\sigma_{0,2})}{\lg \frac{1}{(\sigma_{0,2}/E) + 0,2 \cdot 10^{-2}} \ln \frac{1}{1-\psi_k}} = \\ &= \frac{\lg[\sigma_b/\sigma_{0,2}(1 + 1,4\psi_k)]}{\lg \left[\left(10^5 \ln \frac{1}{1-\psi_k} \right) / (200 + 0,5\sigma_{0,2}) \right]}. \end{aligned} \quad (3.16)$$

На рис. 3.2 показана зависимость m' от характеристик механических свойств сталей ($\sigma_{0,2}$, σ_b , ψ_k).

Если учесть концентрацию напряжений K_σ и деформаций K_ϵ в шейке цилиндрического образца [11, 32, 33], то на основе выражений (3.11) и (3.14) можно получить уточненное значение показателя упрочнения m''

$$m'' = \frac{\lg[K_\sigma \frac{\sigma_b}{\sigma_{0,2}} (1 + 1,4\psi_k)]}{\lg \left[\left(K_\epsilon \cdot 10^5 \ln \frac{1}{1-\psi_k} \right) / (200 + 0,5\sigma_{0,2}) \right]} \quad (3.17)$$

и предела текучести

$$\sigma_1 = \left[\frac{\sigma_{0,2}}{(E \cdot 0,2 \cdot 10^{-2} + \sigma_{0,2})^m} \right]^{1/(1-m)}. \quad (3.18)$$

Для сталей с модулем упругости $E = 2 \cdot 10^5$ МПа связь между σ_T и $\sigma_{0,2}$, определяемая уравнением (3.18), для заданных значений m показана на рис. 3.3.

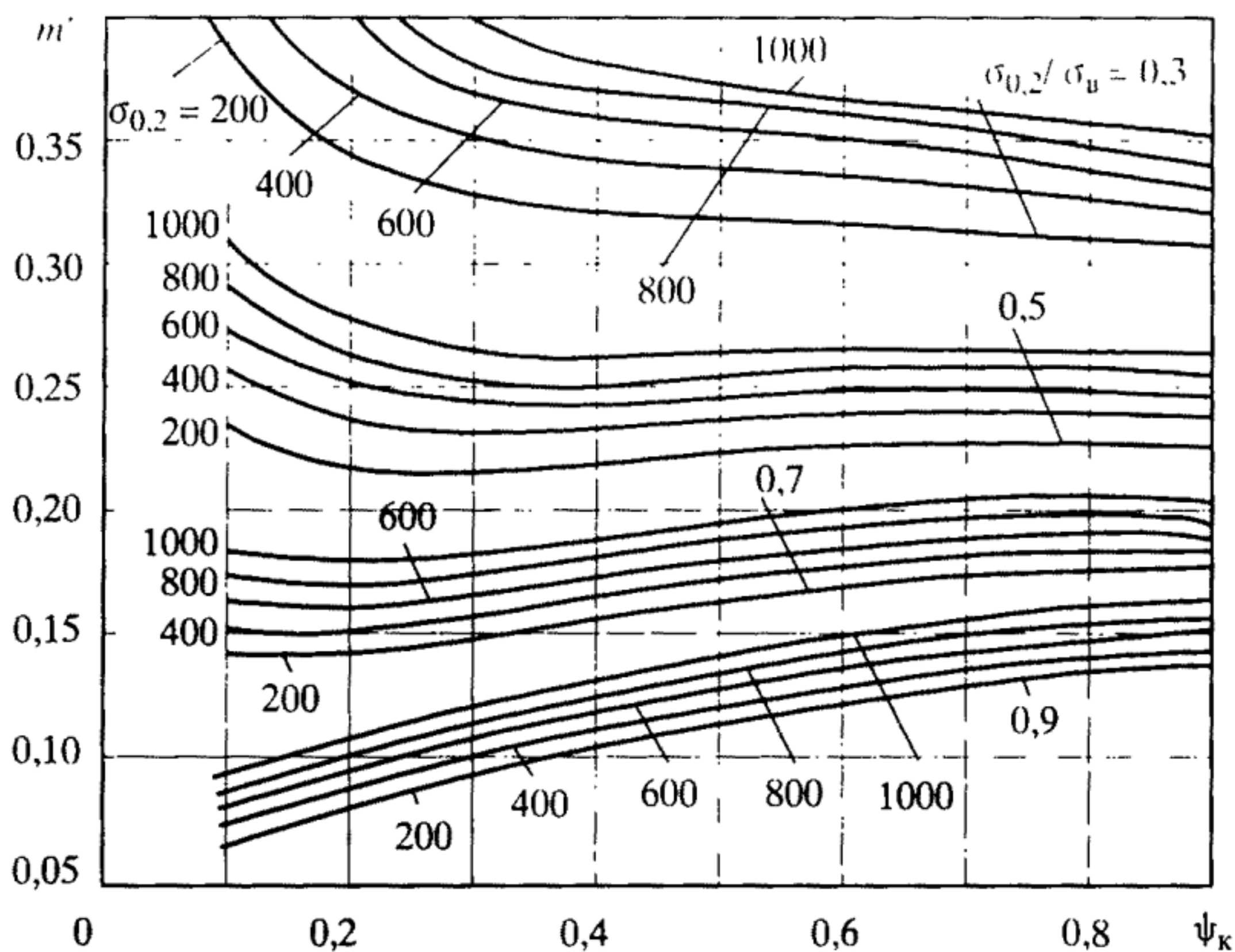


Рис. 3.2. Зависимость показателя упрочнения от характеристик механических свойств сталей

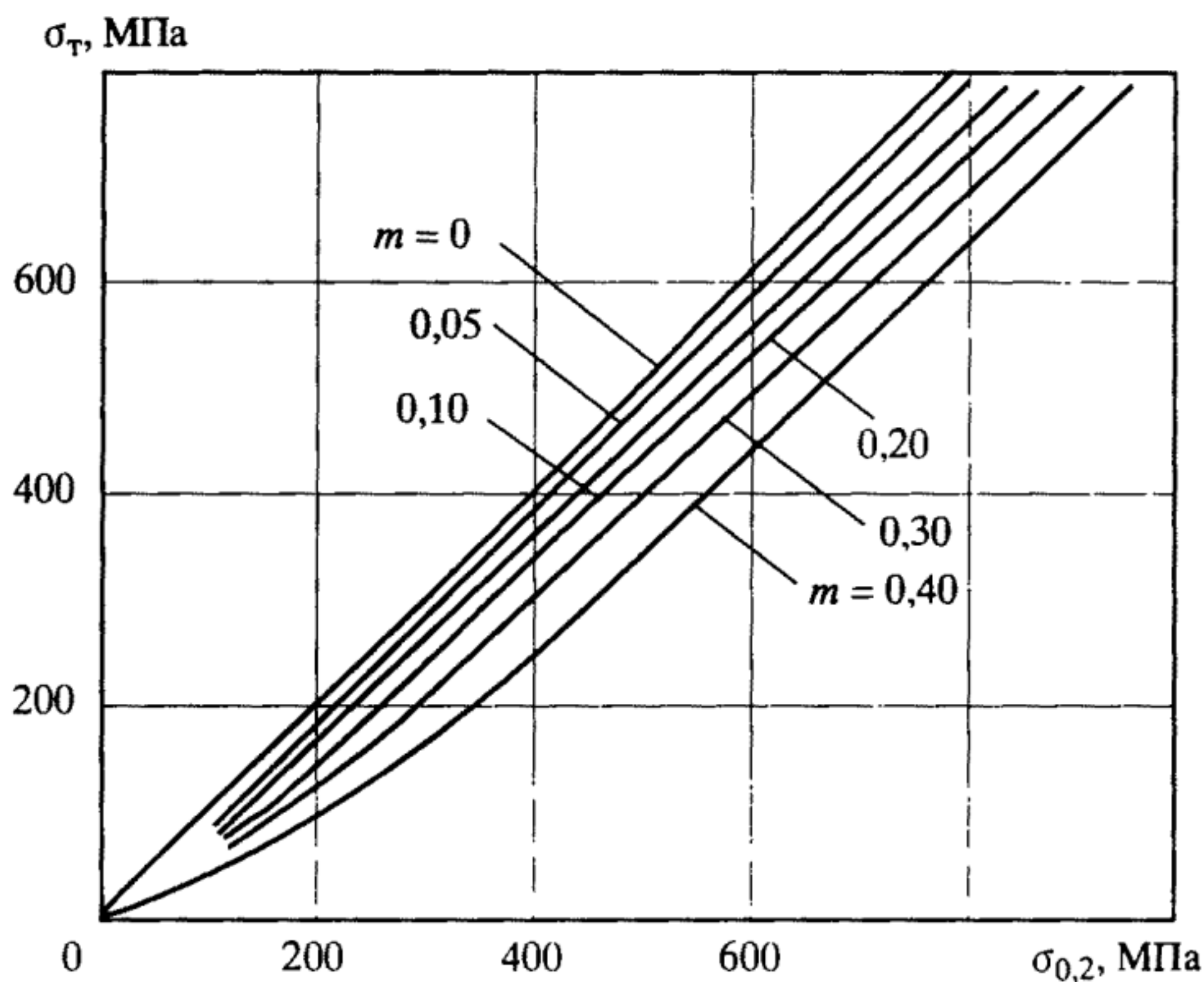


Рис. 3.3. Зависимость предела текучести σ_T от условного предела текучести $\sigma_{0.2}$ для сталей

На основе уравнений (3.3), (3.9), (3.11) для точки C кривой / (см. рис. 3.1) из условий $\sigma = \sigma_B$ и $d\sigma/de = 0$ получим [11, 32, 33]

$$e_B = m = \ln \frac{1}{1 - \psi_B}. \quad (3.19)$$

Таким образом, показатель упрочнения численно равен равномерной продольной логарифмической деформации. Равномерное сужение ψ_B , определяющее деформацию e_B , можно оценить по приближенной формуле

$$\psi_B \approx \psi_K \frac{1 - \sigma_{0,2}/\sigma_B}{S_K/\sigma_B - \sigma_{0,2} + \sigma_B} \approx \psi_K \frac{1 - \sigma_{0,2}/\sigma_B}{1 + 1,4\psi_K - \sigma_{0,2}/\sigma_B}. \quad (3.20)$$

Результаты эксперимента и расчета по формуле (3.20) различаются не более чем на 10–12%. В тех случаях, когда из опыта известно только относительное продольное удлинение (например, δ_5 при $l_0/d_0 = 5$), относительное равномерное сужение ψ_B может быть приближенно установлено [11, 32, 33] по формуле

$$\psi_B = (\delta_5 - 0,1)/(\delta_5 + 1,0). \quad (3.21)$$

Сопоставление расчетных диаграмм статического деформирования “ $\bar{\sigma} - \bar{e}$ ”, а также диаграмм, связывающих номинальные $\bar{\sigma}_n$ и максимальные $\bar{\sigma}_{\max}$ напряжения и деформации \bar{e}_n и \bar{e}_{\max} , которые входят в расчеты прочности ЖРД и определяются выражениями (3.13) и (3.14), показано на рис. 3.4. При $E_T \approx 0,35$ имеет место удовлетворительное совпадение линейной и степенной аппроксимации.

Для крупногабаритных элементов ракетного двигателя следует учитывать зависимость механических свойств металлов от абсолютных размеров сечений. Ухудшение механических свойств материала при увеличении площади поперечного сечения детали F по сравнению с площадью F_0 образца, как следует из данных [11, 32, 33], описывается степенными функциями

$$\begin{aligned} \sigma_{0,2} &= (\sigma_{0,2})_0 \left(\frac{F_0}{F} \right)^{m_{0,2}}; \\ \sigma_B &= (\sigma_B)_0 \left(\frac{F_0}{F} \right)^{m_B}; \\ S_K &= (S_K)_0 \left(\frac{F_0}{F} \right)^{m_S}; \\ \psi_K &= (\psi_K)_0 \left(\frac{F_0}{F} \right)^{m_\psi}. \end{aligned} \quad (3.22)$$

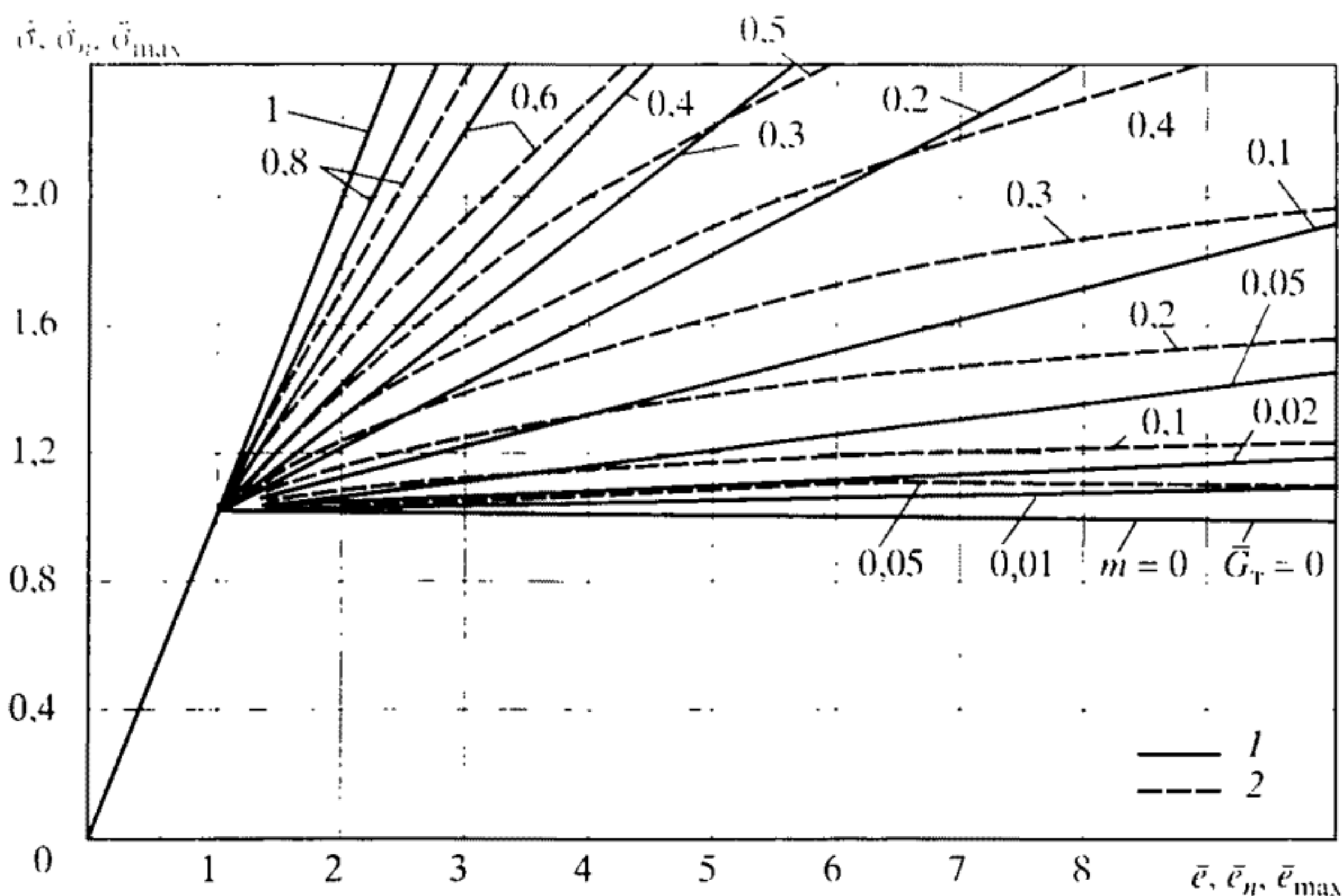


Рис. 3.4. Диаграммы деформирования в относительных координатах

1 – линейная аппроксимация; 2 – степенная аппроксимация

Для малоуглеродистых и низколегированных сталей показатели степени $m_{0.2} = m_b = 0,013$. Характеристика материала $m_\psi = 0,024 \div 0,40$ и повышение степени легирования сталей приводит к ее снижению. В соответствии с результатами экспериментов $m_s = 0,040$ и мало зависит от степени легирования стали. Показатель упрочнения m в упругопластической области для конструкционных сталей практически не зависит от размеров сечений.

Приведенные выше данные о сопротивлении материалов упругопластическим деформациям и разрушению, параметры уравнений (3.1)–(3.22) для диаграмм деформирования могут использоваться в дальнейшем для описания закономерностей хрупкого, квазихрупкого и вязкого разрушения при однократном нагружении ЖРД. Параметры этих уравнений при отсутствии соответствующих экспериментальных данных устанавливают по характеристикам механических свойств ($\sigma_{0.2}$, σ_b , ψ_k , δ_5), полученных в результате стандартных испытаний лабораторных образцов на растяжение.

При однократном статическом нагружении в условиях одноосного равномерного напряженного состояния (осевое растяжение–сжатие) в соответствии со схемами рис. 3.1 могут иметь место хрупкие (участок OA), квазихрупкие (участок AC) и вязкие (CK) разрушения.

Для оценки предельных состояний в этом случае используют характеристики:

- силовые – σ_1 , $\sigma_{0.2}$, σ_B , S_k , вычисляемые по уравнениям (3.4) (3.6);

- деформационные – δ_k , ψ_k , e_k , вычисляемые по уравнениям (3.8).

Энергетические критериальные характеристики однократного разрушения получают интегрированием уравнения (3.14) в пределах деформаций от 1 до e_k . Тогда с учетом энергии упругих деформаций общая энергия разрушения (в относительных координатах)

$$\gamma_k = \alpha_k = \frac{1}{2} + \frac{1}{1+m} (e_k^{1+m} - 1) - \frac{1}{2} e_k^{2m}. \quad (3.23)$$

При образовании упругих и упругопластических деформаций энергетический критерий γ_k выражают через деформационный критерий e_k .

Если характеристики механических свойств материалов ($\sigma_{0.2}$, σ_B , ψ_k , S_k) определяют по результатам испытаний стандартных лабораторных образцов сечением F_0 , а несущие элементы конструкций имеют сечение $F > F_0$, то снижение указанных характеристик должно быть рассчитано по уравнениям (3.22).

3.2. Влияние условий нагружения на характеристики сопротивления однократному разрушению

В традиционных инженерных расчетах статической прочности по выражению (2.1) обычно используют характеристики $\sigma_{0.2}$ и σ_B при комнатной температуре, или $\sigma'_{0.2}$ и σ'_B при заданной температуре t , определяемые при стандартных статических испытаниях на растяжение гладких цилиндрических или плоских образцов.

При высоких температурах, когда возникают статические деформации ползучести, в основные расчетные выражения (2.1), (2.5) вместо характеристик кратковременной прочности σ_B и пластичности ψ_k вводят характеристики длительной статической прочности σ'_B и пластичности ψ'_k для времени τ . Эти зависимости в первом приближении, идущем в запас прочности, аппроксимируются степенными уравнениями [11, 32, 33]

$$\sigma'_B = \sigma'_B(\tau_0/\tau)^{m_{\sigma_B}}; \quad (3.24)$$

$$\psi'_k = \psi'_k(\tau_0/\tau)^{m_{\psi_k}}, \quad (3.25)$$

где τ_0 — время испытаний до разрушения при кратковременном статическом нагружении; m_{σ_B} , m_{ψ_K} — параметры материалов и температуры.

Учитывая, что при повышенных температурах окончательному длительному статическому разрушению предшествует образование макротрещин, параметры уравнений (3.23) и (3.24) определяют для этой стадии повреждения. При этом предельная пластичность на стадии образования трещины $\psi_0^{t,\tau}$ получается в интервале между значениями равномерной $\psi_B^{t,\tau}$ и максимальной местной пластичности $\psi_K^{t,\tau}$ в зоне разрушения:

$$\psi_0^{t,\tau} = K_0^{\tau}(\psi_B^{t,\tau} + \psi_K^{t,\tau}), \quad 0,3 \leq K_0^{\tau} \leq 0,7. \quad (3.26)$$

Характеристика m_{σ_B} при τ до 10^5 ч в зависимости от температуры $T(K)$ выражается экспоненциальной функцией

$$m_{\sigma_B} = m_{\sigma_B}^0 \exp(\beta_{\sigma_B} T), \quad (3.27)$$

где $m_{\sigma_B}^0$ — константа, малозависящая от материала ($m_{\sigma_B}^0 \approx 1 \cdot 10^{-3}$); β_{σ_B} — характеристика материала.

Для аустенитных нержавеющей сталей β_{σ_B} равно примерно $5,1 \cdot 10^{-3}$, для низколегированных (Cr—Mo—V) теплостойких сталей — $6,1 \cdot 10^{-3}$, для низколегированных хромистых сталей — $5,8 \cdot 10^{-3}$. Значения m_{ψ_K} и m_{σ_B} связаны зависимостью, близкой к линейной:

$$m_{\psi_K} = K_{\psi} m_{\sigma_B}, \quad (3.28)$$

где K_{ψ} — характеристика материала, равная соответственно для указанных выше групп сталей $+(1,15 \div 1,6)$; $-(0,1 \div 0,15)$ и $+(0,0 \div 0,3)$.

Степенное уравнение типа (3.23) можно использовать и для определения длительного условного предела текучести

$$\sigma_{0,2}^{t,\tau} = \sigma_{0,2}^t (\tau_0 / \tau)^{m_{0,2}}, \quad (3.29)$$

где $m_{0,2}$ — характеристика материала и температуры.

Значение $m_{0,2}$ находят, предположив, что при длительном статическом разрушении за время τ остаточная деформация не ниже 0,2%:

$$m_{0,2} = m_{\sigma_B} \lg(\sigma_{0,2}^t / \sigma_B^{t,\tau}) / \lg(\sigma_B^t / \sigma_B^{t,\tau}), \quad (3.30)$$

Характеристики $\sigma_B^{t,\tau}$ и $\sigma_{0,2}^t$ используют при определении параметров диаграмм статического деформирования при высоких температурах (m , σ_t^t). По этим диаграммам анализируют кинетику местных упругопластических деформаций в зонах и вне зон концентрации напряжений, а также в окрестности трещин.

Как следует из экспериментов, с понижением (по отношению к комнатной) температуры и увеличением скорости деформирования сопротивление упругопластическим деформациям и разрушению увеличивается по экспоненциальному или степенному закону [11, 54, 57, 59]. С понижением температуры по мере приближения предела текучести к пределу прочности гладкого образца разрушающие деформации для гладкого образца уменьшаются. Зависимость пределов текучести σ'_T и пределов прочности σ'_B от температуры $T(K)$ в широком диапазоне T ($0 < T < 0,7T_{пл}$) можно записать [11, 32, 33] в виде

$$\sigma'_T = \sigma_T \exp \left[\beta_T \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0} \right) \right]; \quad (3.31)$$

$$\sigma'_B = \sigma_B \exp \left[\beta_B \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0} \right) \right], \quad (3.32)$$

где σ_T, σ_B – пределы текучести и прочности при температуре $T_0 = 293$ К; σ'_T, σ'_B – пределы текучести и прочности при температуре T ; β_T, β_B – характеристики материала.

Если в расчетах прочности ЖРД температура эксплуатации его элементов $T > 0,7T_{пл}$, то в выражениях (3.32), (3.33) вместо члена $\left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0} \right)$ используется член $\left(\frac{1}{T_{пл} - T_0} - \frac{1}{T_{пл} - T} \right)$ с изменением величины параметра β .

При понижении температуры испытаний до T^* (равной критической температуре хрупкого разрушения по схеме А.Ф. Иоффе) пределы текучести σ'_T , прочности σ'_B и истинное сопротивление отрыву S'_K оказываются равными, поэтому

$$\beta_B = \beta_T \frac{\lg(S_K/\sigma_B)}{\lg(S_K/\sigma_T)}, \quad (3.33)$$

где S_K – сопротивление отрыву при комнатной температуре.

Температуру T^* определяют из условия $\sigma'_T = \sigma_{T^*} = S_K$ при $T = T^*$

$$T^* = \left[\frac{1}{T_0} + \frac{\lg(S_K/\sigma_T)}{0,43\beta_T} \right]^{-1}. \quad (3.34)$$

Параметр β_T , входящий в уравнения (3.31), (3.33) и (3.34), зависит от предела текучести стали σ_T [11, 32, 33], как показано на рис. 3.5.

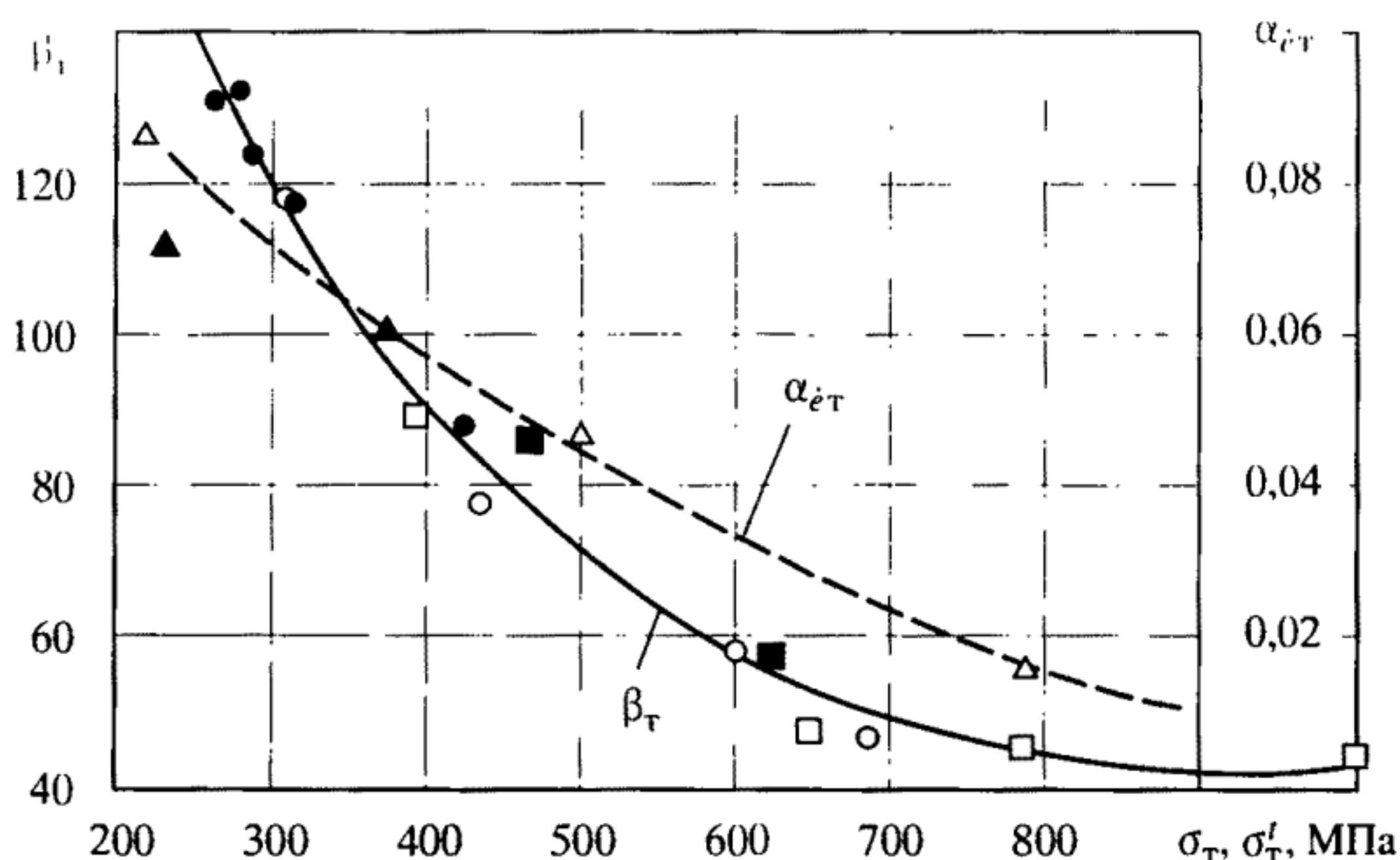


Рис. 3.5. Зависимость параметров β_T и $\alpha_{\dot{\epsilon}_T}$ от пределов текучести σ'_T и σ_T

Изменение температур испытания сказывается и на характеристиках пластичности. Эта зависимость может быть аппроксимирована [11, 32, 33] выражением

$$\psi'_k = \psi_k \left[1 - \left(\frac{\sigma'_T - \sigma_T}{\sigma_{T^*} - \sigma_T} \right)^{n_\psi} \right], \quad (3.35)$$

где ψ'_k , ψ_k – относительное сужение площади поперечного сечения при температурах T и T_0 соответственно; σ_{T^*} – предел текучести при температуре T^* ; n_ψ – характеристики материала.

По данным экспериментов n_ψ зависит от отношения предела текучести $\sigma_{0,2}$ к пределу прочности σ_B и увеличивается с уменьшением последнего. В интервале значений $\sigma_{0,2}/\sigma_B = 0,85 \div 0,45$ n_ψ возрастает от 1,55 до 2,15. В первом приближении (рис. 3.6) зависимость n_ψ от $\sigma_{0,2}/\sigma_B$ можно принять линейной

$$n_\psi = 2,15 - 1,4(\sigma_{0,2}/\sigma_B - 0,45). \quad (3.36)$$

Для мягких малоуглеродистых и низколегированных конструкционных сталей отношение $\sigma_{0,2}/\sigma_B = 0,5 \div 0,55$, а значение $n_\psi \approx 2$. Из уравнений (3.16), (3.17), (3.31), (3.32) и (3.35) следует, что при уменьшении температуры испытаний показатель упрочнения m в неупругой области уменьшается, но несущественно.

Увеличение скорости деформирования при данной температуре t испытания сказывается, как отмечалось выше, на величии

нах σ'_{Γ} и $\sigma'_{\text{в}}$, приводя к их росту примерно по степенному закону [11, 32, 33]:

$$\sigma'_{\text{те}} \approx \sigma'_{\Gamma} \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} \right)^{\alpha_{\dot{\epsilon}_{\Gamma}}}, \quad (3.37)$$

$$\sigma'_{\text{в}\dot{\epsilon}} \approx \sigma'_{\text{в}} \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} \right)^{\alpha_{\dot{\epsilon}_{\text{в}}}}, \quad (3.38)$$

где $\sigma'_{\Gamma\dot{\epsilon}}$, $\sigma'_{\text{в}\dot{\epsilon}}$ – пределы текучести и прочности при заданной скорости деформирования $\dot{\epsilon}$; σ'_{Γ} , $\sigma'_{\text{в}}$ – пределы текучести и прочности при фиксированной скорости $\dot{\epsilon}_0$ деформирования, соответствующей стандартным испытаниям на растяжение ($\dot{\epsilon}_0 = 1 \div 5 \cdot 10^{-3}$ 1/с); $\alpha_{\dot{\epsilon}_{\Gamma}}$, $\alpha_{\dot{\epsilon}_{\text{в}}}$ – характеристики материала.

По данным работ [11, 32, 33], при $\dot{\epsilon} > \dot{\epsilon}_0$ значение $\alpha_{\dot{\epsilon}_{\Gamma}}$ в 1,5 раза превышает значение $\alpha_{\dot{\epsilon}_{\text{в}}}$ ($\alpha_{\dot{\epsilon}_{\Gamma}} \approx 1,5 \alpha_{\dot{\epsilon}_{\text{в}}}$) и зависит от абсолютного значения предела текучести σ_{Γ} (см. рис. 3.4).

Подставляя в выражение (3.35) значения σ'_{Γ} по уравнению (3.31), можно получить зависимость $\psi_{\text{к}}$ от температуры T и скорости деформирования $\dot{\epsilon}$. Используя затем уравнения типа (3.12) для относительной продольной разрушающей деформации $\bar{e}_{\text{к}}$, представляется возможным найти зависимость между разрушающей деформацией $\bar{e}_{\text{к}} = \dot{\epsilon}_c$ и температурой T .

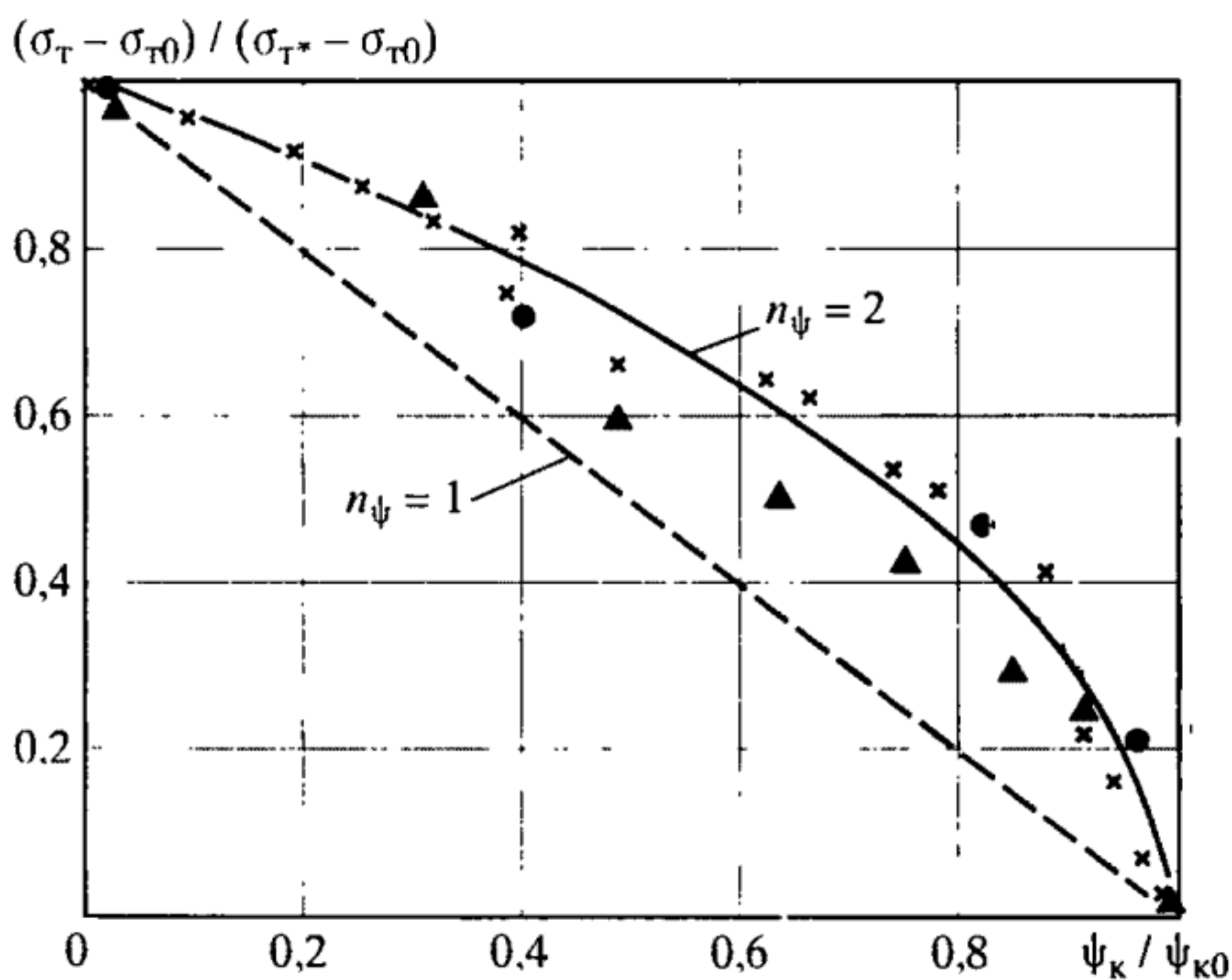


Рис. 3.6. Связь между пределами текучести и относительным сужением при понижении температур испытаний

Расчетные характеристики, входящие в уравнения (3.24)–(3.38), определяют по результатам испытаний [11, 12, 54, 57, 60, 61]:

- на длительную прочность и ползучесть гладких стандартных образцов при растяжении;

- на однократное статическое растяжение гладких стандартных образцов в широком интервале температур (положительных и отрицательных);

- на однократное динамическое растяжение гладких образцов при испытаниях на электрогидравлических машинах, копрах, пневматических установках в широком диапазоне скоростей деформирования.

Эффект абсолютных размеров сечения в расчетах прочности может быть учтен при использовании уравнений (3.22).

3.3. Определение критических напряжений и критических температур хрупкости

Для элементов ракетных двигателей, работающих при криогенных температурах топлива и окислителя или изготовленных из высокопрочных материалов с низкой пластичностью, в соответствии с пп. 2.1 и 3.1 важное значение имеет оценка сопротивления возникновению и развитию хрупкого разрушения.

Схема образования хрупких, квазихрупких и вязких разрушений при растяжении пластины с трещиной приведена на рис. 3.7. Контролируемыми параметрами при нагружении пластины силами P (для образца сила P на рис. 3.1) при данной температуре испытаний t являются: общее удлинение пластины ΔL (Δ характеризует номинальную деформацию); уменьшение толщины сечения ΔH ; относительное сужение площади поперечного сечения ψ ; местная деформация ϵ_{\max} в вершине трещины; раскрытие трещины δ , размер пластической зоны r_p (ΔH , ψ , ϵ_{\max} , δ , r_p характеризуют местные деформации и перемещения в зоне трещины); стабильное увеличение длины трещины Δl , вязкая составляющая F_v в изломе (Δl , F_v характеризуют процесс разрушения).

При нагрузках P , меньших P_y и P_t , т.е. при номинальных напряжениях ниже предела упругости и текучести, происходят хрупкие разрушения (заштрихованная область на рис. 3.7), которые описываются с позиций линейной механики разрушения (ЛМР). В качестве критериев хрупких разрушений используют критические значения коэффициентов интенсивности напряжений K_{Ic} , энергии распространения трещины G_c , раскрытия трещины δ_c .

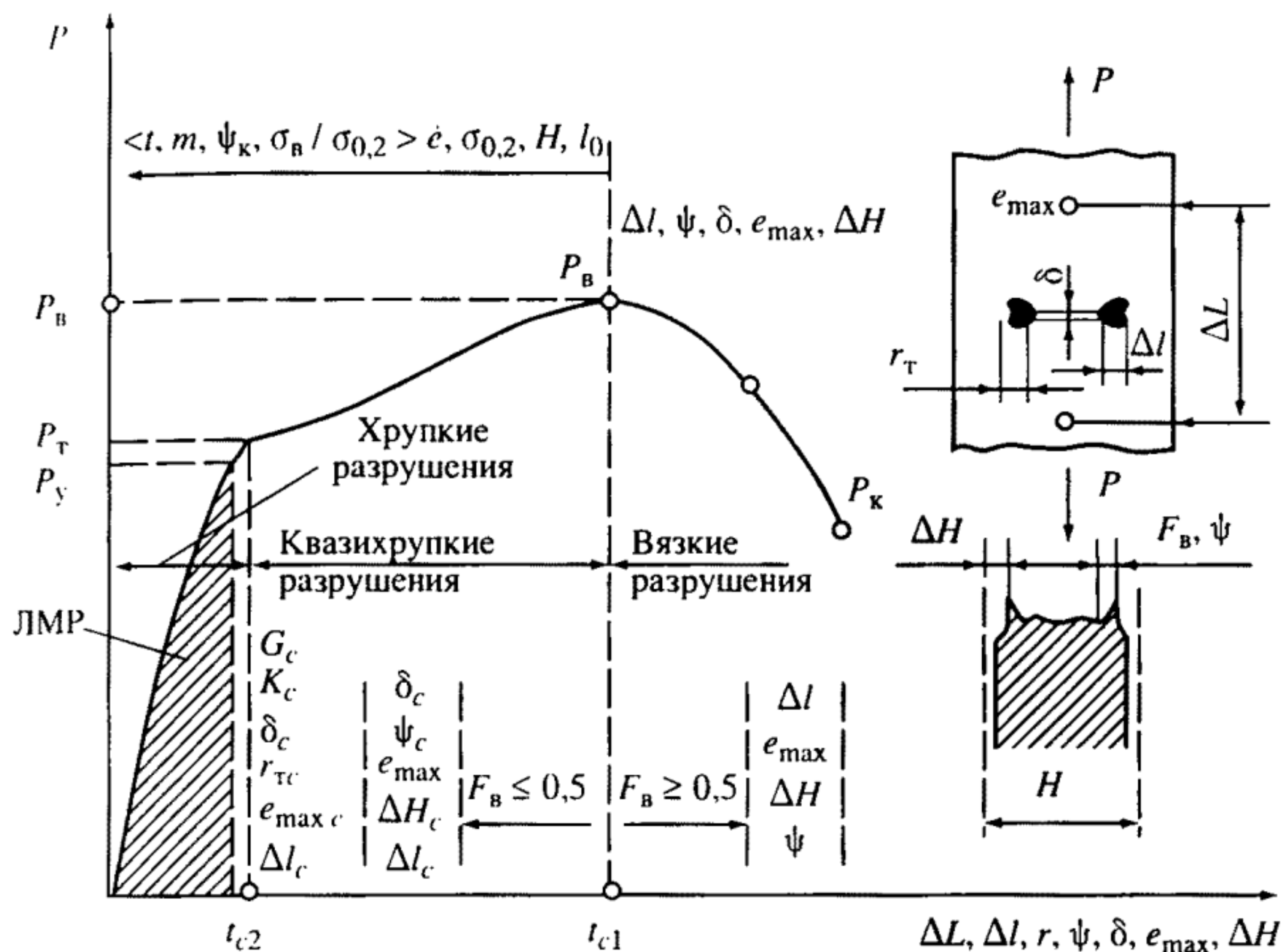


Рис. 3.7. Схема образования разрушений

размера пластической зоны r_T , максимальной деформации e_{\max} и увеличения трещины Δl_c .

При более высоких уровнях нагрузки $P_T \leq P \leq P_B$ ($\bar{\sigma}_{nc} > \bar{\sigma}_T$) происходят квазихрупкие разрушения; переход от хрупких к квазихрупким разрушениям в соответствии с рис. 3.7 характеризуется вторыми критическими температурами t_{c2} . Для анализа квазихрупких разрушений используют в основном деформационные критерии δ_c , e_{\max} , ΔH_c , ψ_c , а также условие перехода начального дефекта в неустойчивое состояние (критерий Δl_c).

Вязкие разрушения, происходящие после достижения максимальных нагрузок P_B , сопровождаются увеличением характеристик ΔH , ψ и Δl при относительно постоянных величинах e_{\max} по мере ослабления сечения (растущей трещиной и пластическими деформациями) и понижения усилий (до конечной величины P_K) и номинальных напряжений. Переход от квазихрупких к вязким разрушениям определяют по виду излома и характеризуют первой критической температурой t_{c1} .

Увеличение склонности к квазихрупким и хрупким разрушениям (как показано в верхней части рис. 3.7) происходит по мере снижения температуры испытаний t , коэффициента упрочнения

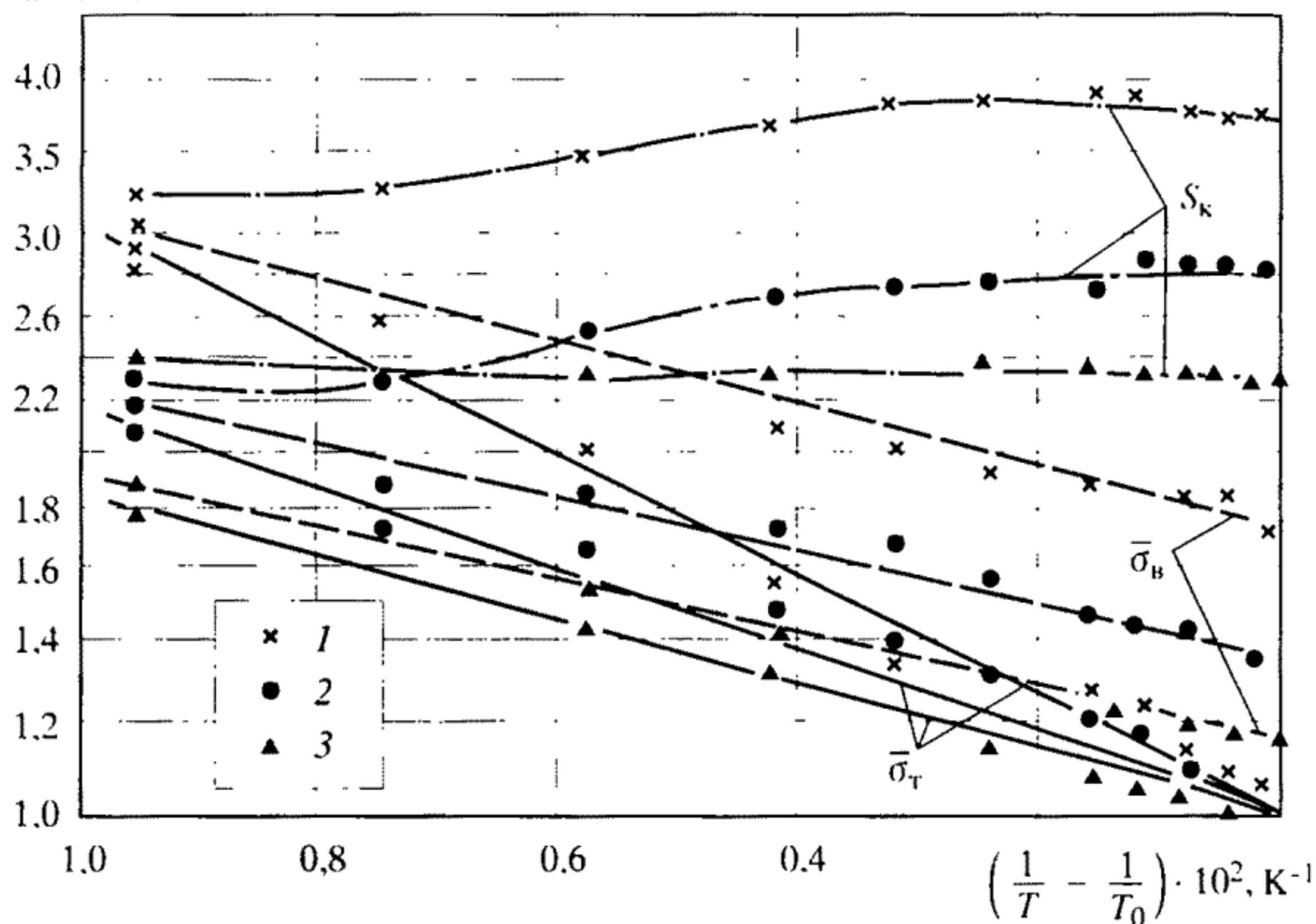


Рис. 3.8. Влияние температур испытаний на характеристики механических свойств сталей 22К (нормализация и отпуск – 1, искусственное старение – 2) и 15Х2МФА (3)

стали m , пластичности ψ_k , отношения $\sigma_b/\sigma_{0.2}$, повышения скорости деформирования $\dot{\epsilon}$, абсолютного значения предела текучести $\sigma_{0.2}$, начальных размеров дефектов l_0 и толщины сечения H . Изменение указанных факторов смещают критические температуры хрупкости t_{c1} и t_{c2} в сторону более высоких.

Сопротивление разрушению при наличии исходных дефектов рассматривают на основе зависимостей механических свойств, определяемых при однократном нагружении гладких лабораторных образцов в широком интервале скоростей деформирования и температур (см. пп. 3.1 и 3.2). Результаты количественного изучения температурно-скоростных зависимостей механических свойств металлов [11, 32, 33, 54, 62–68] показывают, что с понижением температуры и увеличением скорости деформирования сопротивление упругопластическим деформациям и разрушению увеличивается по экспоненциальному или степенному закону.

Зависимость пределов текучести σ_t и пределов прочности σ_b от температуры $T(K)$ показана на рис. 3.8. Напряжения σ_b , σ_t и S_k отнесены к пределу текучести σ_{t0} при комнатной температуре.

3.4. Оценка чувствительности материалов к низким температурам и концентрации напряжений

В связи с работой несущих элементов жидкостных ракетных двигателей при криогенных температурах (в первую очередь в среде жидкого кислорода и жидкого водорода) и необходимостью обеспечения запасов по критическим температурам (см. пп. 2.5 и 3.2) принципиальную важность имеет экспериментальная оценка чувствительности конструкционных материалов к одновременному сочетанию низких температур и концентрации напряжений.

Ниже приведены данные по механическим свойствам (предел прочности, предел текучести, относительное удлинение и поперечное сужение) ряда титановых сплавов с α и $\alpha + \beta$ структурой при температурах 300, 77, 20 К и в некоторых случаях при 4 К. Указанные характеристики получены по испытаниям плоских образцов из листовых материалов и цилиндрических образцов из катаных или кованых прутков.

Приведены также данные по чувствительности сплавов к концентрации напряжений на цилиндрических образцах с кольцевым

Таблица 3.1. Состояние и химический состав титановых сплавов

Материал	Состояние	Химический состав, %										
		C	Si	Mn	Cr	Ni	Mo	B	Fe	Al	V	Sn
BT1-1	Кованый пруток, отжиг	—	—	—	Технический титан					—	—	—
BT3-1	Кованый пруток, отжиг				1,7	—	—	—	0,34	5,5	1,9	—
BT5	Лист, толщина 1,5 мм, отжиг	0,07	0,02	—	—	—	—	—	0,30	7,0	—	—
BT5-1	Кованый пруток, отжиг	—	—	—	—	—	—	—	0,25	4,5	—	2,5
	Лист, толщина 2 мм	0,05	0,12	—	—	0,03	—	—	0,07	4,32	—	2,4
BT14	Лист, толщина 2 мм	0,05	0,05	—	—	—	2,75	—	0,10	4,0	1,27	—
OT4	Лист, толщина 2,5 мм	0,05	0,05	1,11	—	—	—	—	0,08	2,25	—	—
AT-3	Кованый пруток, отжиг	—	0,30	—	0,33	—	—	0,01	0,28	2,5	—	—
AT-6	Кованый пруток, отжиг	—	0,40	—	0,67	—	—	0,01	0,40	5,7	—	—

острым надрезом и плоских образцах с центральным отверстием. При этом использованы как результаты исследований, проведенных в ИМАШ РАН, так и литературные данные [69-74].

В табл. 3.1 приведены состояние и химический состав исследованных сплавов, в табл. 3.2-3.4 - данные по прочностным и пластическим свойствам сплавов, исследованных в ИМАШ РАН, а также ряд данных, взятых из литературных источников.

На рис. 3.9-3.11 приведены сравнительные графики изменения механических свойств (см. табл. 3.1-3.4) и чувствительности к концентрации напряжений для ряда титановых сплавов при снижении температуры испытаний от 293 до 20 и 4 К, которые позволяют более наглядно оценить влияние низких температур на поведение титановых сплавов в различных температурных условиях нагружения и при наличии концентрации напряжений.

Если во всем исследованном интервале температур предел прочности образца с надрезом остается выше предела прочности гладкого образца ($\sigma_{вн} > \sigma_{в}$), а пластичность $\psi_{н}$ сохраняется на

Таблица 3.2. Прочность и пластичность титановых сплавов при низких температурах (лист толщиной 1,5-2,5 мм, образец с отверстием диаметром 1 мм)

Механические свойства	Температура, °С	Материал				
		ОТ4		ОТ4-1		
		Гладкий образец	Образец с отверстием	Гладкий образец	Образец с отверстием	Сварное соединение
$\sigma_{0.2}$, МПа	+20	760	—	625	—	—
	–70	—	—	785	780	—
	–196	1305	—	990	1070	—
	–253	1440	—	1190	1135	—
$\sigma_{в}$, МПа	+20	805	825	650	670	645
	–70	—	—	780	800	800
	–196	1345	1300	1065	1155	1105
	–253	1570	1550	1325	1300	1280
δ , %	+20	13,5	3,5	20,0	6,0	16,5
	–70	—	—	18,0	4,5	16,5
	–196	16,5	1,5	25,0	4,5	16,5
	–253	3,5	1,5	16,0	4,0	7,5
ψ , %	+20	49,0	24,0	65,5	36,5	—
	–70	—	—	54,5	31,5	—
	–196	26,0	10,5	55,5	27,5	—
	–253	14,5	8,0	31,5	28,5	—

Таблица 3.2 (окончание)

Механические свойства	Температура, °С	Материал			
		ИРМ2		ВТ14	
		Гладкий образец	Образец с отверстием	Гладкий образец	Образец с отверстием
$\sigma_{0,2}$, МПа	+20	705		865	—
	—70		—	—	—
	—196	1185	—	1360	—
	—253	1465	—	1690	—
σ_b , МПа	+20	850	890	955	865
	—70	—	—	—	—
	—196	1335	1380	1600	1340
	—253	1655	1650	1960	1635
δ , %	+20	14,0	3,0	7,5	3,0
	—70	—	—	—	—
	—196	14,0	5,0	7,5	2,0
	—253	4,5	2,0	3,5	1,5
ψ , %	+20	37,5	21,0	29,5	26,5
	—70	—	—	—	—
	—196	23,5	14,0	23,0	18,5
	—253	23,5	13,0	19,5	17,0

Механические свойства	Температура, °С	Материал			
		ВТ5-1		ВТ5	
		Гладкий образец	Образец с отверстием	Гладкий образец	Образец с отверстием
$\sigma_{0,2}$, МПа	+20	940	—	775	—
	—70	—	—	—	—
	—196	1515	—	1285	—
	—253	—	—	1515	—
σ_b , МПа	+20	1085	1115	810	830
	—70	—	—	—	—
	—196	1690	1695	1325	1280
	—253	—	1925	1620	1575
δ , %	+20	7,0	3,0	17,5	—
	—70	—	—	—	—
	—196	2,5	1,0	15,5	—
	—253	—	0,5	14,5	—
ψ , %	+20	52,5	21,0	47,5	—
	—70	—	—	—	—
	—196	20,0	9,0	39,0	—
	—253	—	7,0	12,5	—

Таблица 3.3. Прочность и пластичность титановых сплавов при низких температурах (лист толщиной 1,5–2,5 мм, образец с отверстием диаметром 1 мм)

Механические свойства	Температура, К	Материал			
		BT1-1	BT3-1	BT5-1	AT2-2
$\sigma_{0,2}$, МПа	300	400	1055	810	580
	77	745	1645	1350	970
	20	905	2025	—	1180
	4	875	2010	1605	1075
σ_B , МПа	300	520	1085	880	635
	77	985	1695	1425	1000
	20	1275	2060	1615	1280
	4	1215	2025	1710	1225
δ , %	300	23,5	15,0	17,5	25,0
	77	44,0	7,0	13,5	31,0
	20	29,5	7,5	9,5	21,5
	4	35,0	3,0	9,5	25,5
ψ , %	300	59,0	50,5	35,5	72,5
	77	68,5	31,0	28,0	77,5
	20	64,0	29,5	19,5	65,5
	4	58,5	18,5	19,0	64,5

Механические свойства	Температура, К	Материал			
		BT5Л	AT-3	AT-6	BT5
$\sigma_{0,2}$, МПа	300	825	620	980	775
	77	1300	1030	1480	1285
	20	1305	1165	1635	1515
	4	—	—	—	—
σ_B , МПа	300	845	725	1030	810
	77	1345	1140	1560	1325
	20	1520	1275	1825	1620
	4	—	—	—	—
δ , %	300	9,0	17,0	10,5	17,5
	77	7,5	2,0	8,0	15,5
	20	3,0	1,5	3,0	14,5
	4	—	—	—	—
ψ , %	300	25,0	33,5	34,0	47,5
	77	13,5	5,0	18,5	39,0
	20	15,0	4,5	15,5	12,5
	4	—	—	—	—

Таблица 3.4. Механические свойства титановых сплавов при криогенных температурах

Марка сплава	Сортамент и состояние	Температура, К	$\sigma_{0,2}$, МПа	σ_b , МПа	δ_5 , %	ψ , %	$\sigma_{вн}$, МПа
BT1-0	Лист, толщина 1 мм, отжиг	293	380	460	30,0	66,5	—
		77	690	875	49,5	58,5	—
		20	820	1200	43,0	35,5	—
		4	—	—	—	—	—
	Прутки, диаметр 20 мм	293	400	470	30,0	65,0	—
		20	920	1310	24,0	17,0	—
BT5-1	Прутки, диаметр 20 мм	4	—	—	—	—	—
		293	800	820	21,0	55,0	—
		20	1400	1580	15,0	9,0	—
		4	—	—	—	—	—
	Лист, толщина 1,2 мм, отжиг	293	730	840	16,5	41,0	—
		77	1150	1335	19,0	29,5	—
		20	1490	1650	6,5	9,0	—
		4	—	—	—	—	—
	Лист, толщина 2 мм, отжиг	293	770	940	13,0	—	—
		20	1550	1780	8,0	—	—
		4	1590	1630	2,5	—	—
		4	—	—	—	—	—
OT4-1	Лист, отжиг, 1020 К	293	580	700	11,5	—	—
		20	1130	1390	7,0	—	—
		4	1090	1330	11,0	—	—
		4	—	—	—	—	—
	Прутки, отжиг, 1050 К	293	510	650	21,0	42,0	—
		20	1150	1370	15,0	11,0	—
BT3-1	Кованый прутки 14×14 мм, отжиг	4	—	—	—	—	—
		293	1010	1080	15,0	38,0	1635
		77	1545	1675	6,5	21,0	1795
		20	1680	1880	3,5	20,0	1370
		4	—	—	—	—	—
		4	—	—	—	—	—
BT6C	Лист, толщина 2 мм, отжиг	293	920	990	11,0	40,0	—
		20	—	—	—	—	—
		4	1590	1590	3,0	9,0	—

достаточном уровне ($\psi_H \geq 10\%$), то материал мало чувствителен к понижению температур и повышению концентрации напряжений (см. рис. 3.9). При этом, как видно из рис. 3.9 и 3.10, при криогенных температурах может иметь место некоторое монотонное или немонотонное падение характеристик прочности (σ_b , $\sigma_{0,2}$) и пластичности (δ , ψ).

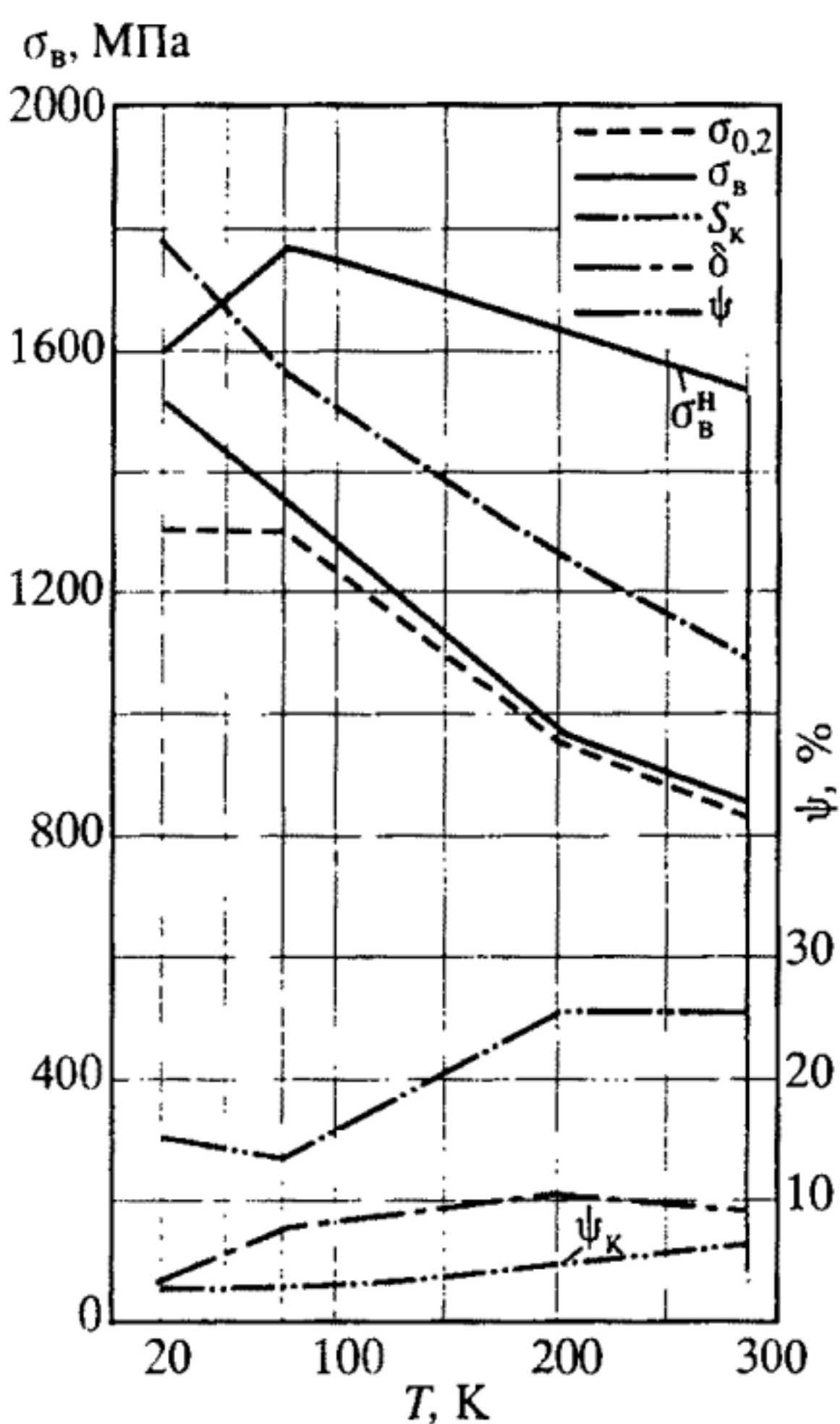
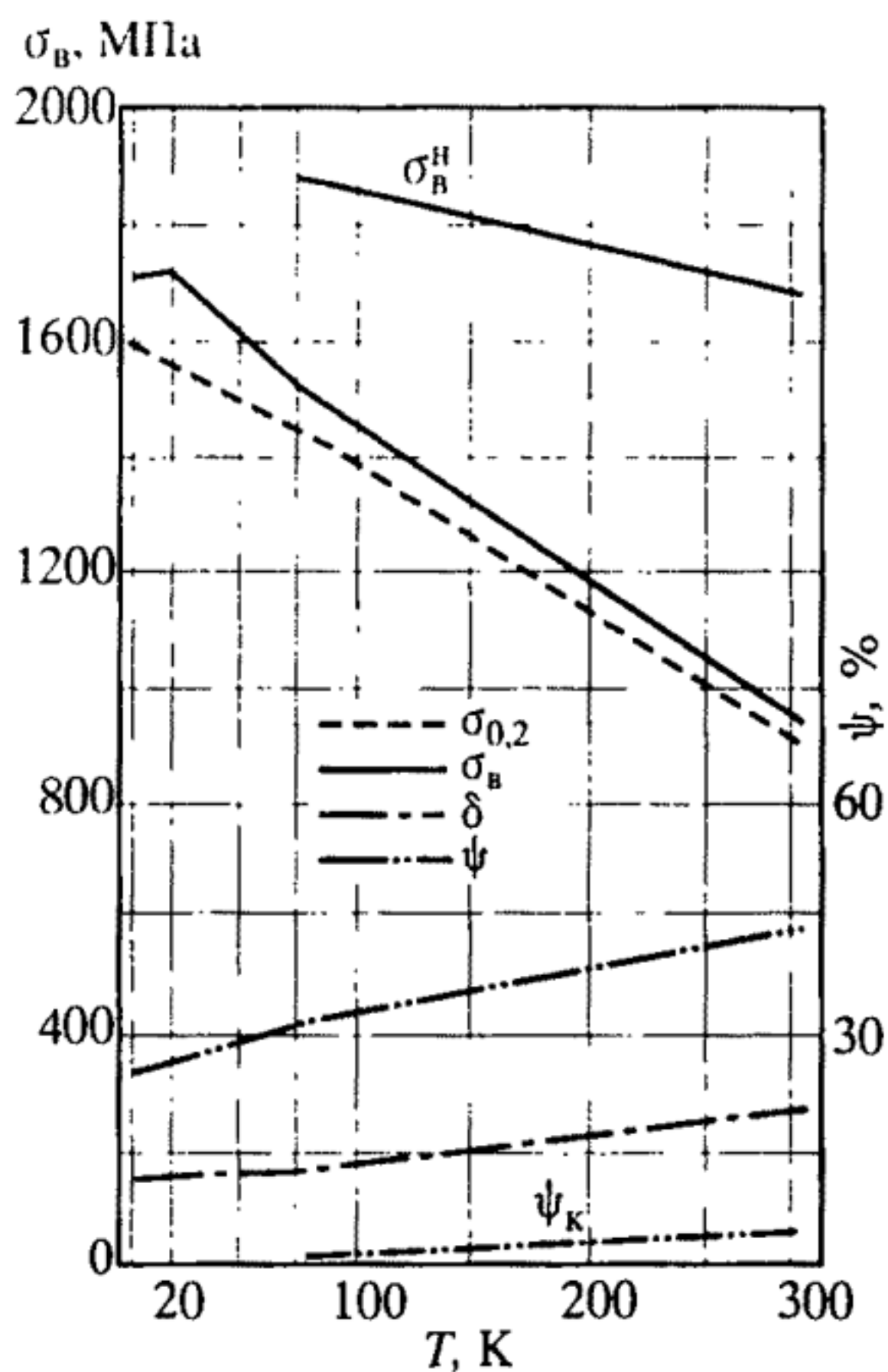
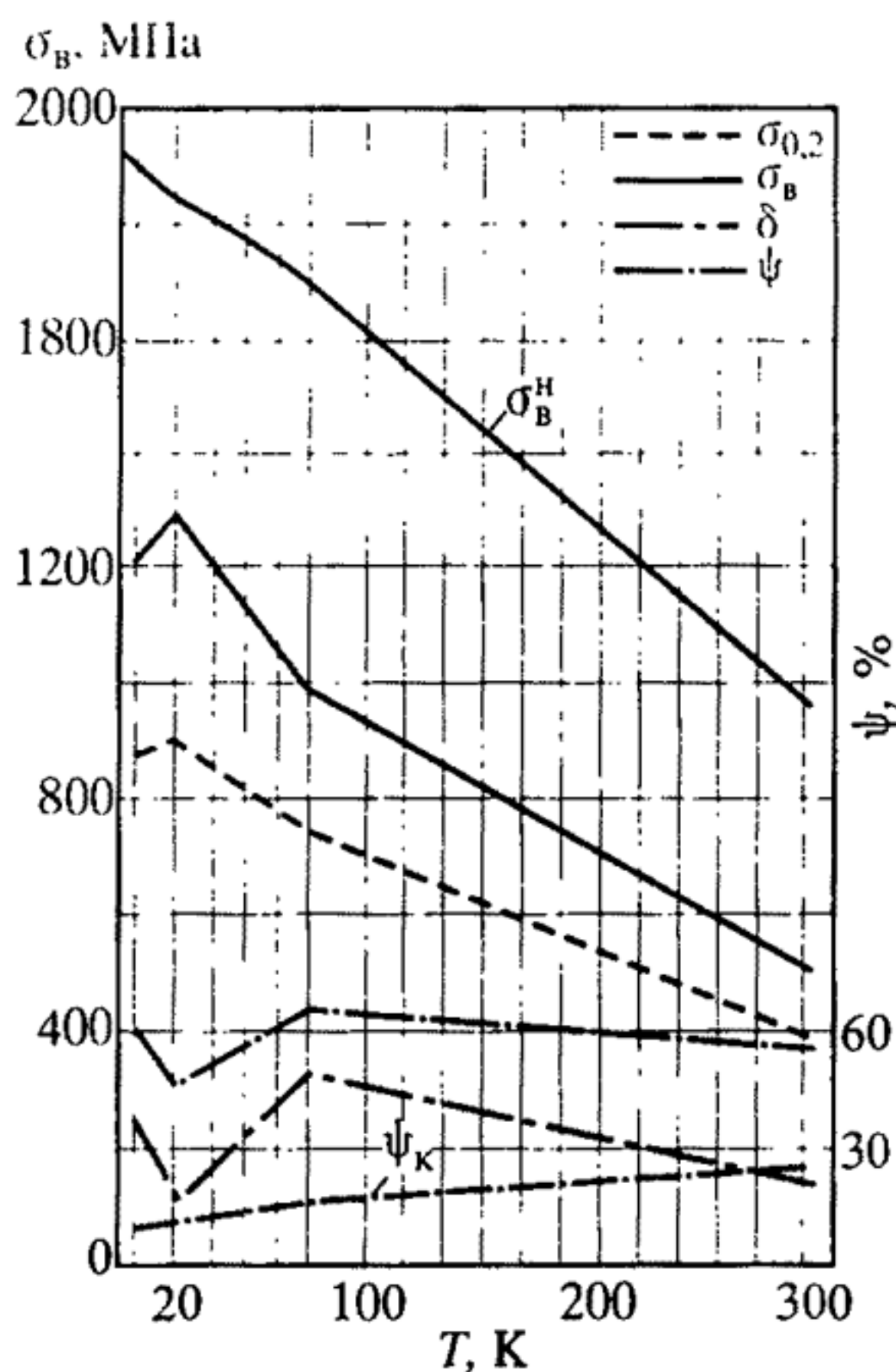


Рис. 3.9. Изменение характеристик прочности и пластичности титанового сплава BT1-1 в области криогенных температур (по данным табл. 3.3)

Рис. 3.10. Изменение характеристик прочности и пластичности титанового сплава BT5-1 в области криогенных температур (по данным табл. 3.3)

Рис. 3.11. Изменение характеристик прочности и пластичности литого титанового сплава BT-5Л в области криогенных температур (по данным табл. 3.3)

Для других сплавов (см. рис. 3.11) при некоторой температуре может происходить резкое снижение соотношения ($\sigma_{вн}/\sigma_{в} \rightarrow 1$), что указывает на повышение чувствительности сплавов к температурам и концентрации напряжений.

Соответствующая термообработка сплавов может как снизить, так и повысить эту чувствительность (см. табл. 3.4).

Стали для криогенной техники, в том числе для ракетных двигателей, могут быть более чувствительными к указанным факторам. Эта чувствительность зависит также и от наличия водорода. Такого рода зависимости рассмотрены ниже.

ИССЛЕДОВАНИЕ ХАРАКТЕРИСТИК СОПРОТИВЛЕНИЯ ЦИКЛИЧЕСКОМУ ДЕФОРМИРОВАНИЮ

4.1. Диаграммы деформирования при малоцикловом нагружении

В элементах ракетных двигателей в зонах высокой концентрации напряжений и высоких термических напряжений возникают циклические пластические деформации.

Знакопеременное циклическое упругопластическое деформирование связано с изменением сопротивления упругим и неупругим деформациям (эффект Баушингера). Как показано в работах [12, 54, 63, 75], нагружение в обратном направлении по отношению к исходному упругопластическому деформированию характеризуется уменьшением модуля разгрузки до 3–9%, предела пропорциональности — на 5–80% и повышением касательных модулей в неупругой области. Последующее циклическое нагружение в зависимости от свойств металла и температуры испытаний может сопровождаться увеличением, уменьшением или постоянством сопротивления упругопластическим деформациям.

Особенности циклического упругопластического деформирования (при растяжении–сжатии, кручении и изгибе) рассмотрены в работах [11–13, 15, 32, 55, 56, 76–78]. Процессы циклического упрочнения и разупрочнения металлов связаны с их исходным структурным состоянием и его изменением под действием и перераспределением остаточных микронапряжений, а также возникновением и развитием микроповреждений.

Уравнения состояния при малоцикловом нагружении, связывающие в количественной форме напряжения и деформации для заданного числа циклов, разрабатывались с использованием ряда гипотез. Широкое применение при этом получили: статистическая модель циклически упругопластически деформируемого твердого тела; модель тела при циклическом упругопластическом деформировании, основанная на учете микронапряжений, циклического разрыхления и накопления микроповреждений. Обобщение принципа Мазинга позволило распространить теорию малых упругопластических деформаций на случай малоциклового нагружения [80]. При определении несущей способности элементов конструкций оказалось эффективным использование обобщенных

щем полуциклах происходит с образованием петель упругопластического гистерезиса с изменяющейся в общем случае шириной петли.

Упругопластическое деформирование в полуцикле k характеризуется размахом напряжений $\bar{S}_{\max}^{(k)}$ (при симметричном цикле $\bar{S}_{\max}^{(k)} = 2 \bar{\sigma}^{(0)}$), шириной петли $\bar{\delta}^{(k)}$, односторонне накопленной суммарной пластической деформацией $\bar{e}_p^{(k)}$ и деформацией циклической анизотропии $\bar{\Delta}^{(k)}$, равной разности между шириной петли в полуцикле k и в полуцикле $k + 1$.

Переход от системы координат $\bar{S} - \bar{e}$ к системе $\bar{\sigma} - \bar{e}$ осуществляется с использованием соотношений

$$\begin{aligned}\bar{\sigma}^{(k)} &= \bar{\sigma}^{(k-1)} + (-1)^k \bar{S}^{(k)}, \\ \bar{e}^{(k)} &= \bar{e}^{(k-1)} + (-1)^k \bar{\epsilon}^{(k)}.\end{aligned}\tag{4.1}$$

При малоцикловом жестком нагружении, когда постоянной в процессе испытаний является амплитуда упругопластической деформации \bar{e}_a , с увеличением числа циклов в общем случае изменяются размахи напряжений $\bar{S}_{\max}^{(k)}$ и ширина петли $\bar{\delta}^{(k)}$. Одностороннее накопление пластических деформаций при этом режиме нагружения не происходит.

Исследования закономерностей циклического упругопластического деформирования показали [11–34, 55, 80, 81], что независимо от режима нагружения кривые циклического деформирования образуют обобщенную диаграмму циклического деформирования (см. рис. 2.5). Схема обобщенной диаграммы циклического деформирования для симметричного цикла напряжений показана на рис. 4.2.

Реверсирование нагружения в точках I , II , III и последующее нагружение в первом полуцикле с размахом напряжений $2\bar{\sigma}_I^{(0)}$, $2\bar{\sigma}_{II}^{(0)}$, $2\bar{\sigma}_{III}^{(0)}$, заканчивающееся соответственно в точках A , B и C , позволяет определить ширину петли первого полуцикла для каждого уровня напряжений (см. рис. 4.2.а). Введем координаты $\bar{S} - \bar{e}$ для первого полуцикла в точках I , II и III . Совмещая эти точки, как показано на рис. 4.2.б, можно получить обобщенную диаграмму деформирования в первом полуцикле. Точки A , B и C , характеризующие окончание нагружения в первом полуцикле, для заданного уровня напряжений оказываются расположенными на одной кривой. Для размахов напряжений $2\bar{\sigma}_I^{(0)}$, $2\bar{\sigma}_{II}^{(0)}$, $2\bar{\sigma}_{III}^{(0)}$ по этой кривой можно определить соответствующую ширину петли. На обобщенную кривую деформирования укладываются не только конечные, но и все промежуточные точки кривых деформирования для заданного уровня напряжений.

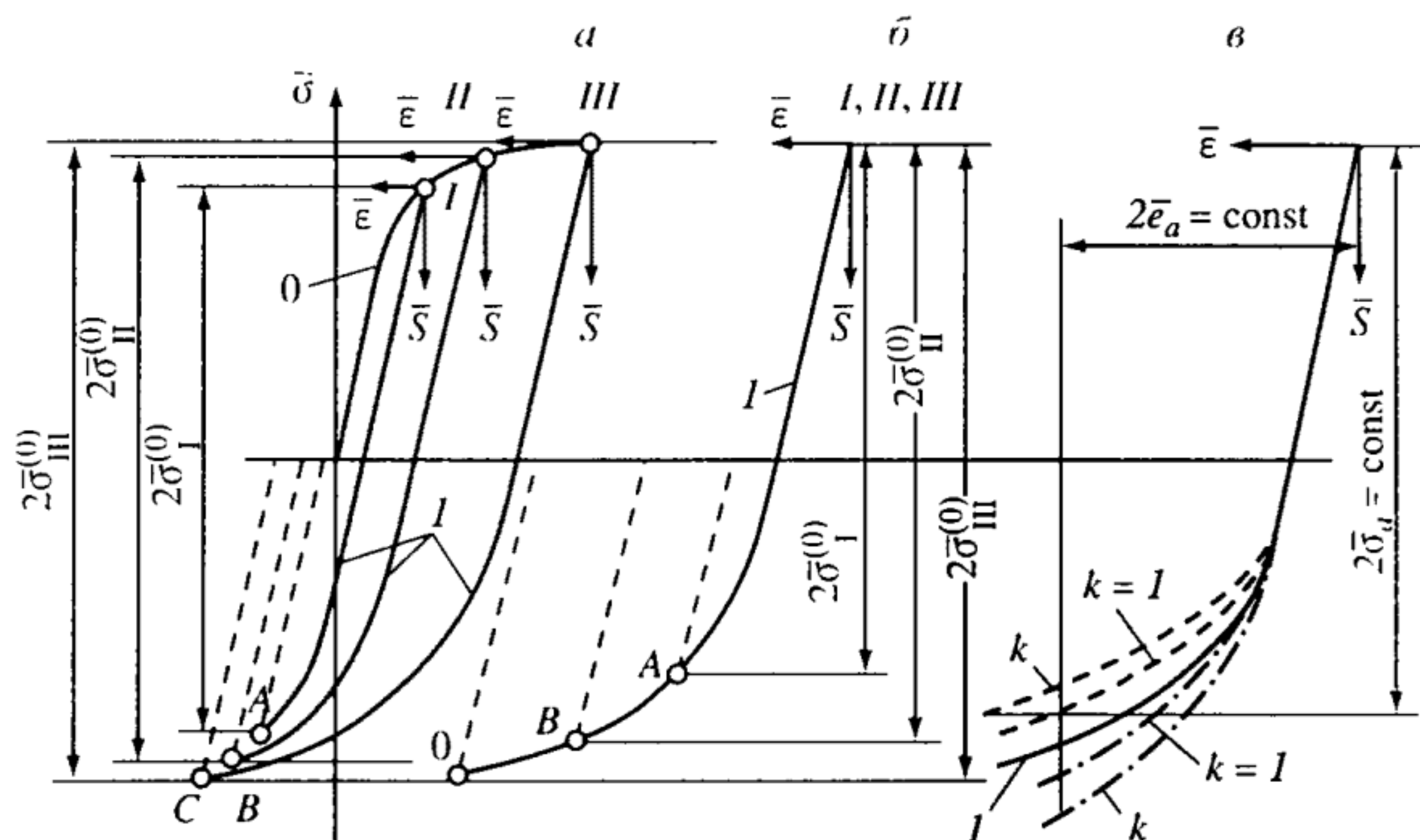


Рис. 4.2. Схема обобщенной диаграммы циклического деформирования

а — кривые деформирования в исходном и первом полуцикле; б — обобщенные диаграммы деформирования в первом полуцикле; в — обобщенная диаграмма деформирования в полуциклах $k = 1$ и k

Аналогично может быть получена обобщенная диаграмма деформирования для любого полуцикла k (рис. 4.2, в). В зависимости от свойств материала сопротивление упругопластическим деформациям в полуциклах k может быть как выше, так и ниже сопротивления деформированию в первом полуцикле $k = 1$. В первом случае материал является циклически упрочняющимся, во втором — циклически разупрочняющимся.

При мягком нагружении ($2\bar{\sigma}_p = \text{const}$) циклическое упрочнение характеризуется уменьшением упругопластических деформаций с увеличением числа полуциклов; при циклическом разупрочнении упругопластические деформации при увеличении числа циклов увеличиваются. Если упругопластические деформации в процессе циклического деформирования не изменяются, то материал является циклически стабильным. Жесткое нагружение ($2\bar{\epsilon}_p = \text{const}$) циклически упрочняющихся материалов сопровождается увеличением максимальных напряжений цикла; при циклическом разупрочнении максимальные напряжения в полуциклах уменьшаются.

В соответствии с результатами экспериментов [11, 32, 33] при малоцикловом нагружении разупрочняющихся сталей циклический модуль разгрузки зависит от числа полуциклов и исходной деформации. При предельных числах циклов до 10^3 для низколегированных теплостойких сталей уменьшение модуля разгрузки

по сравнению с модулем упругости в условиях мягкого нагружения достигает 15–20%, а при жестком нагружении 10–15%. У циклически стабильных сталей уменьшение модуля разгрузки составило 5–10%. Изменение пределов текучести $\bar{S}_T^{(k)}$ для циклически разупрочняющихся и циклически стабильных сталей оказалось несущественным (до 5–8%).

Пластическая составляющая деформаций в полуцикле k для данного размаха напряжений $\bar{S}^{(k)}$ (в координатах $\bar{S} - \bar{\epsilon}$) равна ширине петли $\bar{\delta}^{(k)}$ (см. рис. 4.1, 4.2, б). Величина упругопластической деформации $\bar{\epsilon}^{(k)}$ в полуцикле k определяется как сумма

$$\bar{\epsilon}^{(k)} = \bar{S}^{(k)} + \bar{\delta}^{(k)}, \quad (4.2)$$

где $\bar{S}^{(k)}$ – текущее значение напряжения; $\bar{\delta}^{(k)}$ – ширина петли, соответствующая напряжению $\bar{S}^{(k)}$. Если циклический предел текучести $\bar{S}_T^{(k)}$ так же, как и предел текучести $\bar{\sigma}_T$ в исходном нагружении, определять с введением допуска на пластическую деформацию, то, как показывают результаты экспериментов, можно принять

$$\bar{S}_T^{(k)} \cong \bar{S}_T^{(1)} = 2\bar{\sigma}_T = 2. \quad (4.3)$$

Допуск на величину пластической деформации при определении $\bar{S}_T^{(k)}$ приняли равным 0,04%, т.е. удвоенному допуску на величину пластической деформации при определении предела текучести $\bar{\sigma}_T$.

Для большой группы материалов на первой стадии циклического нагружения происходит циклическое упрочнение. Пренебрегая неустойчивым изменением ширины петли на первых двух–десяти полуциклах, аналитическую зависимость (рис. 4.3) ширины петли $\bar{\delta}^{(k)}$ от числа полуциклов можно представить в виде

$$\bar{\delta}^{(k)} = \bar{\delta}^{(1)} F(k), \quad (4.4)$$

где $\bar{\delta}^{(1)}$ – ширина петли в первом полуцикле; $F(k)$ – функция числа полуциклов, зависящая от свойств материала. Для циклически разупрочняющегося металла (рис. 4.3, а)

$$F(k) = \exp \beta(k - 1), \quad (4.5)$$

для циклически упрочняющегося металла (рис. 4.3, б)

$$F(k) = \frac{1}{k^\alpha}, \quad (4.6)$$

для циклически стабильного металла (рис. 4.3, в)

$$F(k) = 1. \quad (4.7)$$

При циклическом упругопластическом деформировании характеристики материала β и α , определяющие интенсивность изменения ширины петли с увеличением числа полуциклов,

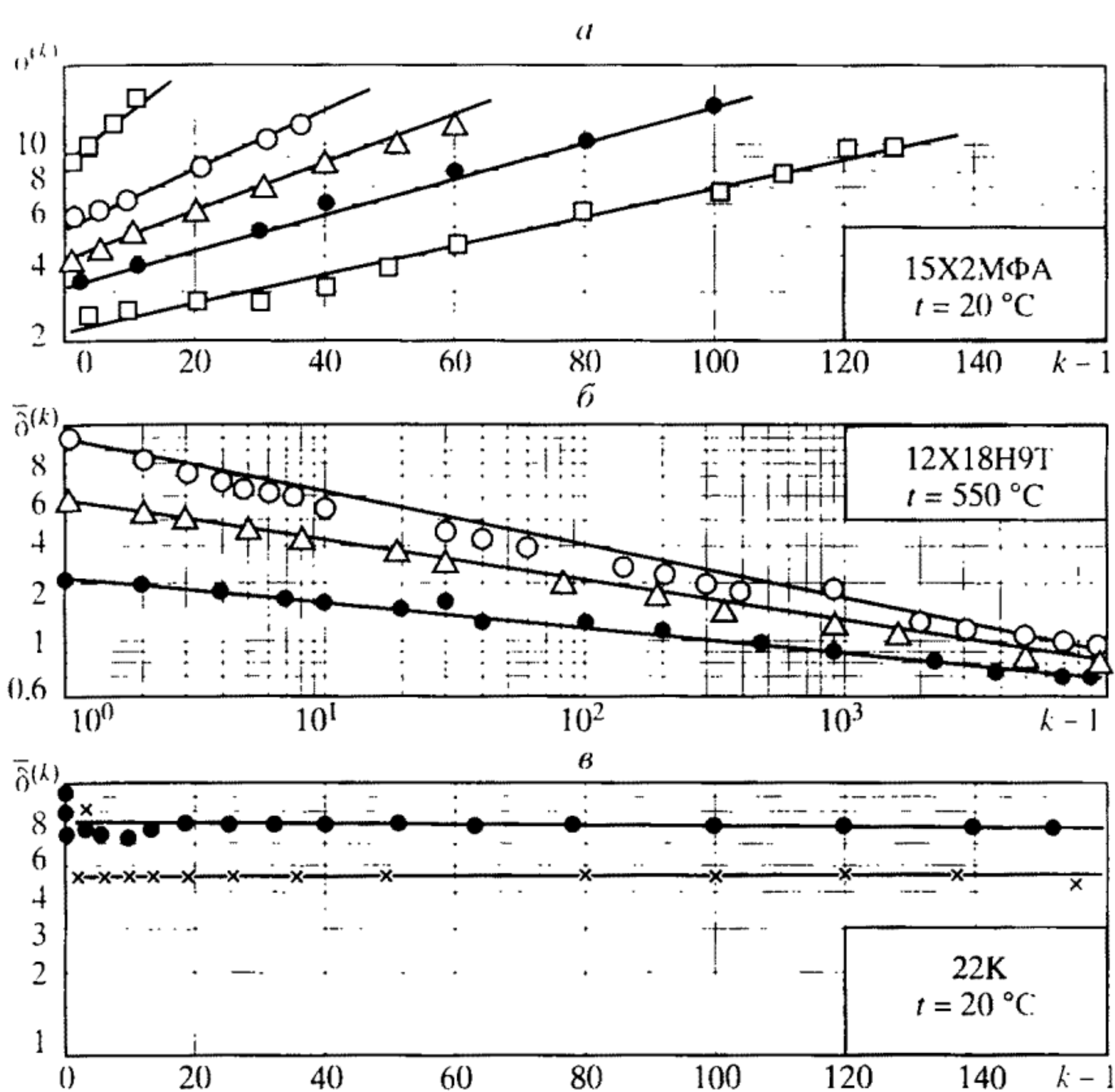


Рис. 4.3. Изменение ширины петли по числу полуциклов

а · в – пояснения см. в тексте

зависят от степени пластического деформирования в нулевом полуцикле. Для циклически разупрочняющихся материалов β линейно связана с пластической деформацией нулевого полуцикла $\epsilon_p^{(0)} = \bar{\epsilon}^{(0)} - \bar{\sigma}^{(0)}$. В связи с небольшим упрочнением в упругопластической области в нулевом полуцикле можно считать, что $\bar{\sigma}^{(0)} \approx 1$; тогда с учетом (4.3)

$$\beta = C(\bar{\epsilon}^{(0)} - 1), \quad (4.8)$$

где C – характеристика материала, определяемая экспериментально.

Для циклически упрочняющегося материала, имеющего повышенное упрочнение в упругопластической области в исходном полуцикле, по данным эксперимента,

$$\alpha = B(\bar{\sigma}^{(0)} - 1), \quad (4.9)$$

где B – характеристика материала. Напряжения $\bar{\sigma}^{(0)}$ и деформации $\bar{\epsilon}^{(0)}$ связаны между собой соотношениями (3.13) и (3.14).

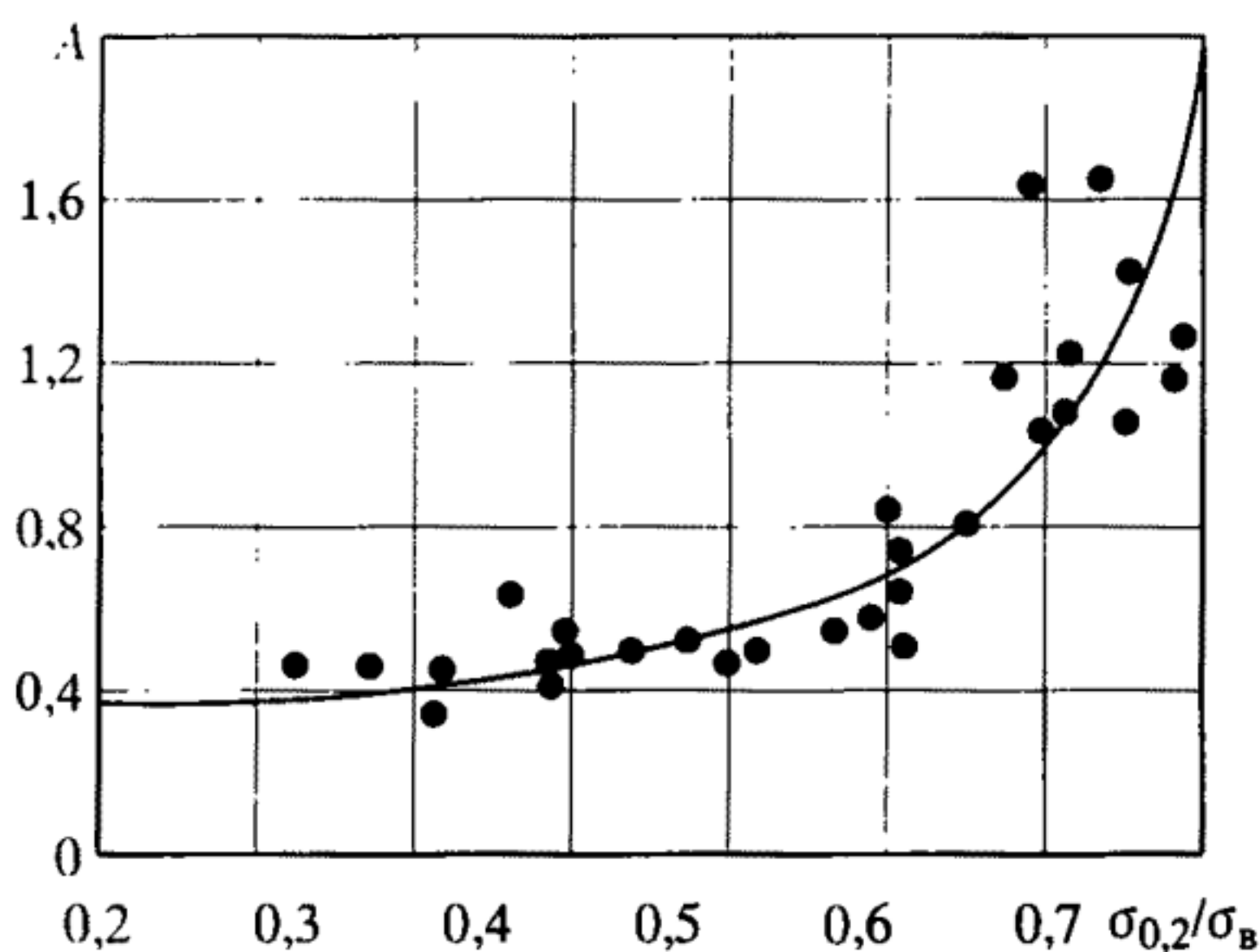


Рис. 4.4. Зависимость параметра A от предела текучести и предела прочности сталей

Для циклически стабильного материала

$$C = B = 0. \quad (4.10)$$

Ширина петли первого полуцикла $\bar{\delta}^{(1)}$ связана с пластической деформацией нулевого полуцикла зависимостью, близкой к линейной:

$$\bar{\delta}^{(1)} = A(\bar{e}^{(0)} - 1), \quad (4.11)$$

где A — постоянная для данного материала. Она зависит от отношения предела текучести $\sigma_{0.2}$ к пределу прочности σ_B . Для низколегированных и высоколегированных малоуглеродистых сталей с пределом прочности 450–1350 МПа эта зависимость (рис. 4.4) аппроксимируется формулой

$$A = K_A \left(1 + \frac{1}{1 - \sigma_{0.2}/\sigma_B} \right). \quad (4.12)$$

Постоянная K_A для рассмотренных выше сталей равна 0,16.

Соотношения (4.2)–(4.12) позволяют аналитически записать уравнение кривой деформирования в полуцикле k в координатах $\bar{\sigma}^{(k)} - \bar{e}^{(k)}$

$$\bar{\varepsilon}^{(k)} = \bar{S}^{(k)} + A(\bar{e}^{(0)} - 1)F(k), \quad (4.13)$$

или с использованием (4.1) в координатах $\bar{\sigma}^{(k)} - \bar{e}^{(k)}$. Уравнение (4.13) обобщенной кривой циклического деформирования может быть использовано как для определения циклических деформаций $\bar{\varepsilon}^{(k)}$ при мягком нагружении ($\bar{S}^{(k)} = 2\bar{\sigma}_a = \text{const}$), так и для определения максимальных циклических напряжений $\bar{S}^{(k)} = \bar{S}_{\text{max}}^{(k)}$ при жестком нагружении ($\bar{\varepsilon}^{(k)} = 2\bar{e}_a = \text{const}$).

Различное сопротивление упругопластическим деформациям в четных и нечетных полуциклах (циклическая анизотропия), как отмечалось выше (см. рис. 4.1), определяет односторонне накопленную в полуцикле k деформацию $\bar{\Delta}^{(k)}$. Величина этой деформации (при $k \gg 1$) определяется на основе уравнений (4.4) и (4.5)

$$\Delta^{(k)} = (A - A_*)(\bar{e}^{(0)} - 1)F(k), \quad (4.14)$$

где $(A - A_*)$ – постоянная для данного материала, характеризующая его циклическую анизотропию, которая определяется из эксперимента при мягком нагружении.

Величина суммарной пластической деформации $\bar{e}_p^{(k)}$, односторонне накопленной за k полуциклов (см. рис. 4.1), при $k \gg 1$ и заданной деформации $\bar{e}^{(0)}$ определяется интегрированием выражения (4.14)

$$\bar{e}_p^{(k)} = (A - A_*)(\bar{e}^{(0)} - 1) \int_0^k F(k) dk. \quad (4.15)$$

Сопротивление циклическим упругопластическим деформациям при указанных выше допусках на пластические деформации, определяемое уравнением (4.13), может быть охарактеризовано аппроксимированными диаграммами циклического деформирования для полуцикла k . При этом аппроксимация выполняется на основе линейных или степенных зависимостей вида (3.13) и (3.14). Тогда с использованием уравнения (4.3), (2.29), (3.13) и (3.14) можно записать

$$\bar{S}^{(k)} = 2 + (\bar{\epsilon}^{(k)} - 2) \bar{E}_\tau(k); \quad (4.16)$$

$$\bar{S}^{(k)} = \bar{\epsilon}^{(k)m(k)}, \quad (4.17)$$

где $\bar{E}_\tau(k)$ – циклический модуль упрочнения для линейной аппроксимации; $m(k)$ – показатель упрочнения в упругопластической области в полуцикле k (степенная аппроксимация). На основании соотношений (4.13) и (4.16)

$$\bar{E}_\tau(k) = 1 / \left[1 + \frac{A}{2\bar{E}_\tau} F(k) \right], \quad (4.18)$$

где \bar{E}_τ – модуль упрочнения в нулевом полуцикле при линейной аппроксимации диаграммы деформирования. Учитывая уравнения (4.13) и (4.17), можно записать:

$$m(k) = \lg \bar{e}^{(0)m} / \lg \left[\bar{e}^{(0)m} + \frac{A}{2} (\bar{e}^{(0)} - 1) F(k) \right], \quad (4.19)$$

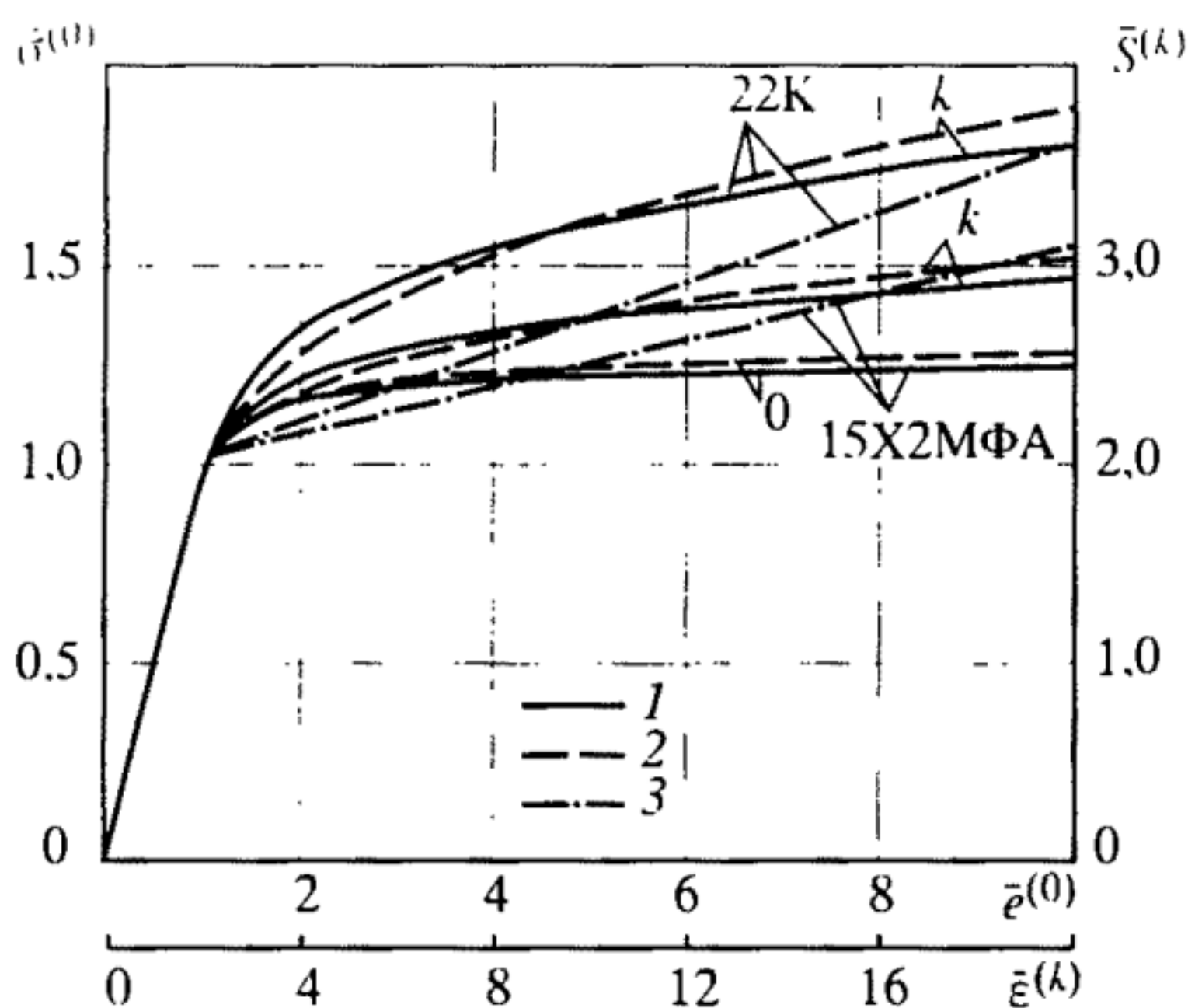


Рис. 4.5. Диаграммы статического и циклического деформирования сталей 15X2MФА и 22К

1 – эксперимент; 2, 3 – аппроксимация: 2 – степенная, 3 – линейная

где m – показатель упрочнения в упругопластической области диаграммы исходного нагружения при ее степенной аппроксимации.

Диаграммы статического ($k = 0$) и циклического деформирования для циклически разупрочняющихся (15X2MФА) и циклически стабильных (22К) сталей по результатам эксперимента и расчета с использованием соотношения (4.17) показаны на рис. 4.5. Расчетная кривая (степенная аппроксимация) удовлетворительно соответствует экспериментальной кривой циклического деформирования для числа полуциклов k , равного половине предельного.

Для первого полуцикла (при $k = 1$) $\bar{E}_T(k)$ и $m(k)$ получают на основании уравнений (4.18) и (4.19) при $F(k) = 1$

$$\bar{E}_T(1) = \frac{1}{1 + A/2\bar{E}_T}; \quad (4.20)$$

$$m(1) = \lg \bar{e}^{(0)m} / \lg \left[\bar{e}^{(0)m} + \frac{A}{2}(\bar{e}^{(0)} - 1) \right]. \quad (4.21)$$

Для идеального упругопластического материала при $\bar{E}_T = m = 0$ по (4.20) и (4.21)

$$\bar{E}_T(k) = m(k) = \bar{E}_T(1) = m(1) = 0. \quad (4.22)$$

Следовательно, при циклическом нагружении идеального упругопластического материала аппроксимированная диаграмма циклического деформирования не имеет участка упрочнения в неупругой области и совпадает с удвоенной диаграммой статического деформирования.

4.2. Влияние асимметрии цикла напряжений на диаграмму циклического деформирования

Для сталей, имеющих повышенное отношение предела текучести к пределу прочности ($\sigma_{0,2}/\sigma_B > 0,7$), циклическое деформирование при асимметричном цикле напряжений с коэффициентом асимметрии

$$r_\sigma = \bar{\sigma}_{\min}/\bar{\sigma}_{\max} \quad (4.23)$$

происходит при более высоких циклических упругопластических деформациях, чем при симметричном цикле для одинаковых амплитуд напряжений $\bar{\sigma}_a$. Увеличение циклических пластических деформаций при среднем растягивающем напряжении цикла $\bar{\sigma}_m < 0$ ($r_\sigma \geq -1$), как показано в работах [13–21], может быть учтено коэффициентом приведения амплитуд напряжений

$$p_\chi = 1 + \chi \frac{\bar{\sigma}_m}{\bar{\sigma}_a} = 1 + \chi \frac{1 + r_\sigma}{1 - r_\sigma}, \quad (4.24)$$

где χ – характеристика материала, определяемая из эксперимента при мягком нагружении ($\chi \geq 0$). Зависимость коэффициента χ от отношения предела текучести к пределу прочности по данным испытаний показана на рис. 4.6. Эта зависимость может быть выражена соотношением

$$\chi = k_\chi \left(1 + \frac{1}{1 - \sigma_{0,2}/\sigma_B} \right), \quad (4.25)$$

где k_χ – характеристика чувствительности материала к асимметрии цикла напряжений. Для малоуглеродистых низколегирован-

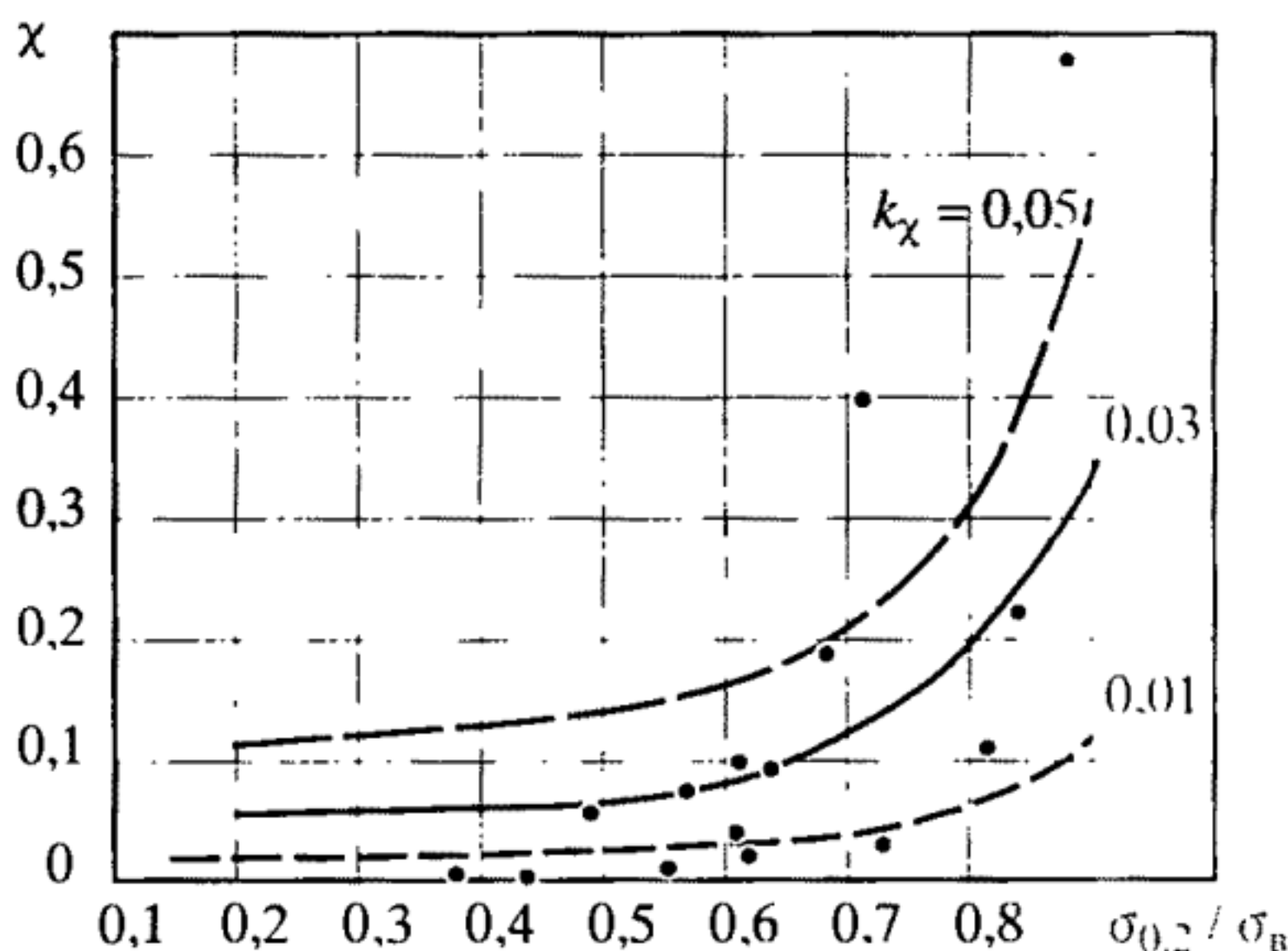


Рис. 4.6. Влияние механических свойств стали на чувствительность к асимметрии цикла напряжений

ных и высоколегированных сталей $k_\chi = 0,01 \div 0,05$. В расчетах ЖРД на прочность и долговечность k_χ можно принять равным 0,03.

На основании уравнения (4.24) асимметричный цикл напряжений ($r_{\bar{\sigma}} \geq -1$) с амплитудой $\bar{\sigma}_a$ приводится к симметричному с амплитудой

$$\bar{\sigma}_{a \text{ пр}} = \bar{\sigma}_a P_\chi. \quad (4.26)$$

Соотношения (3.10) и (3.11) или (3.13) и (3.14) по величине $\bar{\sigma}_{a \text{ пр}}$ позволяют определить приведенную упругопластическую деформацию нулевого полуцикла $\bar{\epsilon}_{\text{пр}}^{(0)}$ и получить уравнение кривой циклического деформирования при асимметричном цикле напряжений по формуле (4.13) при замене $\bar{\epsilon}^{(0)}$ на $\bar{\epsilon}_{\text{пр}}^{(0)}$.

При $\chi \leq 0,1$ и коэффициенте асимметрии $r_{\bar{\sigma}} \leq -0,5$ по (4.24) можно принимать $P_\chi = 1$ с точностью до 3,5%, т.е. не учитывать влияние асимметрии цикла напряжений на сопротивление циклическому упругопластическому деформированию.

4.3. Влияние уровня прочности материала на его циклические свойства

Параметр C кривой циклического упругопластического деформирования, определяющий в соответствии с уравнениями (4.4) и (4.8) интенсивность циклического разупрочнения, зависит от отношения $\sigma_{0,2}/\sigma_B$ сталей. Эта зависимость, по данным проведенных экспериментов, представленная на рис. 4.7, аппроксимировалась выражением

$$C = k_c \left(\frac{1}{1 - \sigma_{0,2}/\sigma_B} - 2 \right), \quad (4.27)$$

где k_c – характеристика материалов, равная $1,5 \cdot 10^{-3}$. Из уравнения (4.27) материалы, имеющие отношение $\sigma_{0,2}/\sigma_B > 0,5$, склонны к циклическому разупрочнению ($C > 0$), а при $\sigma_{0,2}/\sigma_B < 0,5$ – к циклическому упрочнению ($C \leq 0$).

Для циклически упрочняющихся сталей ($0,15 \leq m \leq 0,3$) при деформациях $\bar{\epsilon}^{(0)} < 10$ между величинами C и B (по уравнениям (4.8) и (4.9)) существует зависимость, близкая к линейной [11, 32, 33]:

$$C = -k_B \cdot B, \quad (4.28)$$

где k_B – коэффициент, равный приблизительно $3 \cdot 10^{-3}$.

Параметр кривой циклического деформирования ($A-A_*$), характеризующий деформацию циклической анизотропии $\bar{\Delta}^{(k)}$ по

Рис. 4.7. Зависимость параметра C от механических свойств сталей

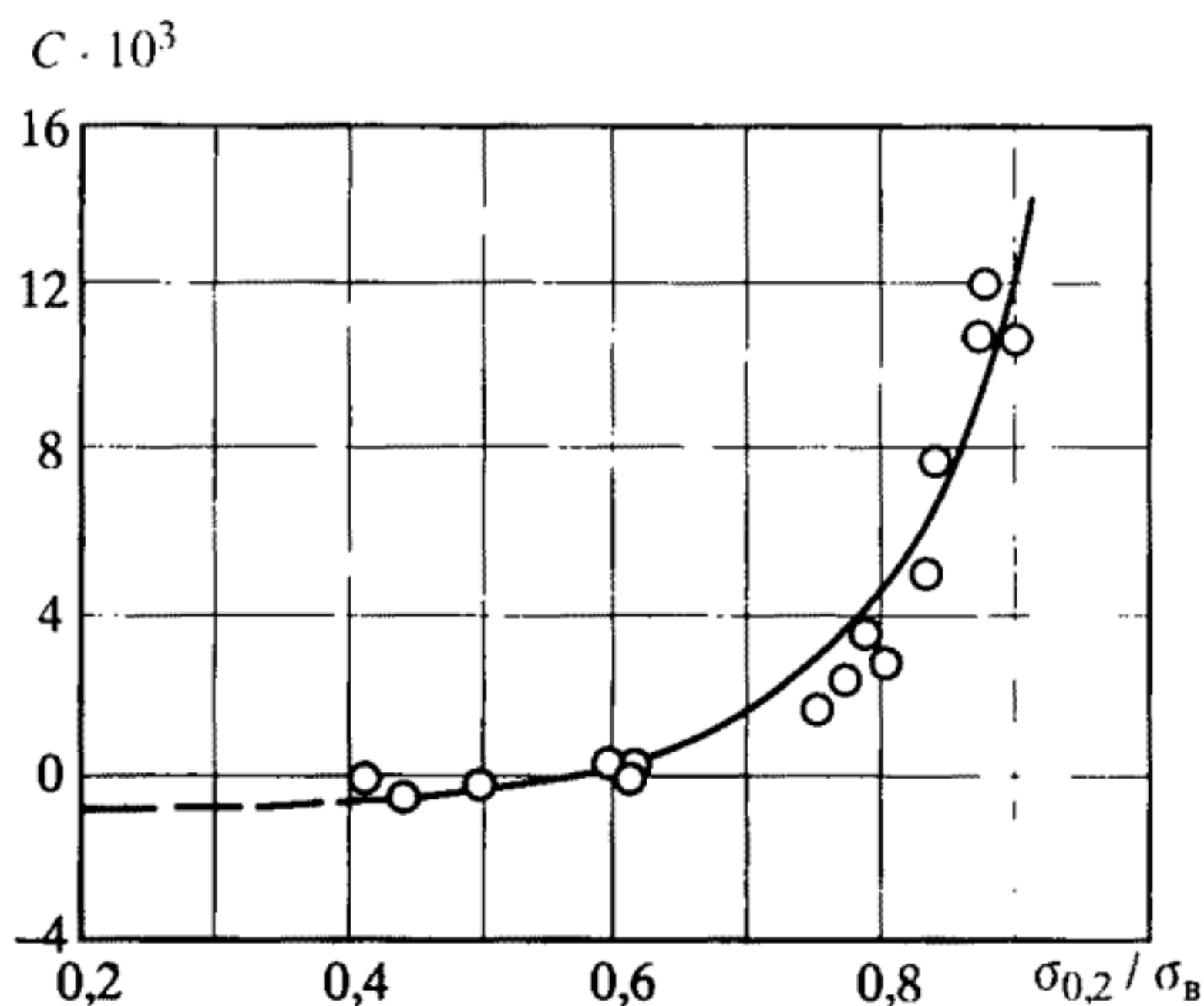
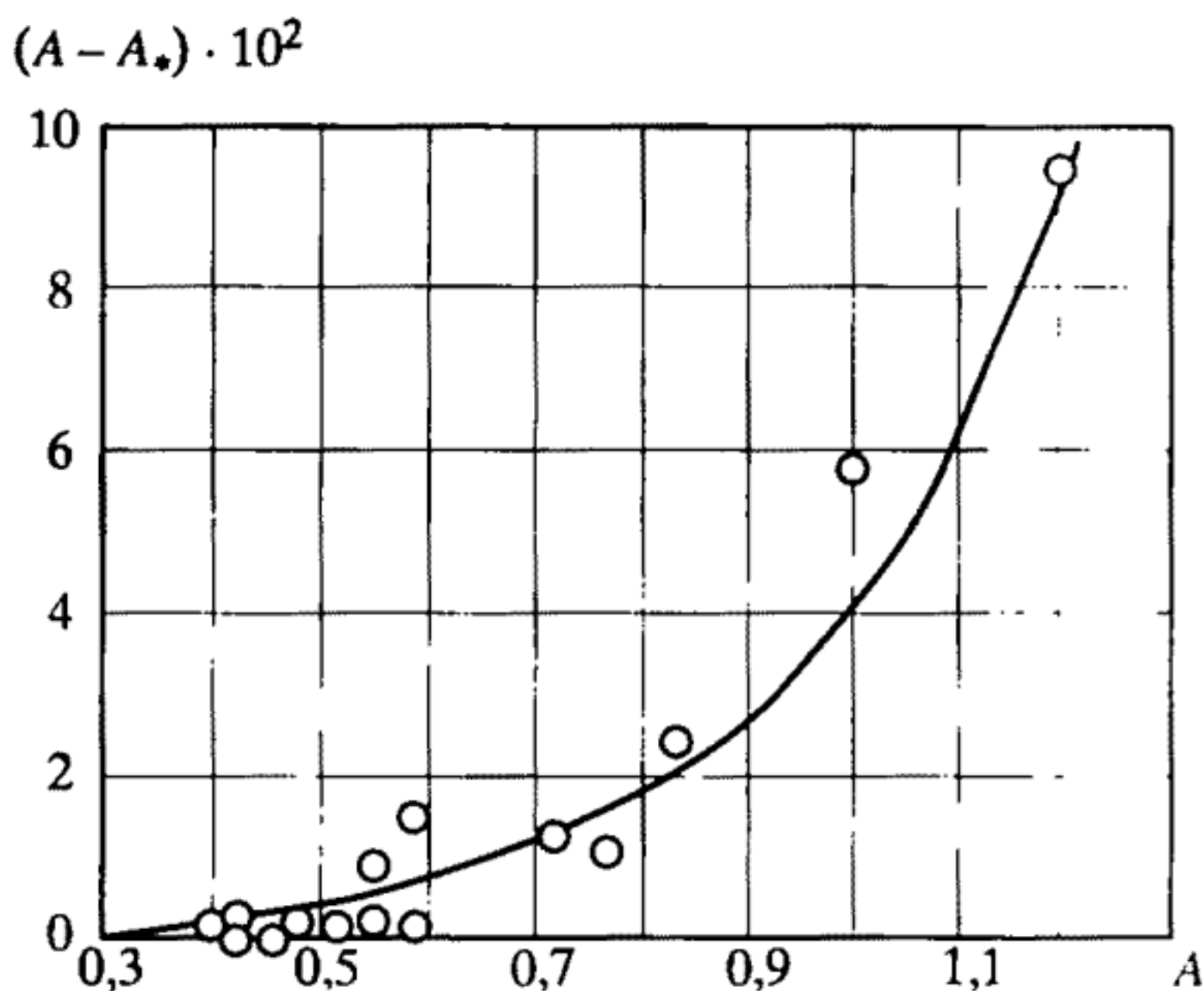


Рис. 4.8. Связь между параметрами A и $(A - A_*)$ диаграммы циклического деформирования



уравнению (4.14) и скорость накопления односторонних пластических деформаций $\bar{\epsilon}_p^{(k)}$ по уравнению (4.15), связан с параметром A уравнения (4.11) зависимостью, показанной на рис. 4.8.

Эта зависимость может быть записана [11, 32, 33] в виде

$$(A - A_*) = k_{A_*} \left(\frac{1}{1 - 0.7A} - 1.3 \right), \quad (4.29)$$

где k_{A_*} — коэффициент, равный $2 \cdot 10^{-2}$.

Таким образом, сопротивление циклическим упругопластическим деформациям данной стали определяют из опытов при нагружении с заданными амплитудами напряжений и описывают с использованием степенных и экспоненциальных функций $F(k)$

(см. уравнения (4.4) и (4.5)). Параметры этих функций по уравнениям (4.12), (4.25), (4.27)–(4.29) зависят от степени упрочнения стали в упругопластической области, характеризуемой отношением условного предела текучести к пределу прочности. Указанные зависимости могут быть использованы для описания уравнений состояния в условиях малоциклового нагружения при отсутствии соответствующих экспериментальных данных.

Таким образом, для расчетов прочности и ресурса элементов ЖРД при статическом и циклическом нагружении должны быть использованы экспериментально полученные или расчетные кривые деформирования, связывающие напряжения и деформации при различных уровнях нагружения, температурах, скоростях деформирования и числах циклов.

ИССЛЕДОВАНИЕ СВЯЗИ ХАРАКТЕРИСТИК СОПРОТИВЛЕНИЯ ОДНОКРАТНОМУ И ЦИКЛИЧЕСКОМУ РАЗРУШЕНИЮ

5.1. Экспериментальные исследования характеристик однократного разрушения

Расчетные характеристики для оценки статической прочности несущих элементов ракетных двигателей по выражениям (2.1), (2.3), (2.5) определяются при однократном нагружении стандартных цилиндрических или плоских образцов.

Для исследования особенностей сопротивления однократно-му нагружению в связи с эффектами абсолютных размеров по выражению (3.22) были использованы образцы с широким (на несколько порядков) варьированием размеров сечений – от 4 до $3,6 \cdot 10^5 \text{ мм}^2$. Для оценки чувствительности к температурам и концентрации напряжений (см. п. 3.4) использовались образцы гладкие и с надрезами (цилиндрические и плоские).

В число расчетных характеристик материалов при однократном нагружении в соответствии с уравнениями (2.1), (2.3), (2.5) входят следующие параметры сопротивления однократному деформированию (см. гл. 2 и 3):

- модуль продольной упругости E и коэффициент Пуассона μ ;
- пределы пропорциональности $\sigma_{\text{проп}}$ (упругости σ_y) и текучести σ_T , $\sigma_{0,2}$;
- показатель m и модуль E_1 упрочнения в упругопластической области.

Сопротивление однократному разрушению определяется стандартными характеристиками:

- прочности (предел прочности σ_B , сопротивление разрыву в шейке S_K);
- пластичности (относительное удлинение δ_K и относительное сужение равномерное ψ_B и в шейке ψ_K);

К нестандартным характеристикам сопротивления однократному разрушению можно отнести истинную логарифмическую деформацию в зоне разрушения $e_K = e_c$ по уравнениям пп. 3.1 и 4.1, а также энергию разрушения γ_K .

Указанных выше характеристик достаточно для аналитических и численных расчетов напряженно-деформированных и предельных состояний в наиболее нагруженных зонах несущих элемен-

тов ракетных двигателей. Алгоритмы и порядок таких расчетов по стандартным унифицированным и уточненным методикам изложены ниже.

5.2. Экспериментальное исследование характеристик малоциклового разрушения

Характеристики сопротивления малоцикловому разрушению, так же как и диаграммы циклического деформирования, исследуют при двух предельных режимах нагружения (см. рис. 4.1): с заданными амплитудами деформаций (жесткое нагружение) или с заданными амплитудами напряжений (мягкое нагружение). Базовые исследования прочности при малоцикловом нагружении были выполнены в условиях нагружения с заданными амплитудами номинальных напряжений [11–34, 79–82]. В работах, посвященных исследованию термической усталости, осуществлялось нагружение, близкое к жесткому [76, 80, 81, 83, 84]. Изотермические и не-изотермические испытания при жестком нагружении [12, 55, 76, 80, 81, 85, 86] позволили обосновать справедливость степенного уравнения Мэнсона–Коэффина типа (2.13), связывающего число циклов до образования трещины $N_{ет}$ или до полного разрушения $N_{ер}$) и размах пластической деформации:

$$N_{ет}^{m_{ет}} \Delta e_p = C_{ет}; \quad (5.1)$$

$$N_{ер}^{m_{ер}} \Delta e_p = C_{ер}, \quad (5.2)$$

где $m_{ет}$, $m_{ер}$, $C_{ет}$, $C_{ер}$ – характеристики материала. Индекс “e” у величин m и C обозначает нагружение с постоянной амплитудой деформации, индекс “т” – образование трещины, индекс “р” – разрушение. На рис. 5.1 показаны результаты испытаний при жестком нагружении циклически стабильной малоуглеродистой стали.

На этом же рисунке нанесены размахи упругих деформаций Δe_e в зависимости от числа циклов $N_{ет}$. Связь между Δe_e и $N_{ет}$ может быть записана [11–34, 76, 87] аналогично уравнению (5.1):

$$N_{ет}^{(m_{ет})_e} \Delta e_e = (C_{ет})_e. \quad (5.3)$$

Характеристика для пластичных малоуглеродистых низколегированных и аустенитных нержавеющей сталей с пределом прочности до 700 МПа $m_{ет} \approx 0,5$, а $C_{ет}$ зависит от пластичности стали при статическом растяжении $e_c = e_k$ и определяется через относительное сужение ψ_k в шейке образца из условия $\Delta e_p = e_c$ при $N_{ет} = 1/4$

$$C_{ет} = \frac{1}{2} \ln \frac{1}{1 - \psi_k} = \frac{1}{2} e_c. \quad (5.4)$$

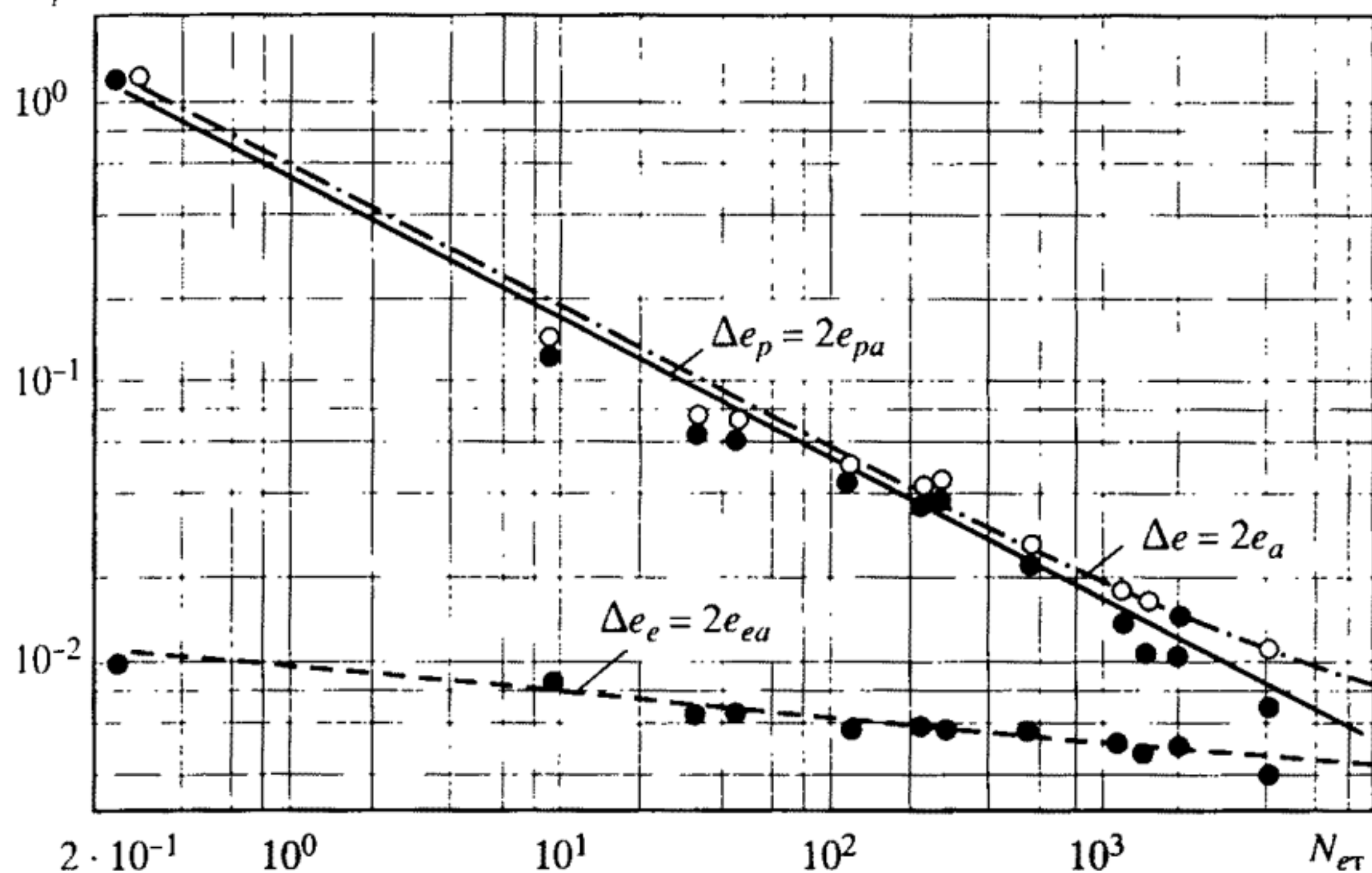
$\Delta e_p, \Delta e_e$ 

Рис. 5.1. Связь между размахами деформаций и числом циклов до разрушения (образования трещины)

Характеристика стали $(C_{ет})_e$ может быть определена через разрушающее напряжение S_k в шейке при статическом растяжении из условия $\Delta e_e = S_k/E$ при $N_{ет} = 1/4$

$$(C_{ет})_e = \frac{S_k}{4^{(m_{ет})_e} E}. \quad (5.5)$$

Для широкого круга сталей $(m_{ет})_e = 0,09 \div 0,12$. Из уравнения (5.5) при $(m_{ет})_e = 0,1$ получаем

$$(C_{ет})_e = \frac{S_k}{1,15E}. \quad (5.6)$$

Значения характеристик m_{ep} и C_{ep} в уравнении (5.2) в первом приближении могут быть определены, исходя из предположений, что разрушающая деформация e_c ($e_c = e_k$) соответствует критическому (разрушающему) числу циклов $N_{ep} = 1/2$ и что при деформациях, соответствующих пределу выносливости (на базе 10^7), $N_{ет} = N_{ep}$. Тогда

$$C_{ep} = e_c / 2^{m_{ep}}; \quad (5.7)$$

$$m_{ep} = 1,04m_{ет}. \quad (5.8)$$

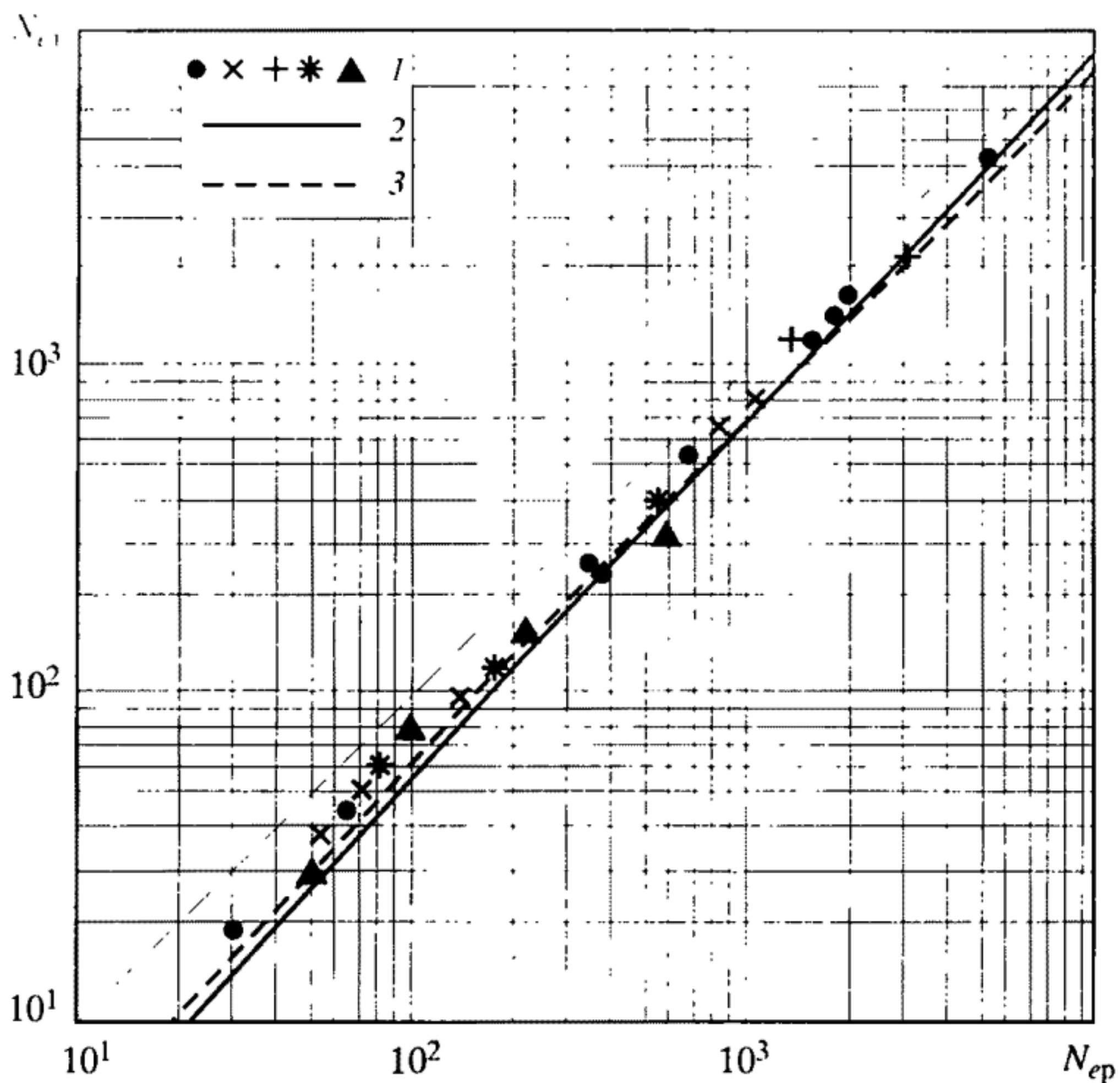


Рис. 5.2. Связь между числами циклов до образования трещины $N_{ет}$ и до разрушения $N_{ер}$

1 – эксперимент; 2 – расчет по уравнению (5.9); 3 – расчет по уравнению (5.10)

Используя уравнения (5.3), (5.4) и (5.8), можно определить соотношение числа циклов до образования трещин и до разрушения

$$N_{ет} = 0,513 \cdot (N_{ер})^{1,04}. \quad (5.9)$$

Соответствие результатов расчета по уравнению (5.9) и эксперимента на малоуглеродистой стали показано на рис. 5.2.

Пунктирная кривая 3 – результаты расчета по уравнению Мэнсона [76, 87]

$$N_{ер} - N_{ет} = C_N (N_{ер})^{m_N}, \quad (5.10)$$

где C_N , m_N – характеристики стали ($C_N = 2,5$; $m_N = 0,67$). Уравнение (5.9), хорошо согласующееся с опытными данными, использовалось в дальнейшем для определения числа циклов $N_{ет}$ по числу циклов $N_{ер}$.

Размахи деформаций Δe_p и Δe_e в уравнениях (5.1)–(5.3) могут быть заменены амплитудами e_{pa} и e_{ea}

$$\Delta e_p = 2e_{pa}, \quad \Delta e_e = 2e_{ea}. \quad (5.11)$$

Так как амплитуда упругопластической деформации $e_a = e_{pa} + e_{ca}$, то на основании уравнений (5.1)–(5.11) можно записать

$$e_a = \frac{1}{4N_{\epsilon_T}^{m_{\epsilon_T}}} \ln \frac{1}{1 - \psi_k} + 0,435 \frac{S_k}{EN_{\epsilon_T}^{(m_{\epsilon_T})_e}}. \quad (5.12)$$

Уравнения кривой малоциклового усталости при жестком нагружении в форме (5.12) были предложены С. Мэнсоном и Б. Лангером [76, 87]; в относительных деформациях $\bar{e} = e_a/e_T$ они имеют, соответственно, вид:

$$\bar{e}_a = \frac{1}{2e_T N_e^{0,6}} \left(\ln \frac{1}{1 - \psi_k} \right)^{0,6} + 1,75 \frac{\sigma_B}{e_T EN_e^{0,12}}; \quad (5.13)$$

$$\bar{e}_a = \frac{1}{4e_T N_e^{0,5}} \ln \frac{1}{1 - \psi_k} + \frac{\sigma_{-1}}{e_T E}. \quad (5.14)$$

В уравнении (5.14) принято, что амплитуда упругой деформации не зависит от числа циклов и равна деформации предела выносливости при растяжении–сжатии.

На рис. 5.3 и 5.4 показаны результаты расчетов (кривые) и экспериментов (точки), выполненных для циклически стабильной (22К) и циклически разупрочняющейся (12Х2МФА) сталей. Кривая 1 проведена по данным расчета с использованием уравнения (5.13), а кривая 2 – уравнения (5.14) и фактических характеристик механических свойств сталей – ψ_k , e_T , σ_B . Из сопоставления кривых 1 и 2 видно, что при небольшом числе циклов (до 10^3) уравнение (5.13) дает более высокие разрушающие амплитуды деформаций \bar{e}_a . Расчет по уравнению (5.12) даст практически совпадающие с уравнением (5.14) результаты при числе циклов менее 10^4 . Кривая 3 проведена на основе кривой допускаемых амплитуд условных упругих напряжений, принятой в нормах [88, 89], с учетом соответствующих запасов по деформациям и числу циклов. Кривые 4 построены по данным расчета по уравнению (5.14) с использованием гарантируемых стандартами или техническими условиями характеристик механических свойств.

Из рис. 5.3 и 5.4 видно, что данные экспериментов при жестком нагружении лежат между кривыми 2 и 4. Поэтому расчеты, выполненные по уравнениям (5.12) и (5.14) с использованием стандартных характеристик механических свойств материалов, дают результаты в запас прочности.

Так как амплитуда упругопластической деформации $e_a = e_{pa} + e_{ca}$, то на основании уравнений (5.1)–(5.11) можно записать

$$e_a = \frac{1}{4N_{\epsilon_T}^{m_{\epsilon_T}}} \ln \frac{1}{1 - \psi_k} + 0,435 \frac{S_k}{EN_{\epsilon_T}^{(m_{\epsilon_T})_e}}. \quad (5.12)$$

Уравнения кривой малоциклового усталости при жестком нагружении в форме (5.12) были предложены С. Мэнсоном и Б. Лангером [76, 87]; в относительных деформациях $\bar{e} = e_a/e_T$ они имеют, соответственно, вид:

$$\bar{e}_a = \frac{1}{2e_T N_e^{0,6}} \left(\ln \frac{1}{1 - \psi_k} \right)^{0,6} + 1,75 \frac{\sigma_B}{e_T EN_e^{0,12}}; \quad (5.13)$$

$$\bar{e}_a = \frac{1}{4e_T N_e^{0,5}} \ln \frac{1}{1 - \psi_k} + \frac{\sigma_{-1}}{e_T E}. \quad (5.14)$$

В уравнении (5.14) принято, что амплитуда упругой деформации не зависит от числа циклов и равна деформации предела выносливости при растяжении–сжатии.

На рис. 5.3 и 5.4 показаны результаты расчетов (кривые) и экспериментов (точки), выполненных для циклически стабильной (22К) и циклически разупрочняющейся (12Х2МФА) сталей. Кривая 1 проведена по данным расчета с использованием уравнения (5.13), а кривая 2 – уравнения (5.14) и фактических характеристик механических свойств сталей – ψ_k , e_T , σ_B . Из сопоставления кривых 1 и 2 видно, что при небольшом числе циклов (до 10^3) уравнение (5.13) дает более высокие разрушающие амплитуды деформаций \bar{e}_a . Расчет по уравнению (5.12) даст практически совпадающие с уравнением (5.14) результаты при числе циклов менее 10^4 . Кривая 3 проведена на основе кривой допускаемых амплитуд условных упругих напряжений, принятой в нормах [88, 89], с учетом соответствующих запасов по деформациям и числу циклов. Кривые 4 построены по данным расчета по уравнению (5.14) с использованием гарантируемых стандартами или техническими условиями характеристик механических свойств.

Из рис. 5.3 и 5.4 видно, что данные экспериментов при жестком нагружении лежат между кривыми 2 и 4. Поэтому расчеты, выполненные по уравнениям (5.12) и (5.14) с использованием стандартных характеристик механических свойств материалов, дают результаты в запас прочности.

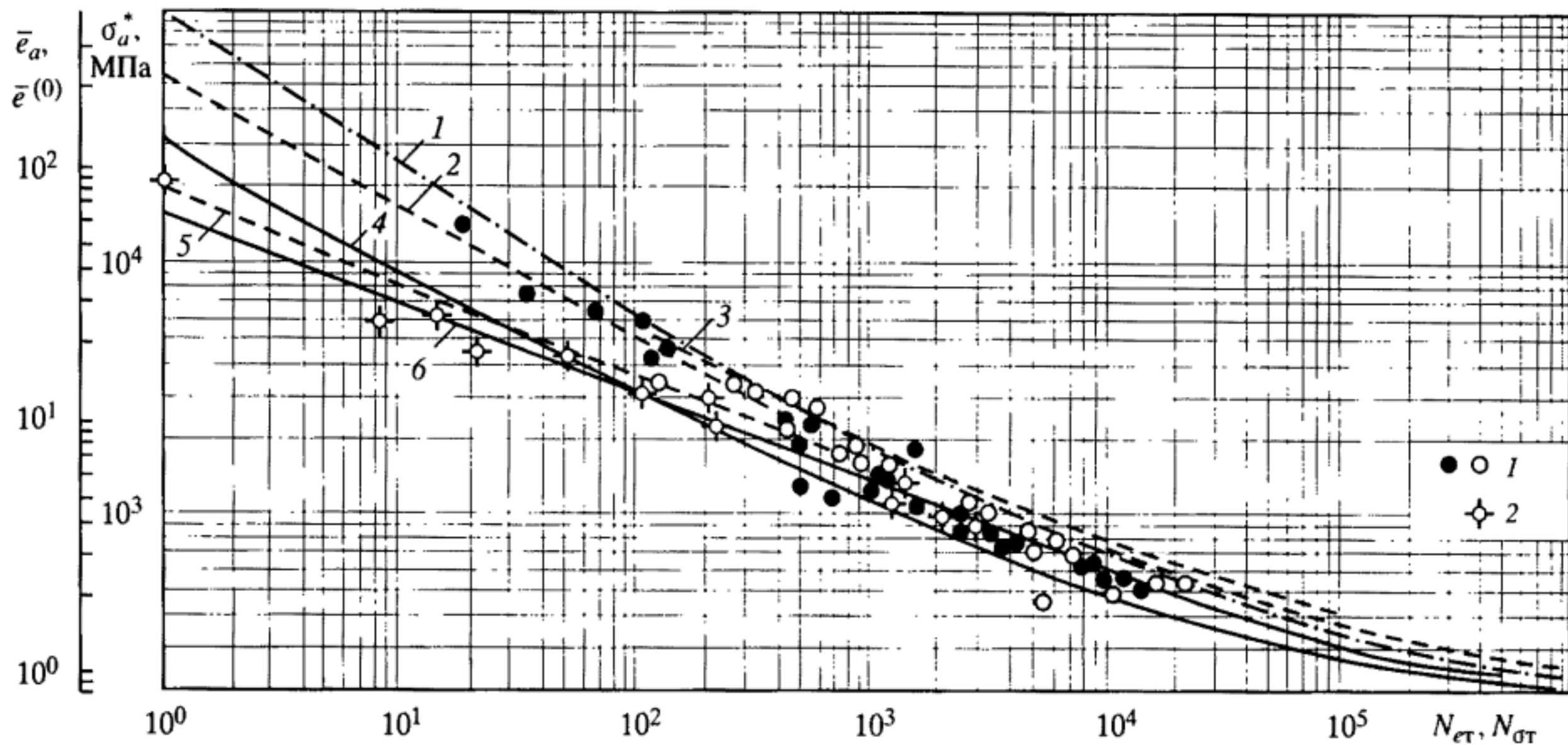


Рис. 5.3. Зависимость между разрушающими деформациями и числом циклов для стали 22К

Точки: 1 – жесткое нагружение; 2 – мягкое нагружение. Кривые (1–6) – пояснения см. в тексте

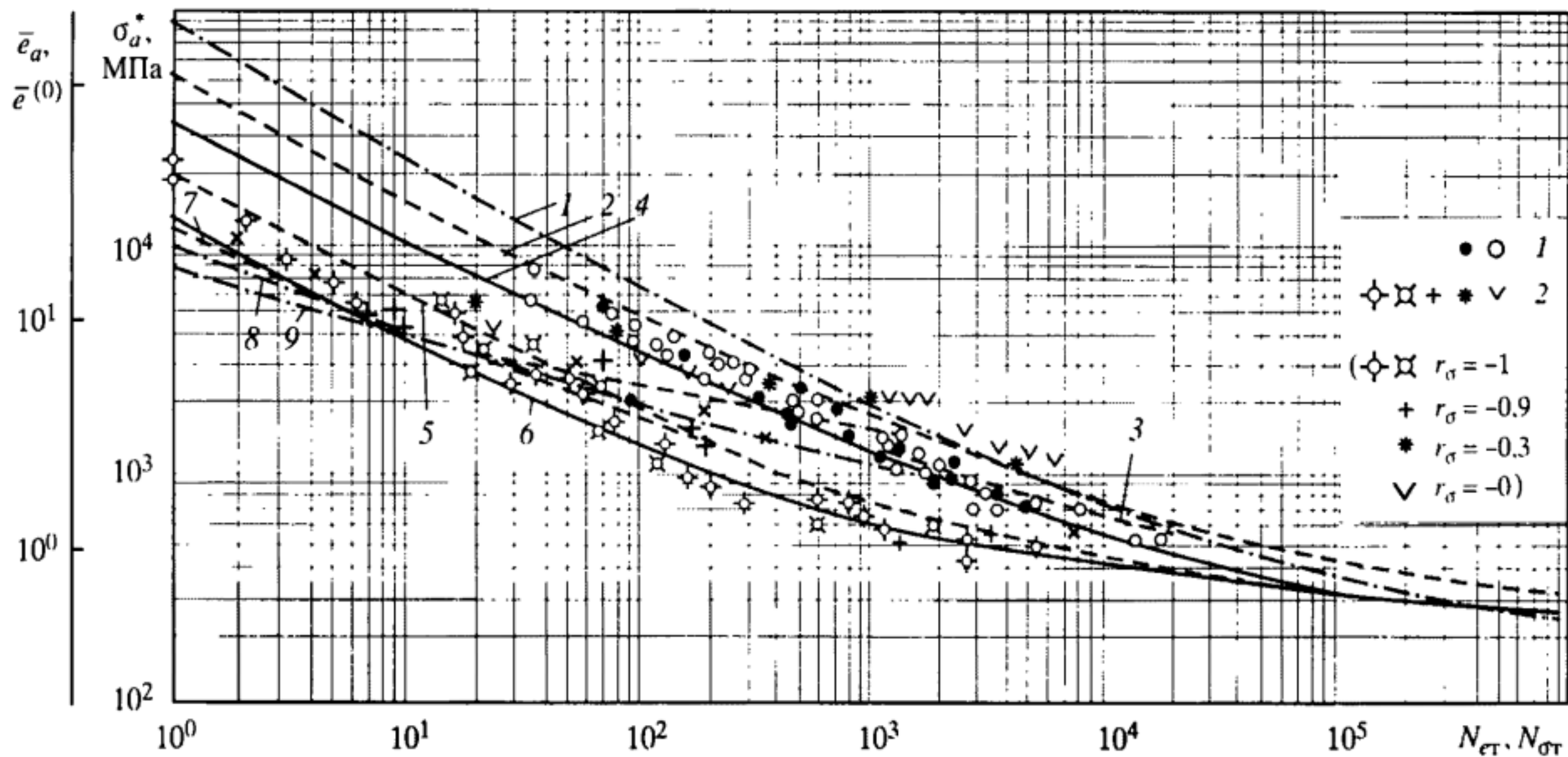


Рис. 5.4. Зависимость между разрушающими деформациями и числом циклов для стали 12Х2МФА

Точки: 1 – жесткое нагружение; 2 – мягкое нагружение. Кривые (1–9) – пояснения см. в тексте

В соответствии с многочисленными результатами экспериментов [11, 12, 32, 33, 64, 77, 78, 87, 90] в уравнении (5.14) предел выносливости

$$\sigma_{-1} = k_{-1} \sigma_B, \quad (5.15)$$

где k_{-1} – характеристика материала; σ_B – предел прочности.

При $\sigma_B \leq 700$ МПа коэффициент $k_{-1} = 0,4 \div 0,55$ (в расчетах можно принять $k_{-1} = 0,4$), а при $\sigma_B = 700 \div 1200$ МПа $k_{-1} = 0,4 - k_m(\sigma_B - 700)$, где k_m – коэффициент, равный 0,002.

Для сталей в широком диапазоне характеристик прочности ($\sigma_B = 400 \div 1200$ МПа) уравнения (5.14) и (5.12) можно записать в более общем виде:

$$\bar{e}_a = \frac{1}{4e_T N_{eT}^{m_{eT}}} \ln \frac{1}{1 - \psi_K} + \frac{\sigma_{-1}}{e_T E}; \quad (5.16)$$

$$\bar{e}_a = \frac{1}{4e_T N_{eT}^{m_{eT}}} \ln \frac{1}{1 - \psi_K} + 0,435 \frac{\sigma_B(1 + 1,4\psi_K)}{e_T E N_{eT}^{(m_{eT})e}}. \quad (5.17)$$

Показатель степени m_{eT} зависит от статической прочности стали σ_B . Для сталей с пределом прочности 400–700 МПа величина $m_{eT} \approx 0,5$ (см. выше). По данным экспериментов на исследованных сталях при $\sigma_B = 700 \div 1200$ МПа

$$m_{eT} = 0,5 + k_{eT}(\sigma_B - 700), \quad (5.18)$$

где k_{eT} – коэффициент, равный 0,002. Сопоставление величин m_{eT} полученных по уравнению (5.18) и по эксперименту, показано на рис. 5.5 линией и точками соответственно.

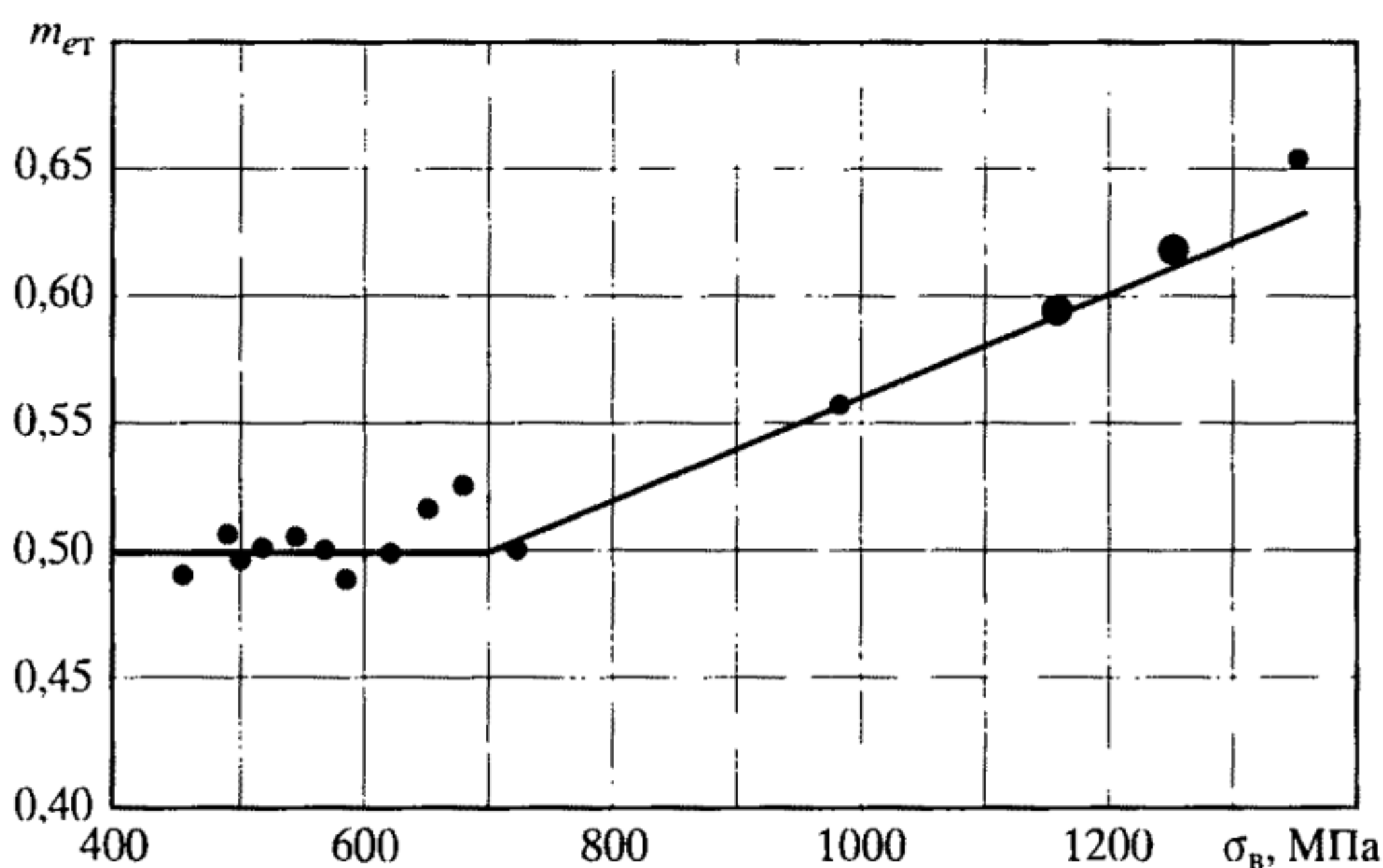


Рис. 5.5. Зависимость m_{eT} от предела прочности σ_B

Для асимметричного цикла деформаций с коэффициентом асимметрии

$$r_{\bar{e}} = \bar{e}_{\min} / \bar{e}_{\max}, \quad (5.19)$$

где \bar{e}_{\min} и \bar{e}_{\max} — минимальная и максимальная деформации цикла, учитывается уменьшение предельной пластической деформации за счет средней пластической деформации цикла [11, 13–21, 32, 33]

$$\bar{e}_{pm} = \bar{e}_{pa} \frac{1 + r_{\bar{e}}}{1 - r_{\bar{e}}}, \quad (5.20)$$

а также уменьшение предела выносливости. Уменьшение предела выносливости при асимметричном цикле деформаций в первом приближении в соответствии с диаграммой предельных амплитуд Гудмэна можно оценить величиной [11, 12]

$$f(r_e) = 1 / \left(1 + \frac{\sigma_{-1}}{\sigma_B} \cdot \frac{1 + r_{\bar{e}}}{1 - r_{\bar{e}}} \right). \quad (5.21)$$

Уравнение (5.16) с учетом уравнений (5.20) и (5.21) можно записать в виде

$$\bar{e}_a = \frac{1}{e_T} \cdot \frac{1}{4N_{eT}^{m_{eT}} + \frac{1 + r_e}{1 - r_{\bar{e}}}} \ln \frac{1}{1 - \psi_K} + \frac{\sigma_{-1}}{e_T E \left(1 + \frac{\sigma_{-1}}{\sigma_B} \cdot \frac{1 + r_{\bar{e}}}{1 - r_{\bar{e}}} \right)}. \quad (5.22)$$

В нормах [88, 89, 91] расчета сосудов давления при циклическом нагружении используются амплитуды и средние значения условных упругих напряжений

$$\sigma_a^* = \bar{e}_a \sigma_T = e_a E \quad \text{и} \quad \sigma_m^* = \bar{e}_m \sigma_T = e_m E. \quad (5.23)$$

Условные упругие напряжения позволяют расчеты прочности в деформациях выполнять в форме, соответствующей традиционной инженерной практике расчетов в напряжениях (в том числе и для элементов ракетных двигателей).

Применительно к жесткому нагружению исследования [11–34, 76, 83, 87] показали возможность использования линейного закона суммирования повреждений (в относительных долговечностях) для программного ступенчатого изменения амплитуд деформаций

$$d_f = \sum_i \frac{n_{ei}}{N_{ei}}, \quad (5.24)$$

где d_f — накопленное усталостное повреждение на i -м режиме; N_{ei} — долговечность при амплитуде деформаций i -го режима.

В экспериментах с двухступенчатым и многоступенчатым режимами жесткого нагружения $d_f = 0,7 \div 1,5$. Это позволяет применять для расчетов на стадии разрушения предельное значение $d_f = 1$. Однако, как известно, правило линейного суммирования повреждений не соблюдается для стадии развития разрушения.

Наряду с рассмотренными выше деформационными характеристиками оценка сопротивления разрушению при малоцикловом нагружении с заданными амплитудами деформаций в работах [19, 78, 92, 93] производилась с использованием энергетических критериев. При этом предполагалось, что повреждение материала связано с общей энергией пластических деформаций, энергией на участке упрочнения материала в каждом цикле, а также с необратимой энергией пластических деформаций, обусловленной эффектом Баушингера. Уравнения кривых усталости, получаемые на основе энергетических трактовок малоциклового усталостного разрушения при жестком нагружении, оказываются эквивалентными степенным уравнениям (2.63), так как циклические напряжения в упругой и упругопластической областях сравнительно устойчивы.

Большую часть исследований в области малоциклового разрушения, как отмечалось выше, проводили при мягком нагружении, когда в процессе испытаний постоянными поддерживались амплитуды номинальных напряжений. В результате таких исследований получают зависимость амплитуды номинальных напряжений от числа циклов нагружения. В ряде случаев результаты аппроксимировали с помощью степенных функций, аналогичных (5.2)

$$N_{\sigma p}^{m_{\sigma p}} \Delta \sigma = C_{\sigma p}, \quad (5.25)$$

где $\Delta \sigma$ – размах напряжений; $m_{\sigma p}$, $C_{\sigma p}$ – характеристики материала. Показатель $m_{\sigma p}$ зависит от уровня номинальных напряжений и принимается постоянным для максимальных напряжений цикла в интервалах от $\sigma_{0,2}$ до σ_B , от σ_1 до $\sigma_{0,2}$ и от σ_1 до σ_T .

Особенностью малоциклового мягкого нагружения циклически разупрочняющихся и циклически стабильных сталей является одностороннее накопление пластических деформаций при $r_\sigma \geq -1$ по уравнению (4.23). Величину односторонних пластических деформаций определяют по уравнению (4.15). У циклически анизотропных, стабильных и разупрочняющихся сталей при небольшом числе циклов (до 10^3) одностороннее накопление пластических деформаций приводит к возникновению квазистатических разрушений с образованием шейки. Критерием таких разрушений является односторонне накопленная пластическая деформация, равная предельной деформации в шейке при статическом растяжении $\bar{\epsilon}_k = \bar{\epsilon}_c$, определяемая через относительное сужение в шейке по уравнению типа (3.12).

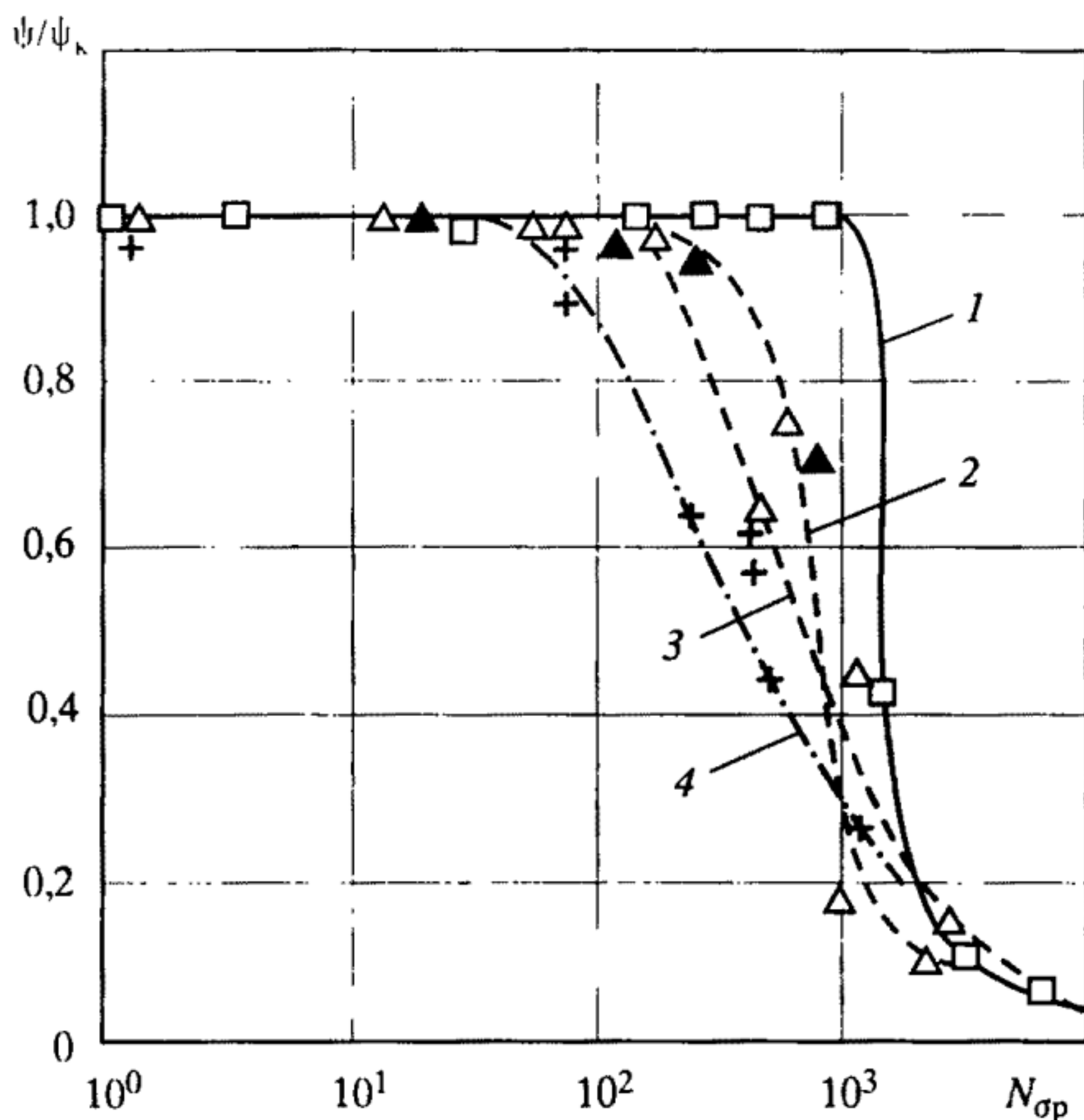


Рис. 5.6. Изменение относительного сужения поперечного сечения при мягком нагружении

Кривые (1-4) – пояснения см. в тексте

На рис. 5.6 показаны результаты испытаний при мягком нагружении (симметричный цикл деформаций) малоуглеродистых и низколегированных сталей, кривые: 1 – 12Х2МФА, 2 – 16ГНМА, 3 – 22К, 4 – 09Г2С. Увеличение отношения предела текучести к пределу прочности, характеризующее склонность к циклическому разупрочнению, приводит к расширению области квазистатических разрушений и к более выраженному снижению пластичности при разрушении за пределами этой области (кривая 1). Разрушения при мягком нагружении с пониженными значениями предельных пластических деформаций происходят с образованием трещин, носят усталостный характер (при числе циклов более $2 \cdot 10^3$) и описываются уравнением (5.25). В промежуточной области (между областью квазистатических и усталостных разрушений) происходят смешанные разрушения, когда одностороннее накопление пластических деформаций сочетается с развитием трещин малоциклового усталости.

Число циклов до квазистатического разрушения ($N_{ст} = N_{ср}$) при нагружении с заданной амплитудой напряжений определяют

из условия равенства предельной пластической деформации \bar{e}_c сумме пластических деформаций нулевого полуцикла, односторонне накопленных циклических деформаций и пластических деформаций последнего полуцикла

$$\bar{e}_c = \bar{e}_p^{(0)} + \bar{e}_p^{(k_{\sigma\tau}-1)} + \bar{\Delta}^{(k_{\sigma\tau})}. \quad (5.26)$$

Деформация $\bar{e}_p^{(0)} \approx \bar{e}^{(0)} - 1$, а деформацию $\bar{e}_p^{(k_{\sigma\tau}-1)}$ вычисляют по уравнению (4.15). Деформацию $\bar{\Delta}^{(k_{\sigma\tau})}$ определяют по кривой статического деформирования при условном номинальном напряжении $\bar{\sigma}^{(0)}$. Обозначив через \bar{e}_{pc} величину деформации

$$\bar{e}_{pc} = \bar{e}_c - \bar{\Delta}^{(k_{\sigma\tau})} + 1, \quad (5.27)$$

можно определить число циклов $N_{\sigma\tau}$ как половину верхнего предела интеграла (4.15) из условия $\bar{e}_p^{(k_{\sigma\tau}-1)} = \bar{e}_{pc}$.

Подставляя в (5.26) все входящие величины, получим:

– для циклически разупрочняющейся стали:

$$N_{\sigma\tau} = \frac{0,5}{C(\bar{e}^{(0)} - 1)} \ln \left[\frac{C}{(A - A_*)} (\bar{e}_{pc} - \bar{e}^{(0)}) + 1 \right] + 0,5; \quad (5.28)$$

– для циклически стабильной стали:

$$N_{\sigma\tau} = \frac{\bar{e}_{pc} - \bar{e}^{(0)}}{(A - A_*)(\bar{e}^{(0)} - 1)} + 0,5; \quad (5.29)$$

– для слабо упрочняющейся циклически анизотропной стали при $B < 0,12$:

$$N_{\sigma\tau} = 0,5 \cdot \left\{ \frac{\bar{e}_{pc} - \bar{e}^{(0)}}{(A - A_*)(\bar{e}^{(0)} - 1)} \cdot [1 - B(\bar{e}^{(0)m} - 1)] \right\}^{1/[1 - B(\bar{e}^{(0)m} - 1)]}. \quad (5.30)$$

Результаты расчета величин $N_{\sigma\tau}$ с удовлетворительной для практики точностью совпадают с данными эксперимента.

Для области перехода от квазистатических разрушений к усталостным, т.е. при $\psi/\psi_k < 1$ (см. рис. 5.6), разрушающее число циклов определяют из условия постоянства суммы накопленных квазистатических d_s и усталостных d_f повреждений [11–34, 80, 81]. При мягком нагружении, когда ширина петли $\bar{\delta}^{(k)}$ непрерывно изменяется с увеличением числа полуциклов k , усталостное повреждение d_f можно определить по формуле (5.24). Так как амплитуда пластических деформаций $\bar{e}_{pa}^{(k)} = \bar{\delta}^{(k)}/2$, то из уравнений (4.4), (5.2)

$$\int_0^{k_{\sigma\tau}} (\bar{\delta}^{(k)})^{1/m_{ep}} dk = 2(\bar{C}_{ep})^{1/m_{ep}}, \quad (5.31)$$

где $k_{ор}$ — число полуциклов до разрушения при мягком нагружении; $C_{ер}$ — характеристика материала, определяемая по величинам $\bar{C}_{ер}$ с помощью уравнения (5.7) и с учетом смещения петли в первом полуцикле

$$\bar{\bar{C}}_{ер} = \bar{C}_{ер} - \left[\bar{e}^{(0)} - \bar{e}^{(0)m} - \frac{A}{2}(\bar{e}^{(0)} - 1) \right]. \quad (5.32)$$

Интегрирование уравнения (5.31) при $k_{ор} = 2N_{ор}$ с учетом уравнений (4.4)–(4.7), (5.32) дает:

– для циклически разупрочняющейся стали

$$N_{ор} = \frac{0,5}{C(\bar{e}^{(0)} - 1)} \ln \left\{ \frac{2C}{m_{ер}} \left[\frac{\bar{\bar{C}}_{ер}}{A(\bar{e}^{(0)} - 1)^{1-m_{ер}}} \right]^{1/m_{ер}} + 1 \right\} + 0,5; \quad (5.33)$$

– для циклически упрочняющейся стали

$$N_{ор} = 0,5 \cdot \left\{ 2 \cdot \left[1 - \frac{B}{m_{ер}}(\bar{e}^{(0)m} - 1) \right] \times \right. \\ \left. \times \left[\frac{\bar{\bar{C}}_{ер}}{A(\bar{e}^{(0)} - 1)} \right]^{1/m_{ер}} \right\}^{m_{ер}/[m_{ер} - B(\bar{e}^{(0)m} - 1)]}; \quad (5.34)$$

– для циклически стабильной стали

$$N_{ор} = \left[\frac{\bar{\bar{C}}_{ер}}{A(\bar{e}^{(0)} - 1)} \right]^{1/m_{ер}}. \quad (5.35)$$

Если по уравнениям (5.28)–(5.30) и (5.33)–(5.35) $N_{от} \ll N_{ор}$, то разрушение при мягком нагружении носит квазистатический характер, и наоборот.

Для определения долговечности можно использовать:

– накопленное усталостное повреждение в переходной области на основе уравнения (5.31)

$$d_f = \frac{\int_0^k (2\bar{e}_{pa}^{(k)})^{1/m_{ер}} dk}{2(\bar{\bar{C}}_{ер})^{1/m_{ер}}}; \quad (5.36)$$

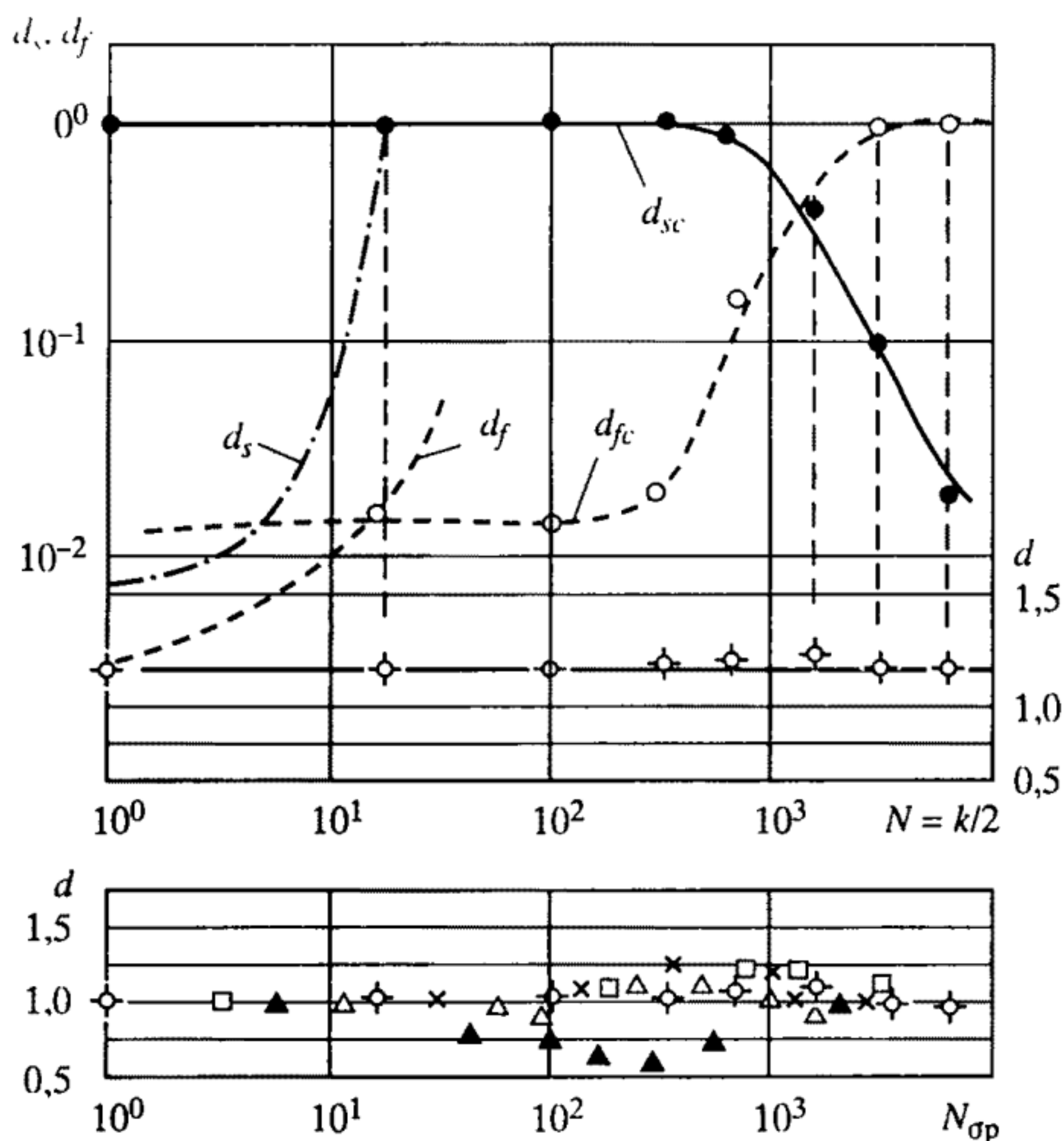


Рис. 5.7. Характеристики накопления повреждений при мягком нагружении

– накопленное квазистатическое повреждение в этой области на основе уравнения (4.15) с учетом (5.27)

$$d_s = \frac{\int_0^k \bar{\Delta}^{(k)} dk}{\bar{e}_{pc}}. \quad (5.37)$$

Предполагая в первом приближении, что процессы накопления квазистатических и усталостных повреждений протекают независимо, суммарное накопленное повреждение

$$d = d_s + d_f. \quad (5.38)$$

На рис. 5.7 показаны результаты расчета по уравнениям (5.36)–(5.38) и результаты экспериментов, выполненных на циклически стабильных и циклически разупрочняющихся сталях, при симметричном цикле нагрузки.

Для этих сталей в области переходных (от квазистатических к усталостным) разрушений $d = 0,6 \div 1,2$. В расчетах при-

нимают $d = 1$. На стадии квазистатического разрушения предельная величина $d_{fc} < 0,1d_{sc}$, а при усталостных разрушениях $d_{sc} < 0,1d_{fc}$.

Рассмотренные выше закономерности малоциклового разрушения при мягком нагружении основаны на анализе кинетики деформаций. Кинетический подход к оценке долговечности при малоцикловом нагружении рекомендуется использовать при уточненных расчетах ресурса. Однако применение в инженерных расчетах прочности кинетических деформационных критериев вызывает определенные затруднения (в том числе вычислительного характера). В связи с этим для определения долговечности (на стадии образования трещины) при мягком нагружении можно использовать [11–34, 88, 89] уравнения кривых малоциклового разрушения, аналогичные уравнениям (5.16), (5.17) и (5.22).

При симметричном цикле напряжений зависимость между деформацией нулевого полуцикла $\bar{e}^{(0)}$ и числом циклов до образования трещины $N_{\sigma T}$ может быть представлена в виде

$$\bar{e}^{(0)} = \frac{1}{e_T N_{\sigma T}^{\bar{m}_{\sigma T}}} \ln \frac{1}{1 - \psi_B} + \frac{\sigma_{0.1}}{e_T E}, \quad (5.39)$$

где $\bar{m}_{\sigma T}$ – характеристика материала; ψ_B – относительное сужение площади поперечного сечения при напряжениях, равных пределу прочности.

При однократном статическом растяжении ($N_{\sigma T} = 1$) деформация $\bar{e}^{(0)} = \bar{e}_B$ и $\bar{\sigma}^{(0)} = \bar{\sigma}_B$. Показатель степени $\bar{m}_{\sigma T}$ (рис. 5.8) зависит от механических характеристик стали и для $\sigma_{0.2}/\sigma_B > 0,3$ может быть выражен формулой [11, 32, 33]

$$\bar{m}_{\sigma T} = M_{\sigma T} - k_{m_{\sigma T}} \left(1 - \frac{\sigma_{0.2}}{\sigma_B} \right),$$

где $M_{\sigma T}$, $k_{m_{\sigma T}}$ – характеристики стали. Для исследованных сталей $M_{\sigma T} = 0,85$, $k_{m_{\sigma T}} = 1,2$. При $\sigma_{0.2}/\sigma_B < 0,3$ принимают $\bar{m}_{\sigma T} = 0$. На рис. 5.3 и 5.4 кривыми 5 показаны результаты расчета по уравнению (5.38) с использованием фактических механических свойств сталей, а кривыми 6 – с использованием свойств по ТУ. Кривая 5 хорошо соответствует результатам экспериментов в широком диапазоне числа циклов.

При асимметричном цикле напряжений (для $\bar{\sigma}_{\min}$ и $\bar{\sigma}_{\max}$) коэффициент асимметрии r_σ определяют по формуле (4.23). Уравнение кривой малоциклового разрушения при асимметричном цикле

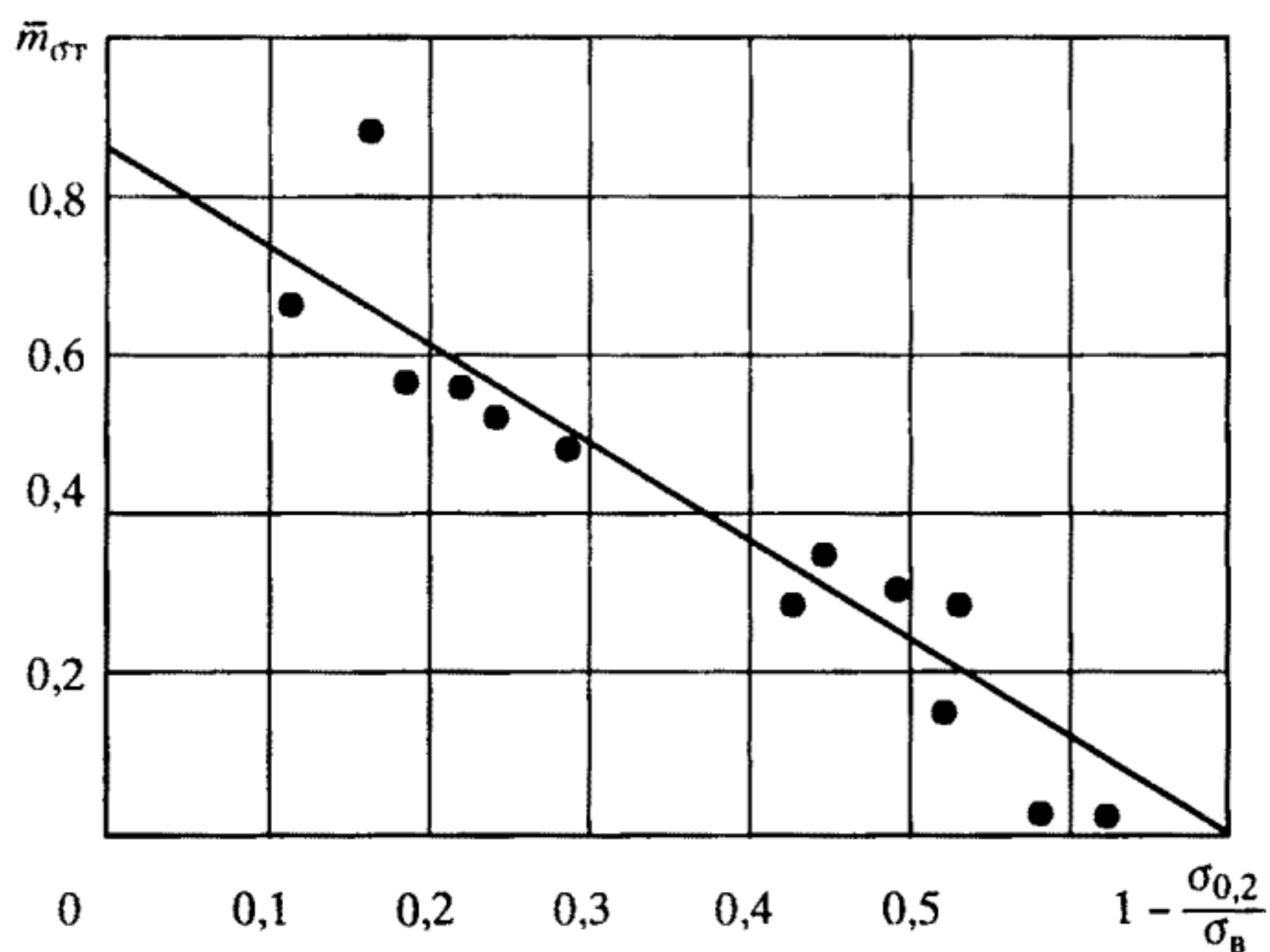


Рис. 5.8. Зависимость показателей степени кривой мягкого малоциклового разрушения от механических свойств стали

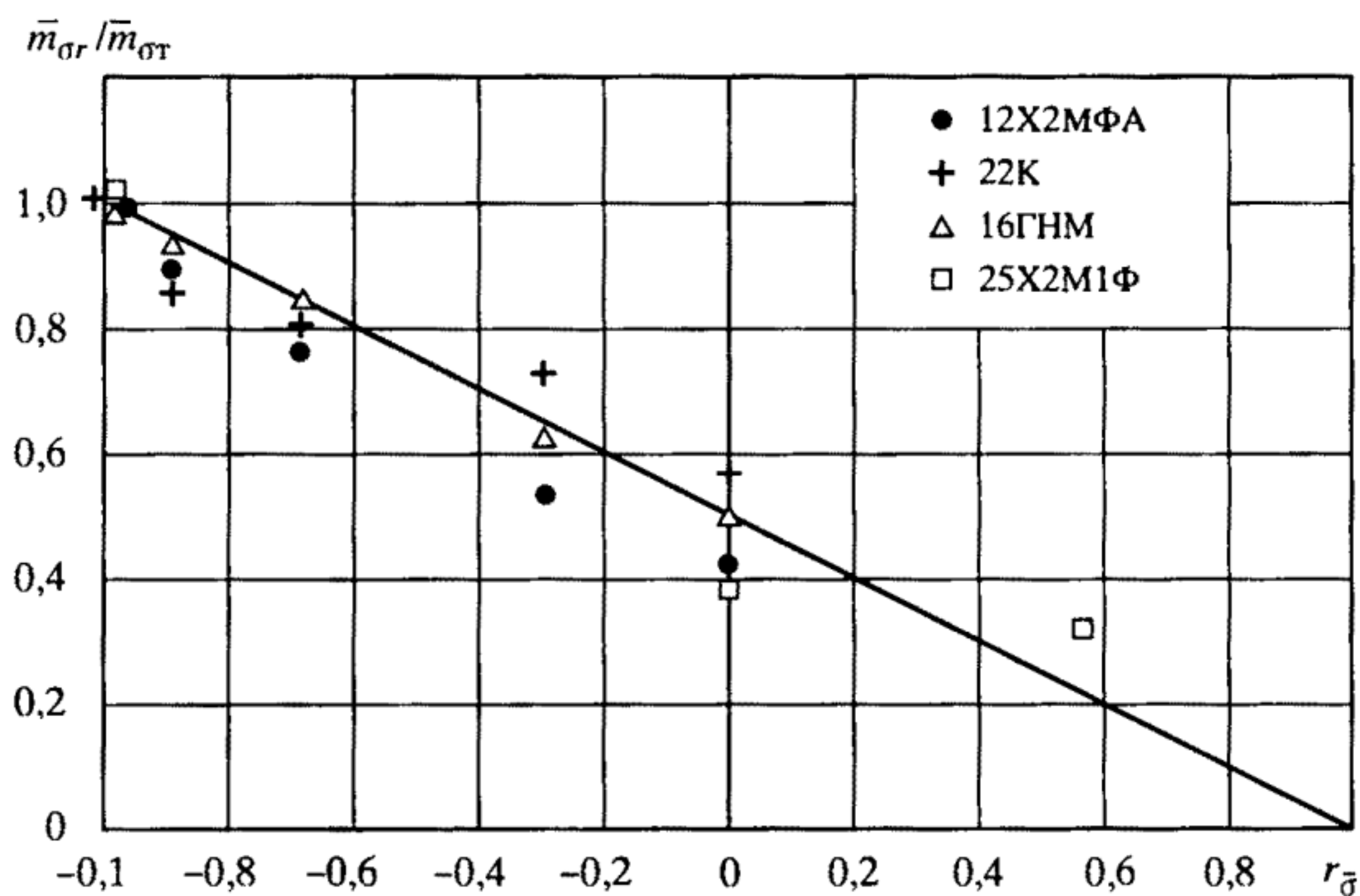


Рис. 5.9. Влияние асимметрии цикла напряжений на показатель степени кривой малоциклового разрушения

нагружения с учетом уравнений (5.21), (5.22) записывается в виде

$$\bar{e}^{(0)} = \frac{1}{e_T N_{\sigma T}^{\bar{m}_{\sigma T}}} \cdot \frac{1 - r_\sigma}{2} \ln \frac{1}{1 - \psi_B} + \frac{0,435 \sigma_B (1 + 1,4 \psi_K)}{e_T E \left(1 + \frac{\sigma_{-1}}{\sigma_B} \cdot \frac{1 + r_{\bar{\sigma}}}{1 - r_{\bar{\sigma}}} \right) N_{\sigma 0}^{(m_{\sigma 1})_\sigma}}; \quad (5.40)$$

$$\bar{e}^{(0)} = \frac{1}{e_T N_{\sigma T}^{\bar{m}_{\sigma T}}} \cdot \frac{1 - r_\sigma}{2} \ln \frac{1}{1 - \psi_B} + \frac{\sigma_{-1}}{e_T E \left(1 + \frac{\sigma_{-1}}{\sigma_B} \cdot \frac{1 + r_{\bar{\sigma}}}{1 - r_{\bar{\sigma}}} \right)}, \quad (5.41)$$

где $\bar{m}_{\sigma T}$, $(m_{\sigma T})_\sigma$ — характеристики материала, при этом $(m_{\sigma T})_\sigma \approx (m_{\sigma T})_e$.

Результаты расчета по уравнению (5.41) и данные экспериментов при асимметричном цикле напряжений для стали 12Х2МФА показаны на рис. 5.4 кривыми 7, 8 и 9. Увеличение $r_{\bar{\sigma}}$ при заданной деформации $\bar{e}^{(0)}$ приводит к снижению скорости накопления односторонних пластических деформаций (в связи с уменьшением амплитуды напряжений), что при малых значениях коэффициента чувствительности к асимметрии цикла вызывает увеличение числа циклов до разрушения. Из рис. 5.4 видно, что кривые 6–9 малоциклового разрушения при мягком нагружении циклически разупрочняющейся стали лежат ниже кривой усталости 4 при жестком нагружении до тех пор, пока велика доля квазистатического повреждения. Для стали 12Х2МФА это — область долговечности $1 \div 10^5$, для стали 22К — $1 \div 10^2$. Для упрочняющихся сталей квазистатическое повреждение невелико или отсутствует, и кривая усталости при жестком нагружении лежит ниже кривой малоциклового разрушения при мягком нагружении (при одинаковых значениях деформации нулевого полуцикла).

Зависимость $\bar{m}_{\sigma T}$ от r_σ [11, 32, 33] имеет вид

$$\bar{m}_{\sigma T} = \bar{m}_{\sigma T} \cdot \frac{1 - r_\sigma}{2}. \quad (5.42)$$

Результаты экспериментов (точки) и расчетов (линия) по (5.42) представлены на рис. 5.9.

Амплитуда пластической деформации $\bar{e}_{pa} = \bar{\delta}^{(k)}/2$ при мягком нагружении является функцией числа полуциклов нагружения по уравнениям (4.4)–(4.7). Так как пластическая деформация при

напряжениях, равных пределу прочности, у мягких сталей в 20-30 раз и более превосходит упругую деформацию, то связь между \bar{e}_a и N_{σ_T} можно получить на основе уравнения (5.40) или (5.41), используя в первом приближении уравнение (4.11),

$$\bar{e}_a = \frac{1}{2e_T N_{\sigma_T}^{\bar{m}_{\sigma_T}}} \cdot \frac{1-r_{\bar{\sigma}}}{2} \cdot A \ln \frac{1}{1-\psi_B} + \frac{\sigma_{-1}}{e_T E \left(1 + \frac{\sigma_{-1}}{\sigma_B} \cdot \frac{1+r_{\bar{\sigma}}}{1-r_{\bar{\sigma}}} \right)}; \quad (5.43)$$

$$\begin{aligned} \bar{e}^{(0)} = & \frac{1}{2e_T N_{\sigma_T}^{\bar{m}_{\sigma_T}}} \cdot \frac{1-r_{\bar{\sigma}}}{2} \cdot A \ln \frac{1}{1-\psi_B} + \\ & + \frac{0,435\sigma_B(1+1,4\psi_K)}{e_T E \left(1 + \frac{\sigma_{-1}}{\sigma_B} \cdot \frac{1+r_{\bar{\sigma}}}{1-r_{\bar{\sigma}}} \right) N_{\sigma_T}^{(m_{\sigma_T})_{\sigma}}}. \end{aligned} \quad (5.44)$$

Используя уравнения (5.23), (5.43), (5.44), можно построить кривые малоциклового разрушения при мягком нагружении в амплитудах условных упругих напряжений $\sigma_a^* = \bar{e}_a \sigma_T$. Таким образом, сопротивление разрушению при малоцикловом мягком и жестком нагружениях при данной асимметрии цикла определяется экспериментально или расчетом на основе деформационных критериев разрушения, анализа кинетики накопления квазистатических и усталостных повреждений с использованием характеристик механических свойств по техническим условиям.

Для нестационарного мягкого нагружения [11, 13, 16, 17, 32, 33, 80] можно использовать правило линейного суммирования повреждений в форме (5.24)

$$d_s = \sum_i \frac{n_{\sigma i}}{N_{\sigma i}} \quad (5.45)$$

или накопленных деформаций с использованием соотношения (5.37)

$$d_s = \sum_i \frac{\bar{e}_{pi}^{(k)}}{\bar{e}_{pc}}. \quad (5.46)$$

Изменение условий нагружения (скоростей и времени деформирования, температур) сказывается на характеристиках прочности и пластичности. Вводя соответствующие функциональные зависимости для этих характеристик и используя деформационные критерии однократного разрушения, выражения (5.38), (5.45) и (5.46) могут использоваться для расчета на прочность и ресурс элементов жидкостных ракетных двигателей при циклическом деформировании для наиболее сложных условий их нагружения.

ИССЛЕДОВАНИЕ СОПРОТИВЛЕНИЯ ДЕФОРМИРОВАНИЮ И РАЗРУШЕНИЮ СПЛАВА ЭИ-698 ПРИ ДВУХЧАСТОТНОМ ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОМ НАГРУЖЕНИИ

6.1. Методика экспериментальных исследований характеристик сопротивления высокотемпературному двухчастотному деформированию

Изучение характеристик механических свойств материалов при циклическом упругопластическом деформировании осуществляется с целью использования в расчетах долговечности и несущей способности элементов ракетных двигателей реальных данных по конкретному материалу о его сопротивлении малоциклового разрушению при эксплуатационных температурах.

К таким данным относятся кривые малоцикловой усталости (см. гл. 5), характеризующие зависимость разрушающего числа циклов от амплитуд деформаций, параметры обобщенных диаграмм циклического деформирования (см. гл. 4), позволяющие в аналитическом плане проследить за кинетикой циклического поведения деформаций в рассматриваемых и, как правило, наиболее нагруженных зонах конструкций. Рассмотренные в главе 4 данные относились, в основном, к комнатной температуре и были получены по унифицированным методикам на механических и гидравлических испытательных машинах.

Для проведения подобных высокотемпературных исследований использовался комплекс экспериментального оборудования, включающего в себя в первую очередь нагружающие системы, оснащенные средствами нагрева испытываемых образцов и регулирования их температуры, средствами измерения усилий и деформаций в образцах, средствами управления режимами испытаний. В соответствии с ними разрабатывались и требования к конструкции образцов для проведения испытаний и условиям их изготовления. В процессе проведения испытаний осуществлялась первичная обработка получаемых опытных данных и их соответствующее представление для последующего анализа и использования.

Указанным вопросам посвящен материал настоящей главы при проведении исследований малоциклового свойства сплава ЭИ-698 в области его рабочих температур применительно к соответствующим элементам конструкций. Получение характеристик

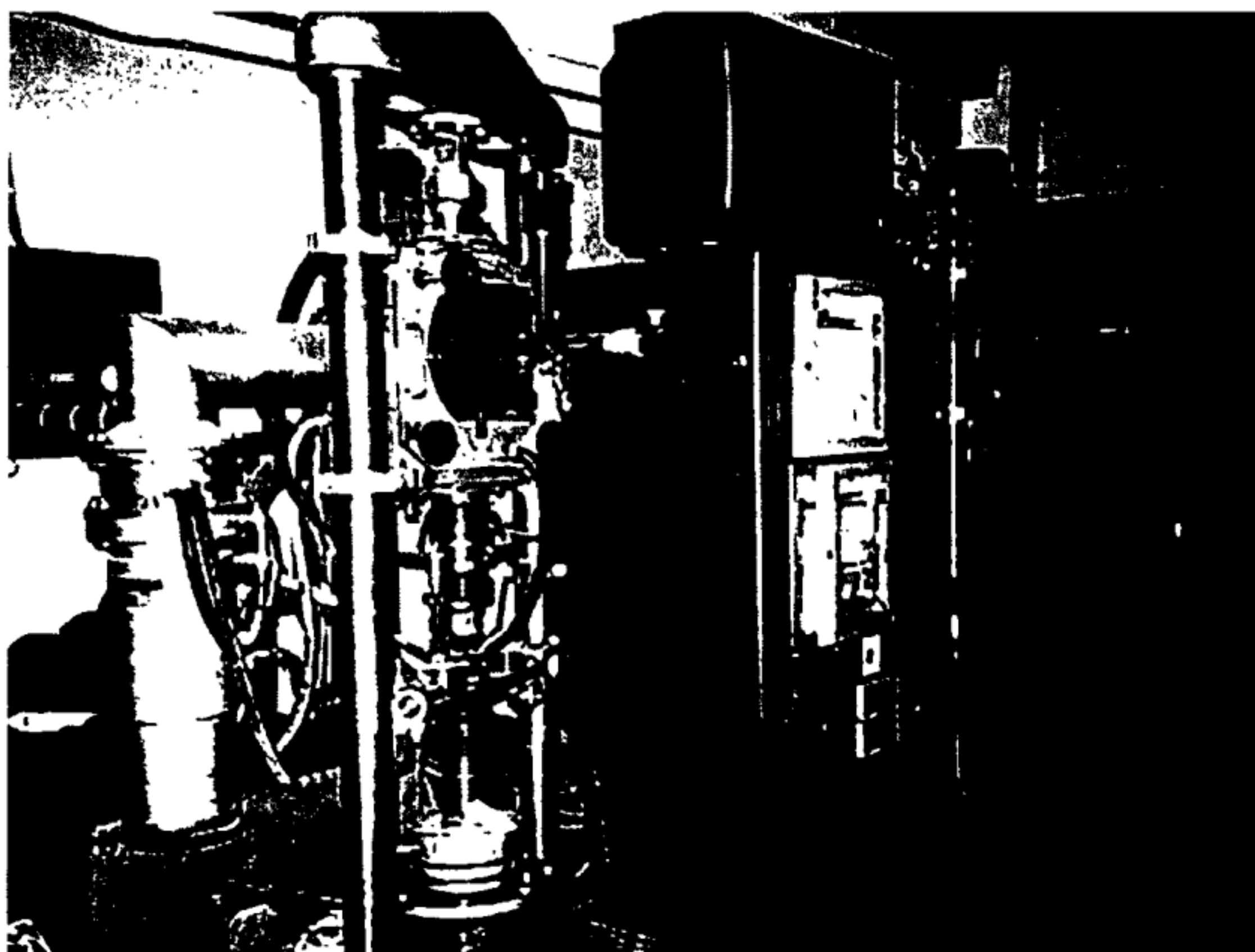


Рис. 6.1. Установка для проведения двухчастотных высокотемпературных малоцикловых испытаний

сопротивления малоциклового деформированию и разрушению высокопрочного никелевого сплава ЭИ-698 в области повышенных температур потребовало специального экспериментального оборудования, способного осуществлять циклическое нагружение в мягком (при постоянных нагрузках) и жестком (при постоянных деформациях) режимах с непосредственным измерением деформаций на базе нагретого образца.

Одна из использованных для этой цели установок представляет собой модернизированную установку с целью проведения на ней высокотемпературных двухчастотных малоцикловых испытаний в условиях вакуума [94] (рис. 6.1). Она имеет механический привод типа винт-гайка с червячным редуктором и коробкой передач, обеспечивающий диапазон скоростей перемещения активного захвата от 100 до 0,005 мм/мин и максимальную нагрузку ± 100 кН. Кроме того, она оснащена специальным программирующим устройством, позволяющим реализовывать на ней двухчастотные режимы нагружения с широким варьированием параметров соотношения амплитуд и частот складываемых нагрузок.

Для высокотемпературных испытаний на данной установке используется образец трубчатого поперечного сечения, внутри

которого расположен вольфрамовый нагреватель, обеспечивающий температуру на рабочей базе образца до 1500 °С. Кроме того, она открывает свободный доступ для наблюдений за возникновением и развитием усталостных трещин, а также для размещения на нем специального высокотемпературного деформометра [94]. С помощью охлаждаемых медных токоподводов, один из которых имеет упругий элемент для компенсации температурного расширения нагревателя, на последний подается переменный ток напряжением до 4 В.

Измерение и регулирование температуры образца осуществляется платиноводий-платиновыми термопарами, соединенными с регистрирующим потенциометром и тиристорной приставкой управления нагревом, образующими систему автоматического пропорционального регулирования. Задание температуры образца и программный вывод ее на эту величину производятся специальным задающим программатором.

При наличии разбаланса, обусловленного несоответствием между заданной на программаторе и действительной температурой образца, регистрируемой потенциометром, и в соответствии с его знаком происходит более раннее или более позднее по фазе включение тириستоров, что вызывает уменьшение или увеличение величины эффективного напряжения, подаваемого через силовые трансформаторы на нагреватель. В процессе такого регулирования автоматически устанавливается стабильный режим и поддерживается заданная величина температуры с погрешностью не более $\pm 0,5\%$.

Измерение усилий, действующих на образец в процессе испытаний, осуществляется с помощью тензорезисторов, наклеенных на упругий элемент активного захвата и образующих вместе с ним динамометр установки, при включении сигнала с которого в обратную связь ее системы управления воспроизводится мягкий режим нагружения. Для осуществления жесткого режима нагружения в обратную связь системы управления включается деформометр. При этом, как и в случае мягкого нагружения, на двухкоординатном приборе регистрируется диаграмма циклического деформирования образца.

Вместе с описанной выше использовалась также установка [94], по своей конструкции подобная рассмотренной выше (рис. 6.2), которая для расширения диапазона скоростей перемещения активного захвата и плавного их регулирования в ее силовом возбудителе применен электродвигатель постоянного тока. Специально разработанная система автоматического управления двигателем установки позволяет осуществлять на ней режимы



Рис. 6.2. Установка для проведения программных высокотемпературных малоцикловых испытаний

нагрузений по различным программам, включающим в себя мягкое и жесткое одночастотное нагружение при симметричном и асимметричном циклах, циклическое нагружение по трапецеидальному циклу с временной выдержкой на любом из экстремумов нагрузки с поддержанием ее величины, нагружение с релаксацией напряжений до заданного значения как при растяжении, так и при сжатии, а также проведение испытаний на ползучесть.

Основным регистрирующим и управляющим процессом нагружения прибором установки является двухкоординатный потенциометр. Системы нагрева и регулирования температуры образца на данной установке идентичны соответствующим системам на описанной выше установке. Техническая характеристика программной установки также аналогична соответствующим данным установки для малоцикловых двухчастотных высокотемпературных испытаний.

Методика проведения испытаний на малоцикловую усталость предусматривает необходимость измерять и регистрировать различные параметры процесса циклического нагружения, к которым

относятся действующие на образец усилия, его деформации, температура испытаний и др. Измерение деформаций при малоцикловом нагружении осуществляется обычно с помощью тензометров, располагаемых непосредственно на образце или работающих дистанционно [95]. В области повышенных температур испытаний их применение связано с определенными трудностями, к которым в первую очередь следует отнести обеспечение нормальных условий работы измерительных датчиков. Иногда это достигается путем удаления их из зоны нагрева и связи с образцом с помощью выносных стержней и приспособлений или использованием дистанционных фотоэлектрических тензометров. В обоих этих случаях точность измерений снижается. При непосредственном контакте тензометра с нагретым образцом предусматриваются специальные системы его охлаждения.

В настоящих экспериментах для контактного измерения продольных деформаций в процессе высокотемпературных испытаний использовался специальный охлаждаемый тензометр [94], размещаемый непосредственно на рабочей базе образца.

Измерение температуры нагретого образца в процессе испытаний осуществлялось платинородий-платиновыми и хромель-алюмелевыми термопарами, одна из которых являлась основной и была связана с системой автоматического регулирования нагрева, а другая – контрольной. С целью создания надежного контакта горячего спая термопары с образцом и уменьшения тем самым погрешности измерения температуры его крепление осуществлялось методом точечной сварки. Измерения градиента температуры на образце показали, что его максимальная величина при $t = 450\text{ }^{\circ}\text{C}$ на базе 40 мм относительно ее центра составляет 4%, а при $t = 650\text{ }^{\circ}\text{C}$ – 5%. Для получения этих значений по возможности наименьшими в системе нагрева образца предусмотрен подогрев его головок в активном и пассивном захватах установок, что значительно уменьшает теплоотвод через металлические детали. Конвективный теплообмен на вакуумных установках практически отсутствует.

Температурный градиент по периметру образца в одном его сечении, а также и по толщине стенки практически отсутствовал. Для его измерения на образце в четырех взаимно перпендикулярных точках выполнялись выточки на различную глубину. Имеющий при этом место незначительный разброс измеренных значений температуры соизмерим с точностью потенциометра, использовавшегося для этой цели, а также связан с различными условиями приварки термопар в восьми точках периметра образца.

Эксплуатационные режимы нагружения элементов конструкций имеют, как правило, более сложный характер, чем распространенные в практике экспериментов синусоидальные или треугольные формы циклов нагружения. В ряде случаев реальные условия изменения нагрузок представляется возможным схематизировать такими упрощенными одночастотными режимами. Однако в общем случае закономерности изменения действующих на элементы конструкций нагрузок носят случайный характер.

Исследование свойств материалов и оценка циклической прочности в этих условиях существенно усложняются. Для упрощения подхода к анализу и воспроизведению случайных режимов нагружения последние могут быть представлены эквивалентными стационарными случайными процессами, рассматриваемыми как совокупность совместно действующих гармонических нагрузок со случайным изменением амплитуд и фаз. Если при этом для существенно отличающихся по частотам гармоник пренебречь влиянием сдвига фаз, то возможно проведение аналогии между таким случайным и детерминированным полигармоническим процессами.

Дальнейшее упрощение задачи схематизации реальной нагруженности элементов конструкций за счет исключения из рассмотрения в полигармоническом процессе второстепенных гармоник позволяет прийти к двухчастотным режимам нагружения, характеризующимся наложением на основной процесс циклического изменения напряжений их переменной составляющей более высокой частоты (рис. 6.3).

Двухчастотные режимы нагружения оказываются достаточно доступными для реализации на испытательном оборудовании, анализа и сопоставления получаемых результатов, а также в должной степени соответствуют схематизированным условиям нагружения широко распространенных деталей двигателей. В наиболее простой постановке изменение напряжений при двухчастотном

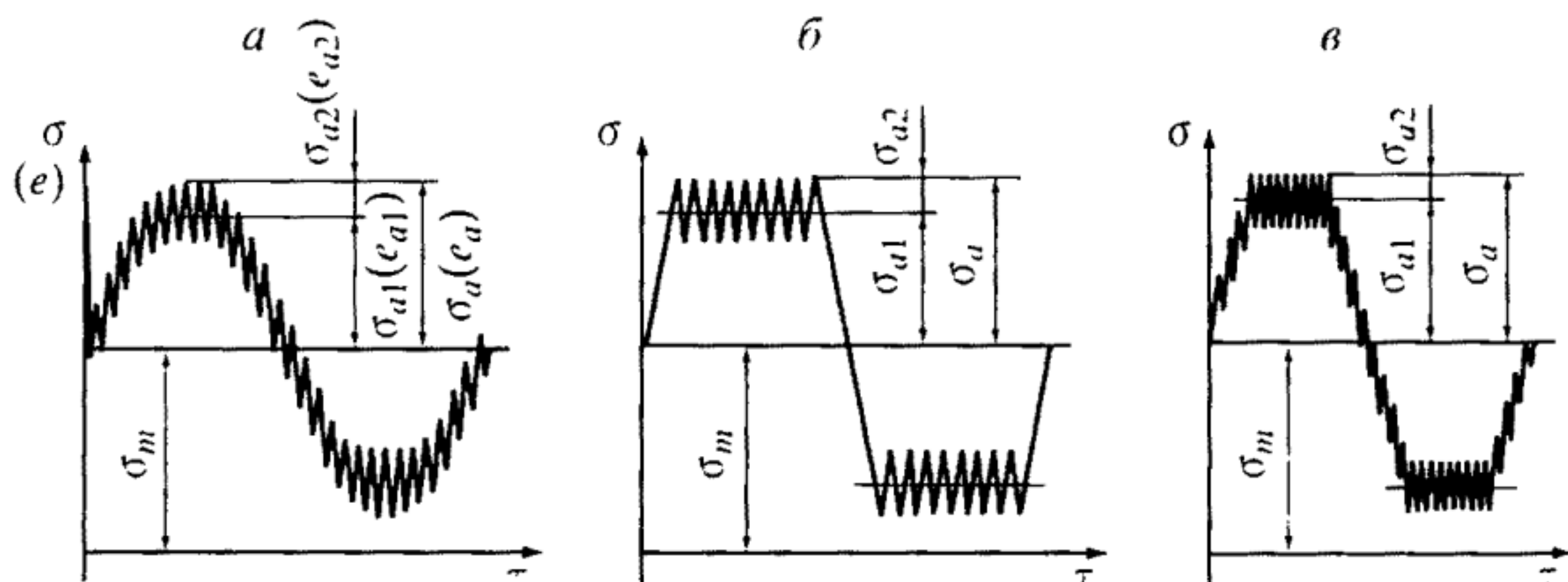


Рис. 6.3. Модельные режимы двухчастотного нагружения

режиме нагружения может быть представлено в виде суммы двух синусоидальных процессов (рис. 6.3, а)

$$\sigma = \sigma_m + \sigma_{a1} \sin(2\pi f_1 \tau) + \sigma_{a2} \sin(2\pi f_2 \tau + \varphi), \quad (6.1)$$

где результирующее напряжение в цикле σ складывается из амплитуды σ_{a1} основных, изменяющихся с частотой f_1 (низкочастотных) напряжений, амплитуды σ_{a2} наложенных, изменяющихся с частотой f_2 (высокочастотных) напряжений и среднего напряжения цикла σ_m . Двухчастотный характер нагружения имеют также режимы с наложением высокочастотной составляющей во время выдержек в полциклах растяжения и сжатия (рис. 6.3, б) и в процессе всего малоциклового низкочастотного нагружения с выдержками (рис. 6.3, в).

Указанный характер нагружения свойственен лопаткам и дискам турбонасосных агрегатов двигателей, а также резьбовым и сварным соединениям многих корпусных конструкций, в которых, как правило, высокочастотное нагружение является следствием колебаний (пульсаций) рабочего потока или воздействий побочных вибраций, а низкочастотные режимы обусловлены пусками, остановками, испытаниями. Основными параметрами, характеризующими двухчастотные режимы нагружения, являются соотношения амплитуд и частот действующих напряжений, величины которых определяются эксплуатационными условиями нагружения конкретных деталей.

Для исследования сопротивления усталости при двухчастотном нагружении с большим соотношением частот была модернизирована испытательная установка серии МИР [96] для проведения усталостных испытаний в условиях растяжения-сжатия, оборудованная системой нагрева испытываемого образца и механизмом статического нагружения, позволяющим осуществлять испытания с любой асимметрией цикла [16]. В установке используется кинематически ограниченное возбуждение динамической нагрузки с помощью кривошипно-шатунного механизма, а статическая нагрузка создается ручным приводом. Суммирование обеих составляющих осуществляется на упругом трансформаторе, преобразующем крутильные колебания в продольные перемещения.

Кинематическая схема установки изображена на рис. 6.4. Внутри станины (1) на плите (2) установлен кривошипный возбудитель динамических перемещений (3), обладающий способностью плавного регулирования эксцентриситета в процессе его работы, который связан с асинхронным электродвигателем (4). Упругий преобразователь, расположенный на верхней плоскости станины, состоит из соосных цилиндров (5, 6, 7), установленных в

Для обеспечения возможности проведения высокотемпературных испытаний для установки была разработана и изготовлена система радиационного нагрева образца [97], а также переработана конструкция ее захватов, которые выполнены из жаропрочного сплава с системой охлаждения (рис. 6.5) и предусматривают возможность компенсации температурного удлинения системы “захваты–образец” в процессе нагрева последнего до заданной температуры.

Нагрев трубчатого образца (1), единого для всего комплекса рассматриваемых установок, осуществляется с помощью расположенного внутри него стержневого нагревателя (2), изготовленного из дисилицида молибдена MoSi_2 , который сохраняет свою работоспособность на воздухе при температуре на его поверхности до 1700°C , обеспечивая тем самым диапазон рабочих температур на образце от 20 до 1200°C . Активный (3) и пассивный (4) захваты с целью предотвращения перегрева элементов установки имеют специальные каналы (5, 6) для водяного охлаждения, ко-

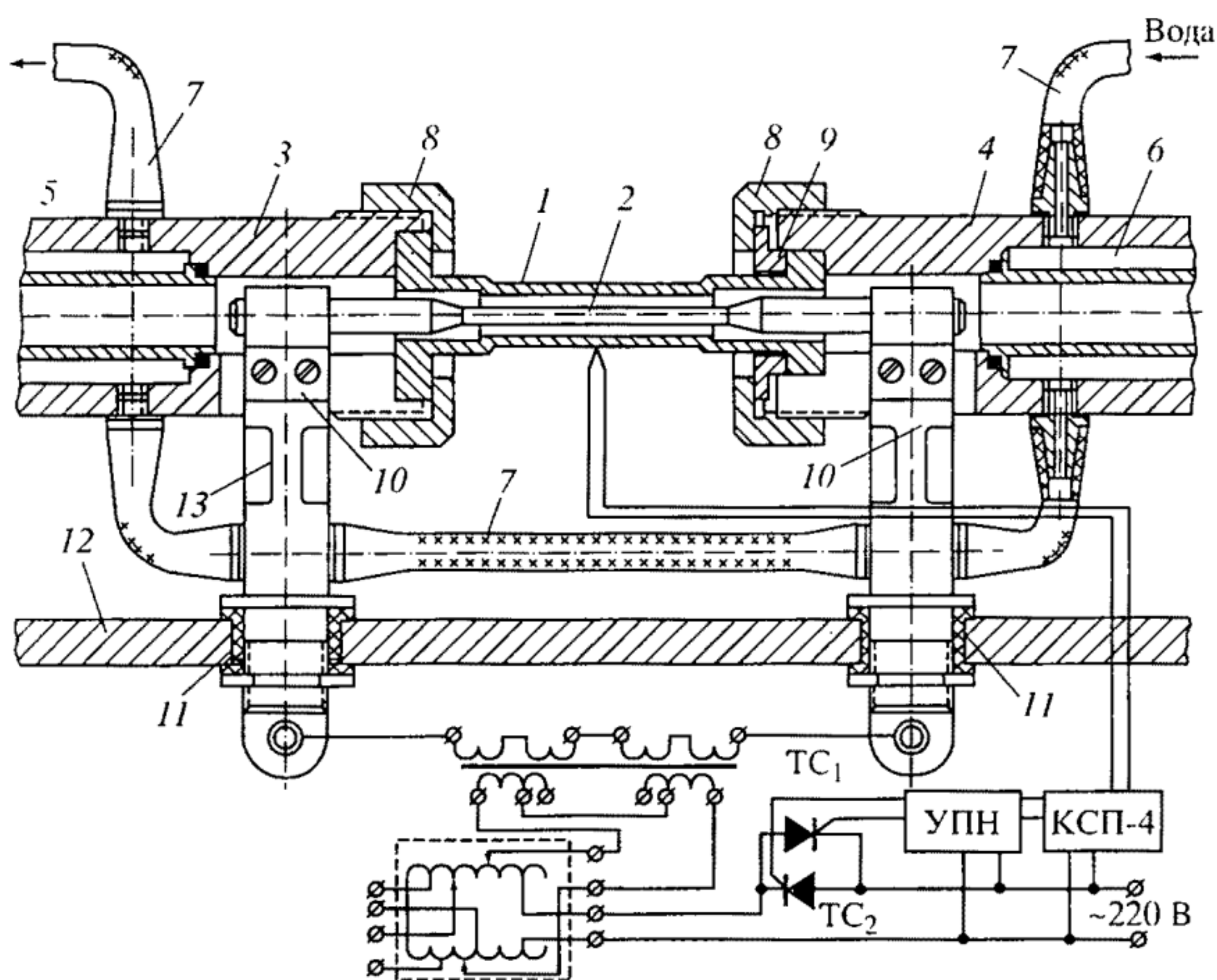


Рис. 6.5. Конструктивная схема системы нагрева образца на испытательной установке типа МИР-СМ

1–13 – пояснения см. в тексте

которые связаны между собой гибкими дюритовыми планками (7), соединенными с водной магистралью.

Образец закрепляется в захватах с помощью вкладышей (8) и гаек (9), также изготовленных из жаропрочного материала. Применение сухой смазки из дисульфида молибдена в резьбовом соединении захват–гайка предотвращает их схватывание между собой в процессе работы. Закрепление нагревателя, его центрирование внутри образца, а также подвод к нему электрического тока осуществляется с помощью медных водоохлаждаемых токоподводов (10), установленных в изоляторах (11) на основании станины (12) и вводимых в захваты через выполненные в них прорези. Один из токоподводов имеет упругий элемент (13), предназначенный для компенсации температурного удлинения нагревателя. Система электрического питания последнего, а также системы измерения и регулирования температуры образца аналогичны соответствующим системам программных установок для малоцикловых испытаний, представленных на рис. 6.1 и 6.2.

Для воспроизведения на данной установке двухчастотных режимов нагружения ее ручной статический привод оснащен электродвигателем постоянного тока (16) (см. рис. 6.4) с дополнительным червячным редуктором (17), что позволило обеспечить низкочастотное циклическое изменение нагрузки [16]. При этом были переработаны узлы опорных подшипников редуктора (13) в связи с повышением режима его эксплуатации при циклическом нагружении. Система управления электродвигателем низкочастотного привода аналогична системе управления описанной ранее установки и позволяет осуществлять двухчастотные режимы как при мягком, так и при жестком режимах нагружения. С этой целью сигнал обратной связи с размещенного на динамометре установки упругого элемента (с тензорезисторами) и с деформометра направляется на электрические фильтры, предназначенные для отделения его высокочастотной составляющей, а затем поступает на управляющую координату двухкоординатного регистрирующего потенциометра.

Максимальное усилие, развиваемое силовозбудителями установки, равно ± 50 кН с перераспределением его между высокочастотной и низкочастотной составляющими по всему диапазону. Частота высокочастотной составляющей – 25 Гц, низкочастотной – 0,1–1,0 цикл/мин.

Как уже отмечалось выше, исходя из конструктивных особенностей комплекса испытательных установок, системы нагрева на них испытываемых образцов и условий размещения на последнем деформометра для измерения деформаций непосредственно

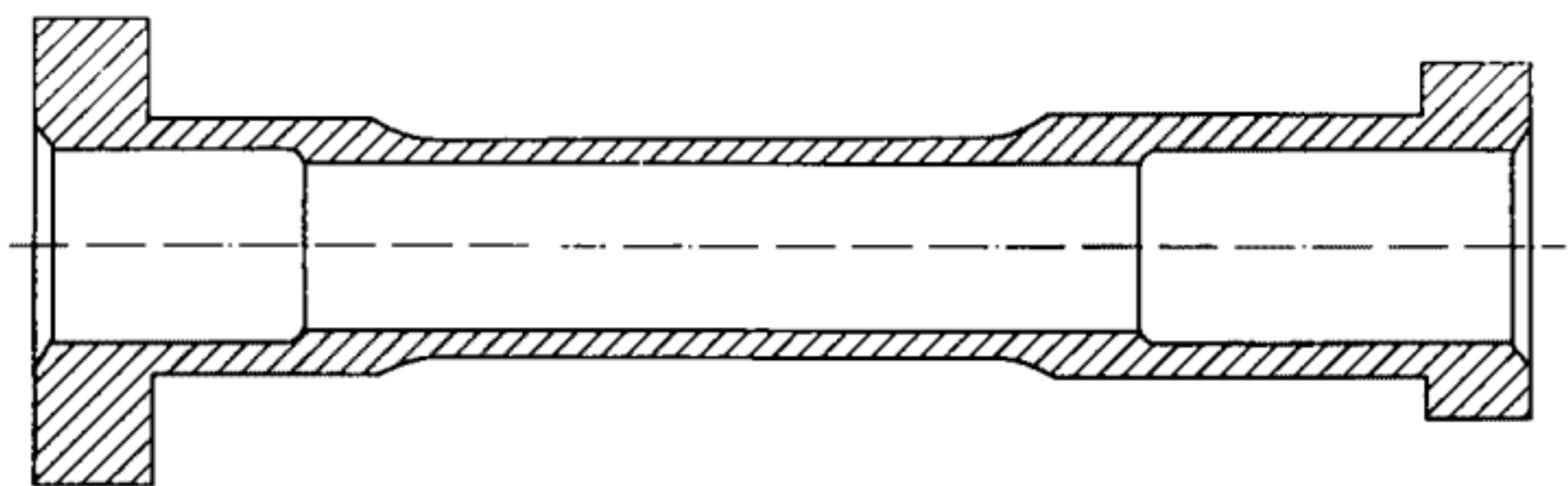


Рис. 6.6. Форма трубчатого образца для высокотемпературных испытаний

на рабочей базе образца, его форма принята трубчатой (рис. 6.6). Наружный и внутренний диаметры образца соответственно составляют 20 и 18 мм при толщине стенки 1 мм, а цилиндрическая рабочая база – 30 мм.

Рабочая база сопрягается с переходными цилиндрами образца по галтелям с повышенными величинами радиусов, что необходимо для уменьшения уровня концентрации напряжений с целью исключения возможностей образования в них преждевременного усталостного разрушения. Как наружная, так и внутренняя поверхности рабочей базы и переходных галтелей в качестве заключительной операции при изготовлении имеют шлифовку и доводку для достижения чистоты поверхности по седьмому классу, что обеспечивает практическое отсутствие влияние шероховатости на характеристики сопротивления циклическому разрушению.

С целью создания условий сопоставимости получаемых в процессе испытаний результатов с точки зрения влияния геометрических размеров образцов на величины прикладываемых нагрузок и деформаций допуски на наружный и внутренний диаметры рабочей базы принимаются равными 0,01 мм.

С обеспечением соосности с рабочей базой образца не ниже 0,02 мм изготавливаются его крепежные головки, которые также имеют допуск на изготовление для обеспечения скользящей посадки в захватах и должную чистоту поверхности их цилиндров и торцев. Последняя по технологии изготовления достигается операцией шлифовки за один установ всех названных крепежных поверхностей. Кроме того, это обеспечивает также перпендикулярность опорных торцев к оси в пределах не менее 0,02 мм и снижает до пренебрежимо малых величин боковые изгибные нагрузки в процессе испытаний. Остальные поверхности, не влияющие непосредственно на процесс испытаний, изготавливаются со свободными допусками и меньшими требованиями к чистоте обработки. Для снижения уровня концентрации в переходных зонах крепежных элементов образца также имеются радиусы от 0,5 до 3 мм.

Таблица 6.1. Программа экспериментальных исследований образцов сплава ЭП-698

Номер образца	Режим испытаний	Параметры испытаний			
		$t, ^\circ\text{C}$	$\sigma_a, \text{МПа}$	$e_a, \%$	$N, \text{цикл}$
A1	Двухчастотное жесткое нагружение	600	—	$\pm 0,44$	$N_T = 320$
A2	Одночастотное мягкое нагружение	200	± 1080	—	$N_p = 24$
A3	Двухчастотное жесткое нагружение	600	—	$\pm 0,71$	$N_T = 12$
A4	Испытание на распространение трещины	—	—	—	—
A5	Одночастотное мягкое нагружение	20	± 1070	—	$N_p = 249$
A6	Испытание на распространение трещины	—	—	—	—
A7	Испытание на распространение трещины	—	—	—	—
A8	Одночастотное жесткое нагружение	600	—	$\pm 0,44$	$N_T = 160$
A9	Испытание на распространение трещины	—	—	—	—
A10	Испытание на статическое растяжение	600	—	—	—
A11	Испытание на циклическое нагружение с саморазогревом	$20 \rightarrow 800$	$\pm (760 \div 640)$	—	$N_\Sigma = 3280$
A12	Одночастотное жесткое нагружение	600	—	$\pm 0,71$	$N_T = 290$
A13	Одночастотное мягкое нагружение	600	± 940	—	$N_p = 278$
A14	Одночастотное жесткое нагружение	600	—	$\pm 1,05$	$N_T = 95$
A15	Одночастотное мягкое нагружение	400	± 1030	—	$N_p = 73$
A16	Испытание на распространение трещины	—	—	—	—
A17	Одночастотное жесткое нагружение	600	—	$\pm 2,1$	$N_T = 4$

Реализованная программа испытаний образцов из сплава ЭИ-698 представлена в табл. 6.1. Здесь же указаны условия и вид нагружения, в которых испытывался данный образец, а также приведены данные о характере и параметрах испытания (температура t , °С, амплитуды напряжений σ_a и деформаций e_a и число циклов до разрушения N_p или образования макротрещины – N_T).

6.2. Сопротивление деформированию и разрушению сплава ЭИ-698 при статическом и малоцикловом нагружениях в диапазоне рабочих температур

Испытания сплава ЭИ-698 на малоцикловую усталость проводились с целью получения основных характеристик механических свойств, необходимых для оценки статической и малоцикло-вой прочности. Сюда входило определение свойств материала при статическом разрыве и рабочей температуре ($t = 600$ °С), в том числе пределов упругости, текучести и прочности, модуля упругости, относительного поперечного сужения и продольного удлинения.

В программу экспериментальных исследований входил также цикл испытаний для получения кривой малоцикло-вой усталости при жестком нагружении и рабочей температуре, испытания при мягком нагружении и различных температурах в диапазоне 20–600 °С для определения параметров обобщенных диаграмм деформирования и деформационно-силовых характеристик материала в исходном полуцикле деформирования, а также сравнительные малоцикловые испытания с наложением на основную циклическую нагрузку ее высокочастотной составляющей, т.е. двухчастотные испытания.

Испытания образцов сплава ЭИ-698 на статический разрыв при температуре $t = 600$ °С показали, что данный материал в этих условиях обладает высокими прочностными свойствами при относительно малой пластичности. Данные, полученные в этом эксперименте по пределу прочности σ_b , пределу текучести $\sigma_{0,2}$, пределу упругости σ_y , модулю упругости E , относительному продольному удлинению δ , относительному поперечному сужению $\psi_k = (F_0 - F_k)/F_0$ и истинной (логарифмической) деформации статического разрыва $e_n = \ln 1/(1 - \psi_k)$, приведены ниже:

σ_b , МПа	σ_T , МПа	σ_y , МПа	E , МПа	δ , %	ψ_k , %	e_n , %
1130	810	520	$1,5 \cdot 10^5$	6,6	13,4	14,4

Статическая диаграмма деформирования представляет собой кривую с плавным переходом от предела упругости к участку упругопластического упрочнения, без площадки текучести, с асимптотическим приближением к уровню предела прочности, но достижении которого сразу наступает разрушение. Характерной для большинства пластичных материалов стадии уменьшения действующей нагрузки после достижения предела прочности и до разрушения (в основном, за счет значительного уменьшения поперечного сечения) в данном случае не наблюдалось.

Как отмечалось в главах 4 и 5, по циклическим свойствам материалы разделяются на циклически упрочняющиеся (с уменьшением от цикла к циклу размаха пластической деформации), циклически стабильные (со стабилизацией на всей стадии нагружения ее величин) и циклически разупрочняющиеся, когда размах пластической деформации с ростом числа циклов нагружения возрастает. Наиболее характерно это свойство проявляется при мягком режиме нагружения, когда величина амплитуды действующей нагрузки поддерживается постоянной. Сплав ЭИ-698 при температуре $t = 600\text{ }^{\circ}\text{C}$, как показали проведенные испытания, является циклически упрочняющимся материалом.

Из рис. 6.7, на котором приведено изображение реальных зарегистрированных в различных циклах нагружения диаграмм циклического упругопластического деформирования (петель пластического гистерезиса), видно, что, упрочнившись в значительной степени в первом цикле нагружения, рассматриваемый материал в последующих циклах продолжает упрочняться, снижая от цикла к циклу интенсивность этого процесса и уменьшая величину размаха циклической пластической деформации δ (рис. 6.8). До пятого цикла при этом еще продолжает наблюдаться разница в величинах пластической деформации при растяжении и сжатии, но уже в десятом цикле она практически исчезает.

При жестком нагружении с ростом амплитуды деформаций и числа циклов N растут максимальные напряжения циклов (рис. 6.9). С учетом этого для исследуемого сплава ЭИ-698 при $t = 600\text{ }^{\circ}\text{C}$ при определении кинетики его деформационных характеристик должны использоваться закономерности, характеризующие тип циклически упрочняющихся материалов.

Такие закономерности характеризуются уравнениями, приведенными в главе 3 для описания кинетики циклических $\bar{\delta}^{(k)}$ — уравнение (4.4), и односторонне накапливаемых пластических деформаций $\bar{\epsilon}_p^{(k)}$ — уравнение (4.15).

Рис. 6.7. Зарегистрированные в процессе испытания диаграммы циклического деформирования при мягком малоцикловом нагружении

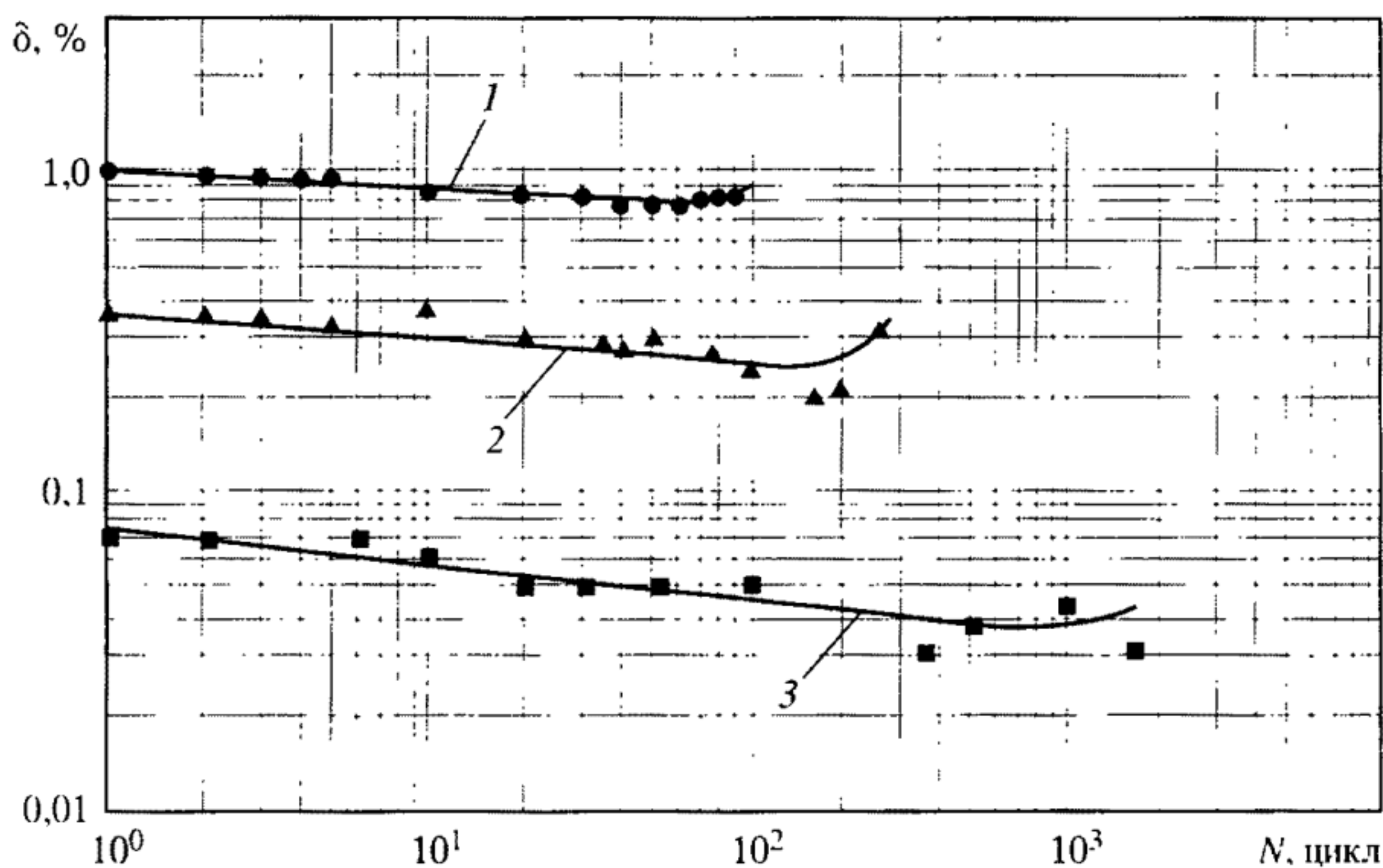
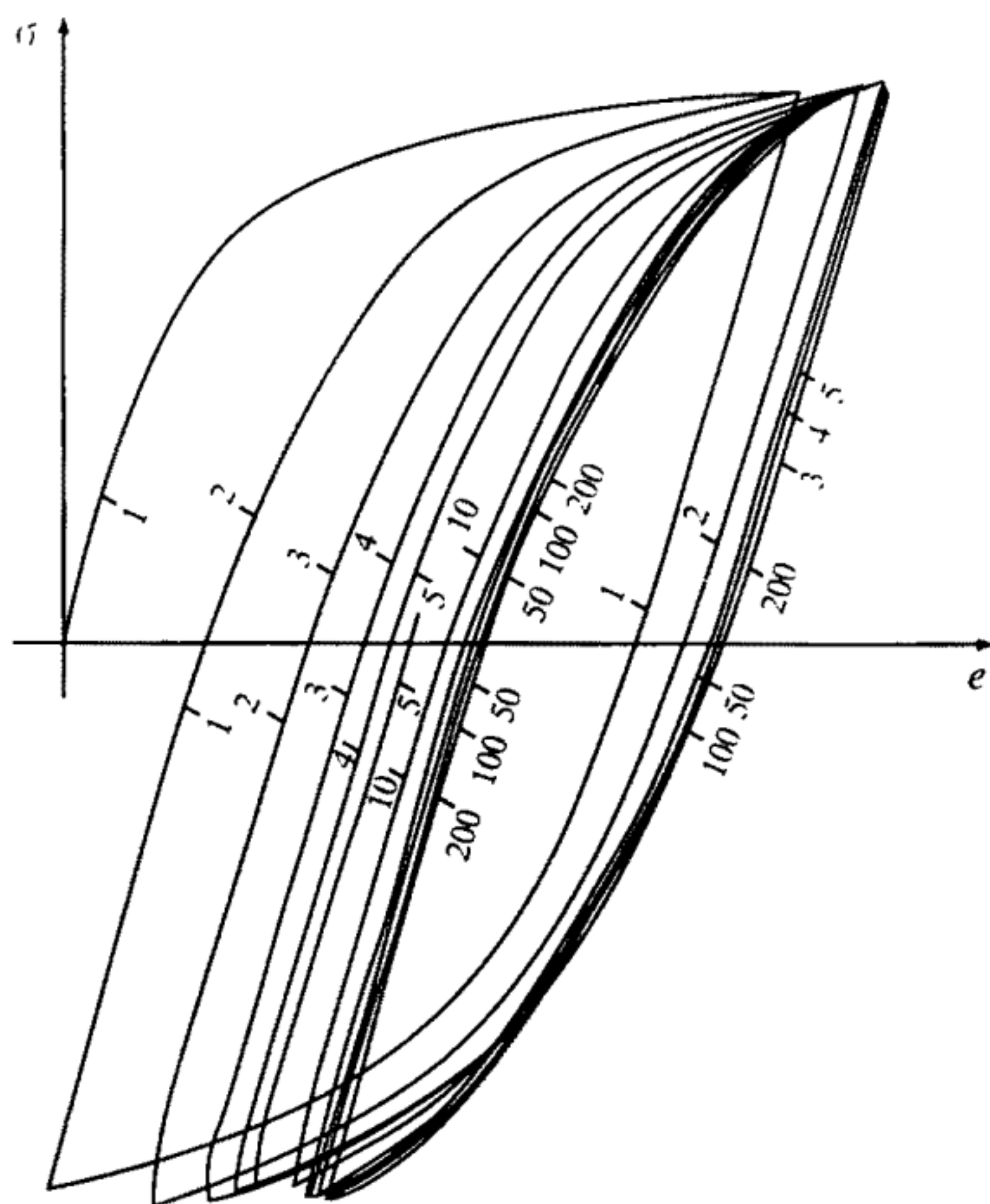


Рис. 6.8. Изменение величины циклической пластической деформации для сплава ЭИ-698 с числом циклов жесткого нагружения при $t = 600\text{ }^{\circ}\text{C}$

Кривые и точки: 1 - $e_a = \pm 1,05\%$; 2 - $e_a = \pm 0,71\%$; 3 - $e_a = \pm 0,44\%$

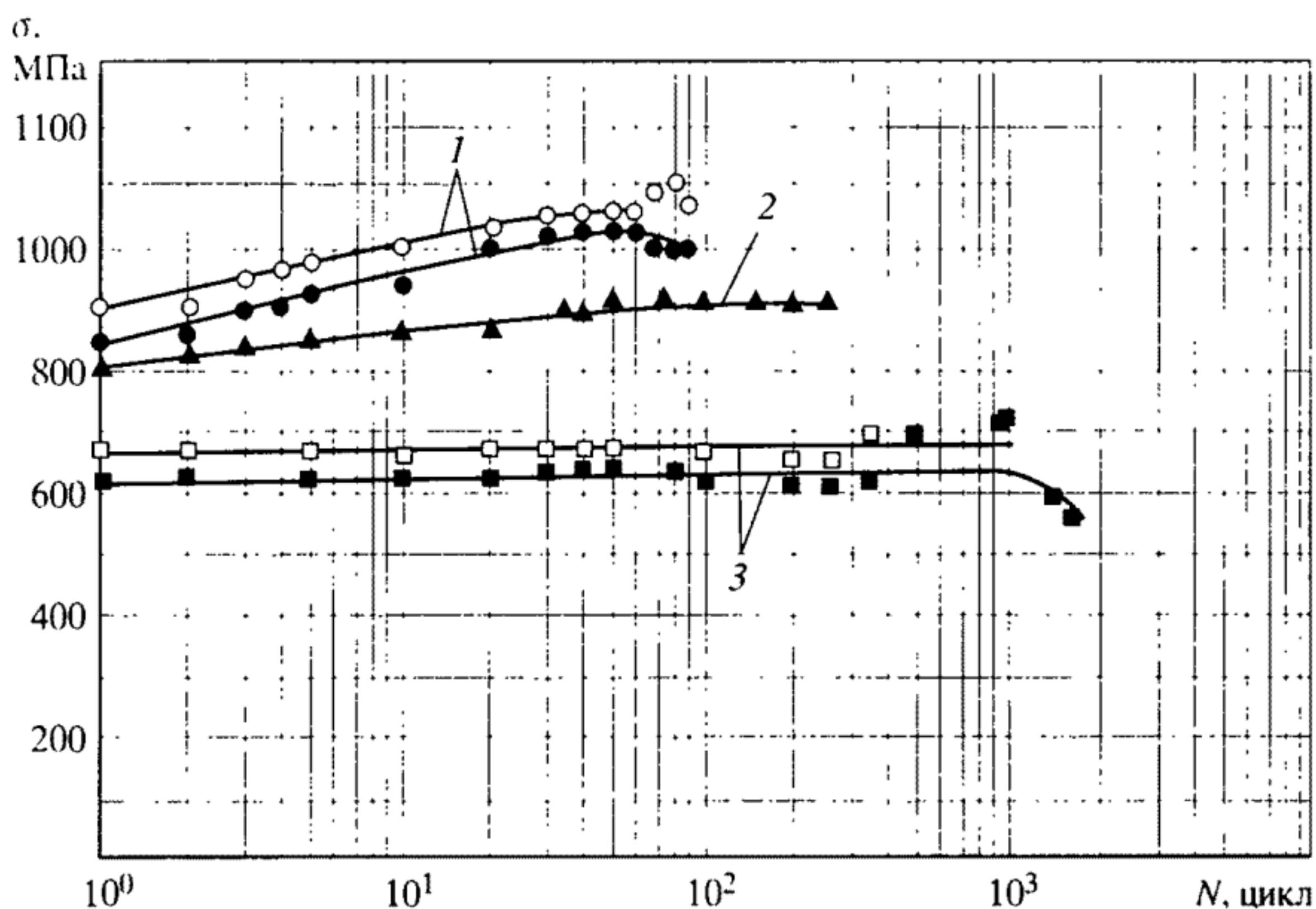


Рис. 6.9. Изменение величины максимальных напряжений в цикле для сплава ЭИ-698 в процессе жесткого нагружения при $t = 600\text{ }^{\circ}\text{C}$

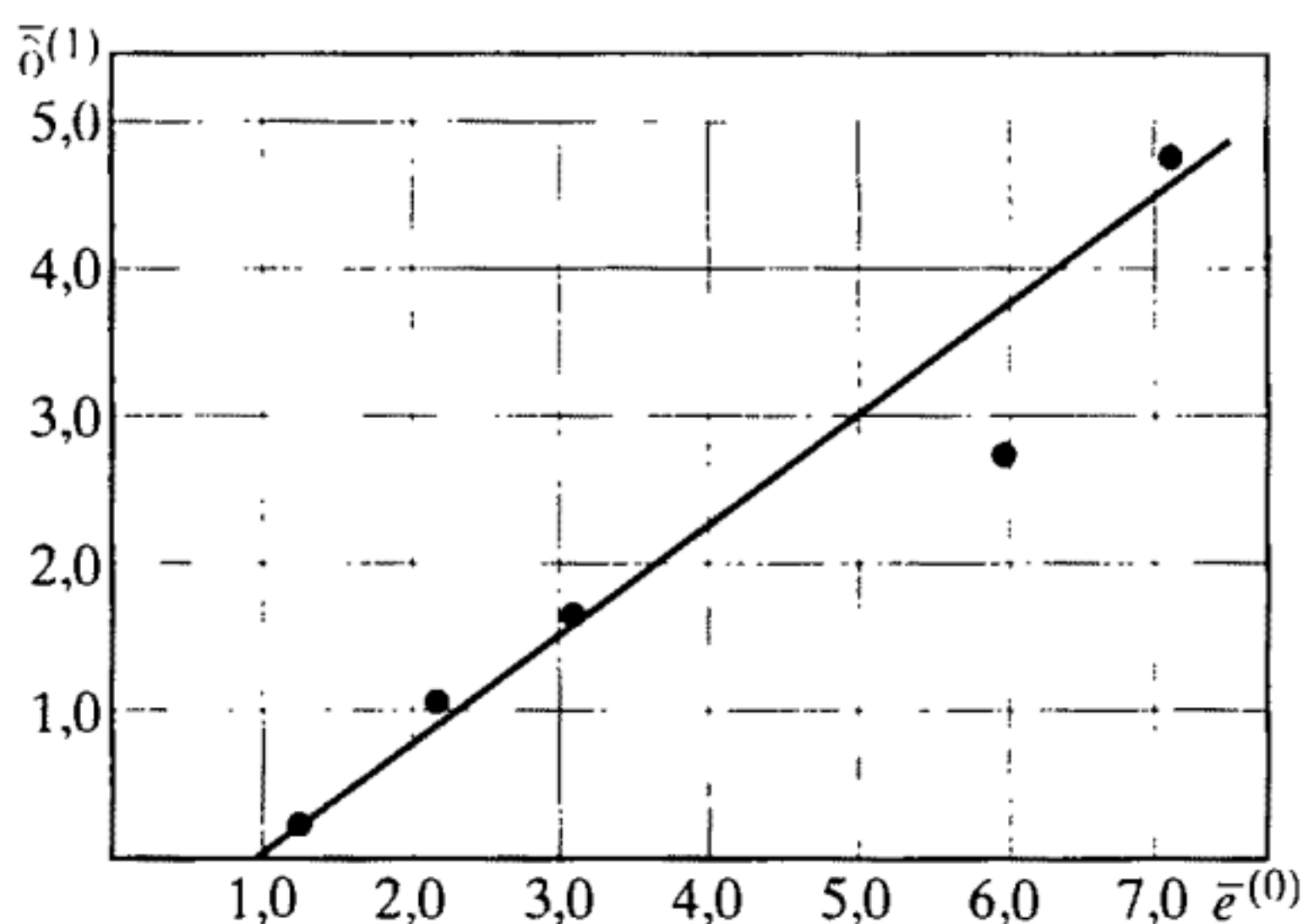
Кривые и точки: 1 – $e_a = \pm 1,05\%$; 2 – $e_a = \pm 0,71\%$; 3 – $e_a = \pm 0,44\%$ (светлые значки – полуциклы растяжения, темные – полуциклы сжатия)

В общем случае малоциклового нагружения из условия наличия обобщенной диаграммы деформирования в форме (4.1), (4.16) и (4.15) ширина петли пластического гистерезиса $\bar{\delta}^{(k)}$ в различных циклах N (полуциклах k) нагружения может быть описана уравнениями (4.4)–(4.12).

Параметр диаграмм деформирования A определяется из уравнения (4.11) для $k = 1$ в виде $A = \frac{\bar{\delta}^{(1)}}{\bar{e}^{(0)} - 1}$, где величина $\bar{\delta}^{(1)}$ – пла-

стическая деформация (ширина петли гистерезиса) в первом полуцикле, а $\bar{e}^{(0)}$ – упругопластическая деформация в исходном (нулевом) полуцикле мягкого симметричного режима нагружения. С учетом этого по полученным экспериментальным данным для сплава ЭИ-698 при $t = 600\text{ }^{\circ}\text{C}$ может быть построена зависимость между $\bar{\delta}^{(1)}$ и $\bar{e}^{(0)}$, которая показана на рис. 6.10. Тангенс угла наклона прямой линии, проведенной по экспериментальным точкам, взятым из данных испытаний образцов при мягком и жестком режимах нагружения, и представляет собой величину параметра A , в данном случае равную 0,75.

Рис. 6.10. Зависимость между деформациями в нулевом $\bar{\epsilon}^{(0)}$ и первом $\bar{\delta}^{(1)}$ полуциклах нагружения для определения параметра A диаграммы деформирования сплава ЭИ-698 при $t = 600^\circ\text{C}$



Кроме изложенного прямого экспериментального способа определения величины параметра A , на основе детального анализа большого числа экспериментальных данных была предложена эмпирическая зависимость (4.12), связывающая его величину с величинами предела прочности σ_b и предела текучести $\sigma_{0,2}$. При подстановке в уравнение (4.12) определенных экспериментально и приведенных выше значений σ_b и $\sigma_{0,2}$ для сплава ЭИ-698 при $t = 600^\circ\text{C}$ получено значение $A = 0,71$, т.е. величина, близкая к определенной непосредственно из экспериментов при циклическом нагружении.

Для определения сопротивления малоциклового разрушению сплава ЭИ-698 при $t = 600^\circ\text{C}$ была проведена серия испытаний образцов при жестком нагружении с частотой 1 цикл/мин, результаты которых в виде экспериментальных точек и кривой 2 в координатах “размах упругопластической деформации $2e_a$ — число циклов до образования трещины N_T ” показаны на рис. 6.11.

На этом же рисунке в виде расчетной кривой 1 показаны результаты соответствующих вычислений по уравнению (5.22) с определенными по уравнению (5.18) его параметром $m_{\text{ст}} = 0,587$ (на основе экспериментальных данных о σ_b) и по уравнению (5.15) — величиной $\sigma_1 = 355$ МПа. Видно, что расчетная кривая 1 проходит несколько ниже экспериментальных точек, что идет в запас прочности. Кривая 2, соответствующая экспериментальным данным о долговечностях испытанных образцов (точкам), построена с использованием того же уравнения (5.22) при величине $m_{\text{ст}}^{\text{эксп}} = 0,4$.

Кроме уравнения типа (5.22), в котором упругая составляющая циклической деформации учитывается вторым членом и принимается постоянной во всем диапазоне долговечностей и равной

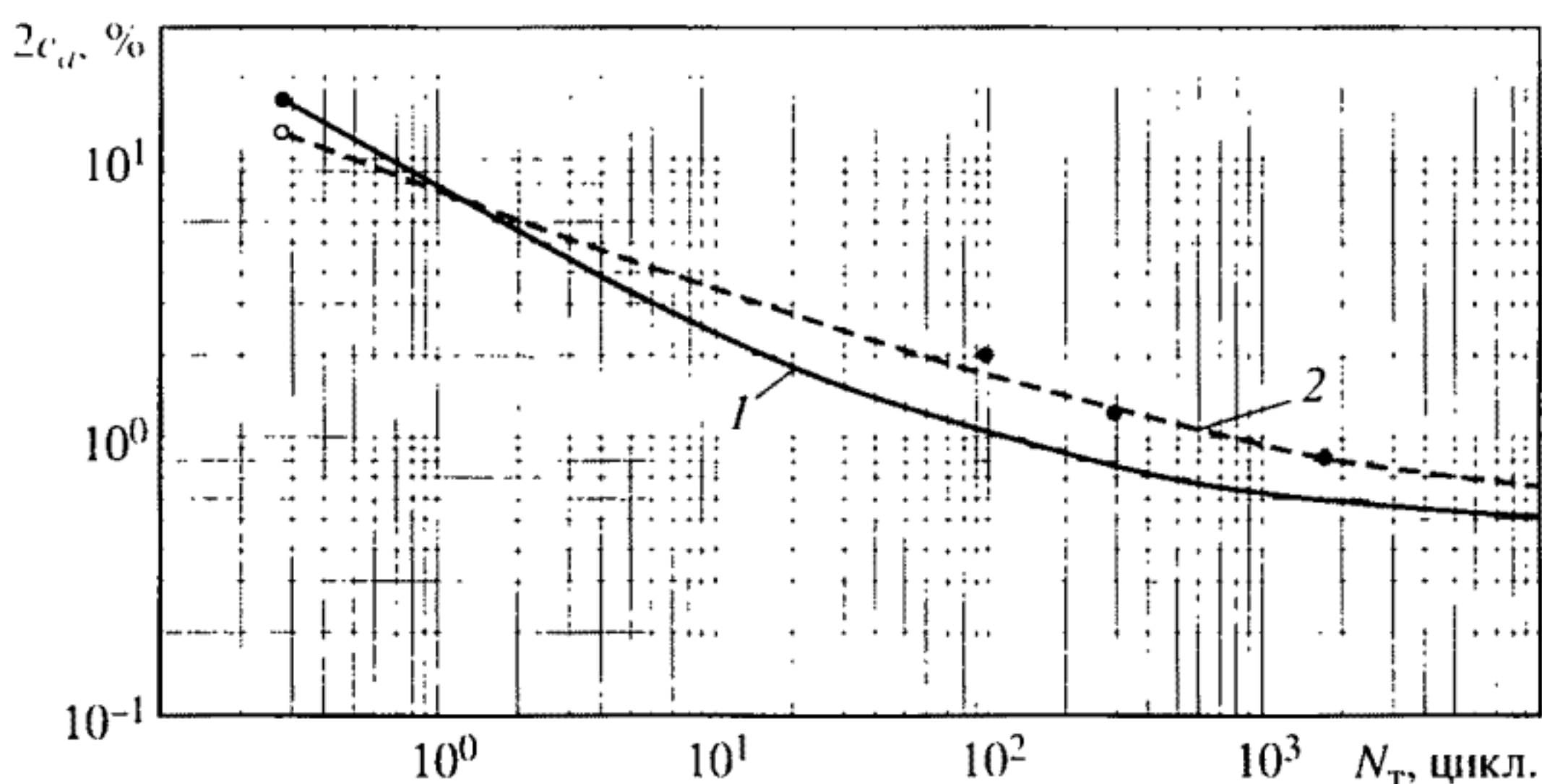


Рис. 6.11. Расчетная (1) и экспериментальная (2) кривые малоциклового усталости при жестком режиме нагружения сплава ЭИ-698 при $t = 600^\circ\text{C}$

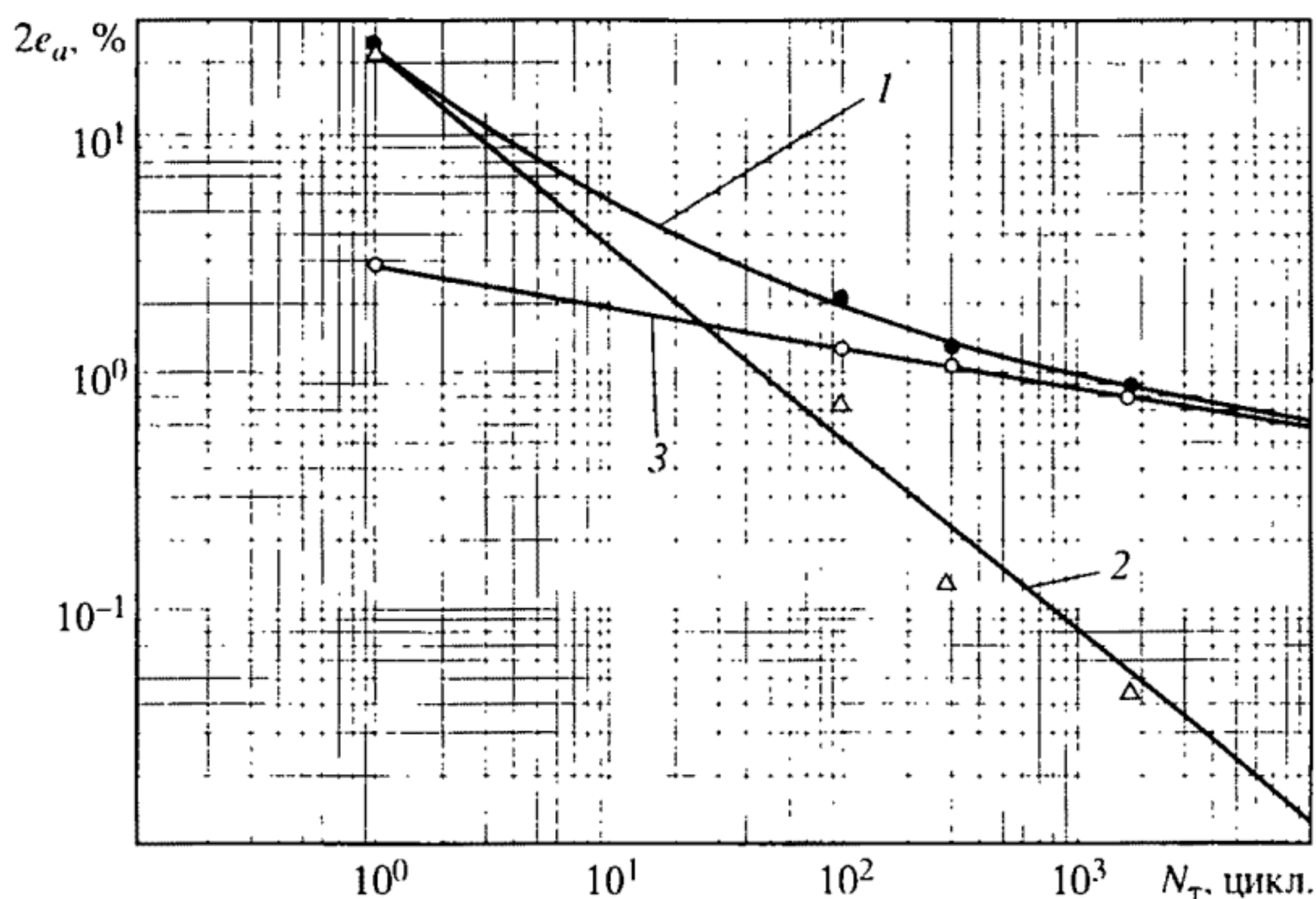


Рис. 6.12. Расчетные кривые малоциклового усталости по параметрам размаха упругопластической деформации, а также размахам ее пластической и упругой составляющих и соответствующие им экспериментальные данные для сплава ЭИ-698 ($t = 600^\circ\text{C}$)

Пояснения см. в тексте

деформации на уровне предела усталости, для более точного описания кривых малоциклового усталости используются уравнения (5.1) и (5.3), преобразуемые с учетом, что $\Delta e = \Delta e_p + \Delta e_e$, в форму (5.12) и (5.13) с двумя членами, функционально зависящими от долговечности.

Записывая в общем виде уравнение (5.13) для величин размахов упругопластической деформации $2e_a = 2e_{ap} + 2e_{ae}$ (как суммы размахов ее пластической и упругой составляющих) с показателями m_{et} для его первого члена и $(m_{et})_e$ — для второго, как

$$2e_a = \frac{1}{N_{et}^{m_{et}}} \left(\ln \frac{1}{1 - \psi_k} \right)^{m_{et}} + 3,5 \frac{\sigma_b}{E \cdot N_{et}^{(m_{et})_e}}, \quad (6.2)$$

можно построить расчетные кривые усталости (рис. 6.12) по параметру размахов упругопластической деформации $2e_a$ — линия 1, а также по параметрам размахов пластической деформации $2e_{ap}$ — линия 2 (первый член этого уравнения) и размахов упругой деформации $2e_{ae}$ — линия 3 (второй член этого уравнения). Нанесенные на линии 1, 2 и 3 значки на рис. 6.12 относятся к соответствующим опытным данным из диаграмм деформирования по полному размаху деформации в экспериментах на образцах из сплава ЭИ-698 при $t = 600^\circ\text{C}$ (круглые темные), а также по размахам ее пластической (треугольные светлые) и упругой (круглые светлые) составляющих.

Как видно из рис. 6.12, результирующая кривая 1, вычисленная по приведенному выше уравнению при величинах $m_{et} = 0,8$ и $(m_{et})_e = 0,17$, удовлетворительно описывает основные экспериментальные результаты, показанные темными кружками, включая и величину истинной деформации статического разрушения ($N = 1$). Таким образом, уравнение типа (5.13) также может быть использовано для расчетной оценки долговечности сплава ЭИ-698 в исследованном диапазоне чисел циклов до разрушения.

Для оценки несущей способности элементов ракетных двигателей необходимы данные о статических и циклических механических свойствах материала не только при рабочей температуре, но и при промежуточных температурах, через которые проходит материал конструкции при выходе на рабочий режим. С целью получения таких данных была проведена серия испытаний образцов сплава ЭИ-698 при мягком нагружении при температурах $t = 20, 200, 400$ и 600°C с начальным напряжением, соответствующим примерно исходной деформации в нулевом полупероде $e^{(0)} \approx 5e_y$. Данные, полученные в этих испытаниях при исходном нагружении, включая пределы упругости σ_y , текучести $\sigma_{0,2}$ и модуль упругости E , приведены на рис. 6.13. Видно, что с учетом некоторого естественного разброса изменение всех этих параметров с ростом температуры носит плавный характер с тенденцией к уменьшению.

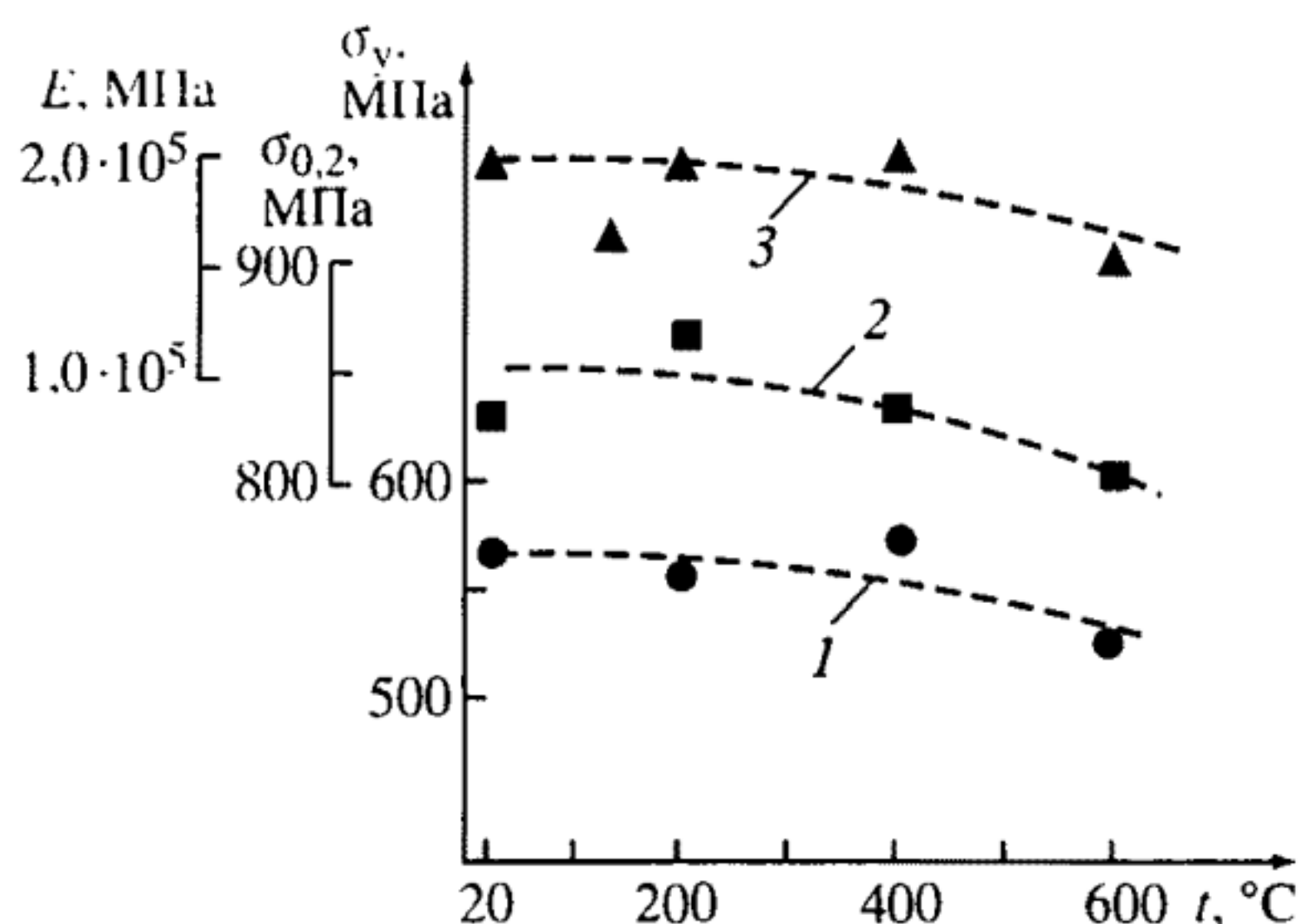


Рис. 6.13. Изменение величин предела упругости σ_y (кривая 1), предела текучести $\sigma_{0,2}$ (кривая 2) и модуля упругости E (кривая 3) стали ЭИ-698 с ростом температуры испытаний

Наряду с анализом экспериментальных данных по изменению характеристик статических механических свойств исследованного сплава в заданном диапазоне температур для надлежащей оценки несущей способности изготовленных из него элементов ракетных двигателей следует иметь данные о кинетике циклических деформационных характеристик в этих условиях.

Из испытаний на циклическое упругопластическое деформирование при мягком режиме нагружения, когда в наиболее рельефной форме проявляются циклические свойства материала, получены экспериментальные данные об изменении величин размаха циклической $\delta^{(k)}$ и односторонне накапливаемой $e^{(k)}$ пластической деформации с числом циклов N (полуциклов k) нагружения при различных амплитудах напряжений и температурах испытаний (рис. 6.14).

Из приведенных на рис. 6.14 данных видно, что во всем исследованном диапазоне температур сплав ЭИ-698 является циклически упрочняющимся материалом. Ширина петли $\delta^{(k)}$, резко уменьшаясь в первые циклы нагружения и тем в большей степени, чем выше уровень температуры, затем продолжает уменьшаться с меньшей интенсивностью и переходит на стадию некоторого увеличения перед разрушением. Шлошными и пунктирными линиями 1 на этих рисунках показаны кривые изменения $\delta^{(k)}$ соответственно в полуциклах растяжения и сжатия, причем кривые для полуциклов растяжения на первой стадии отличаются от кривых в полуциклах сжатия, а затем сливаются с ними, что обусловливается различной степенью проявления материалом свойств циклической анизотропии, т.е. различным сопротивлением деформациям при растяжении и сжатии на этих этапах деформирования.

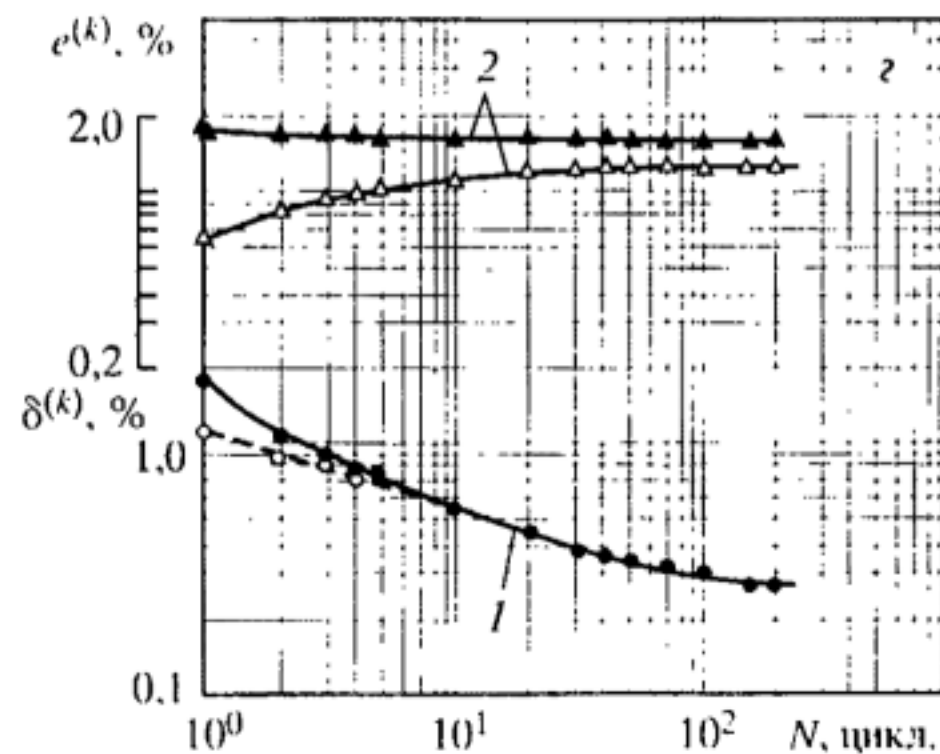
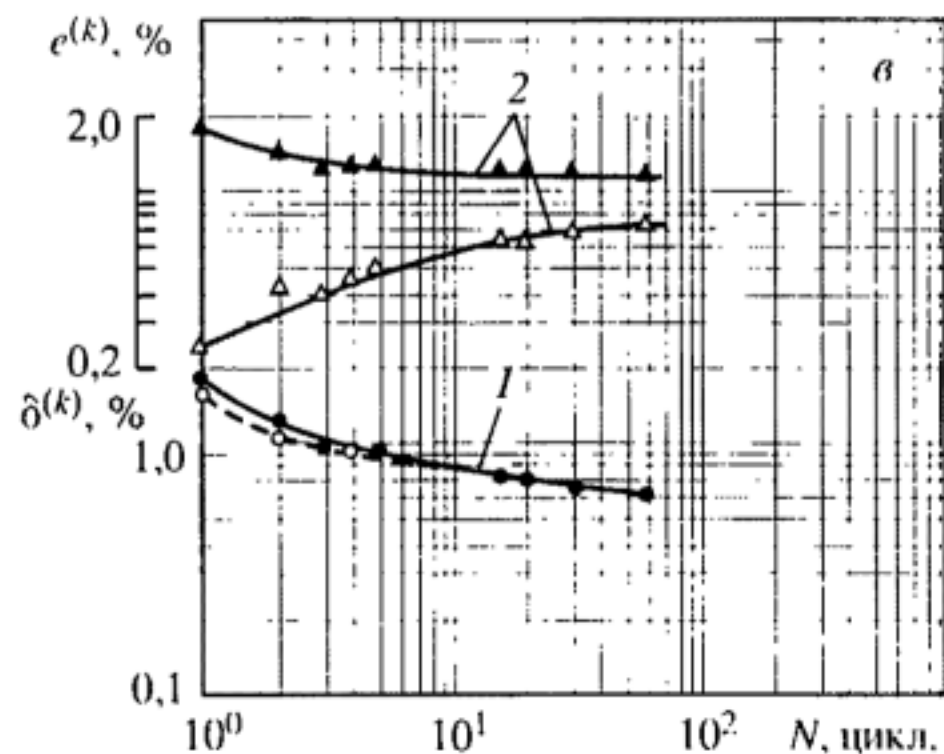
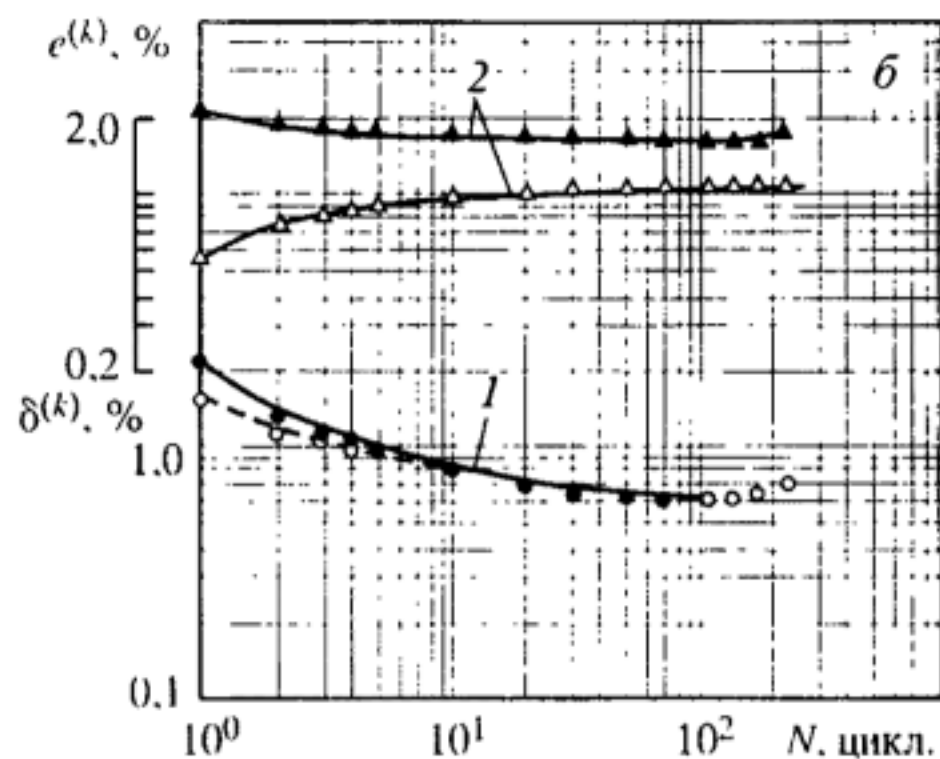
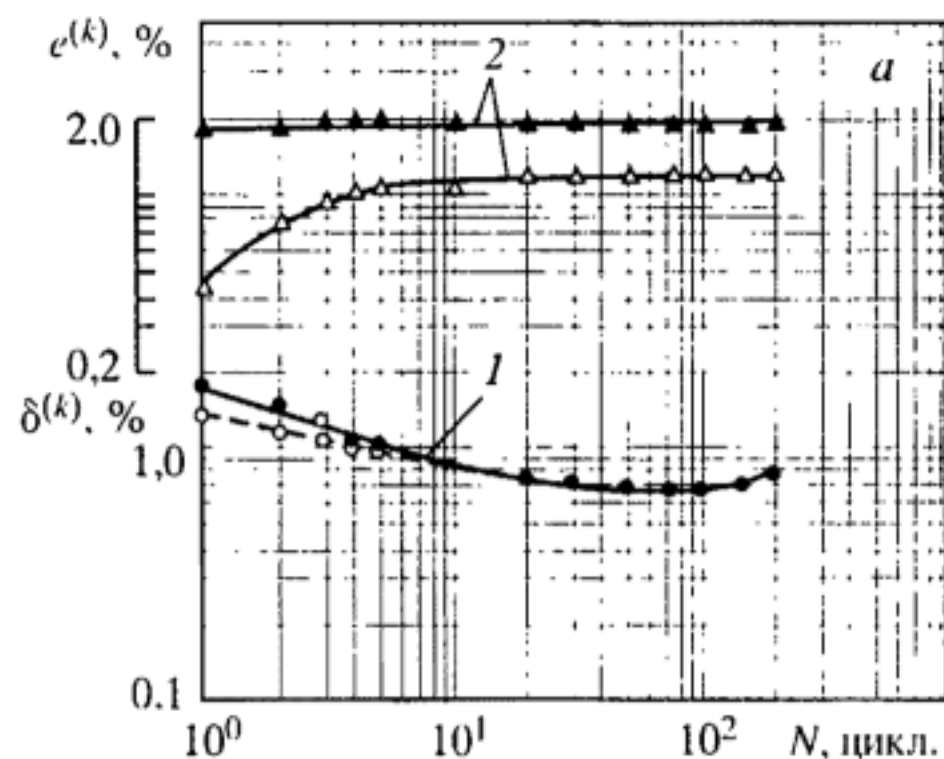


Рис. 6.14. Изменение величин размаха циклической $\delta^{(k)}$ и односторонне накапливаемой $e^{(k)}$ пластических деформаций с числом циклов N мягкого малоциклового нагружения сплава ЭИ-698 при различных амплитудах напряжений и температурах испытаний

а $\sigma_a = 1070$ МПа, $t = 20$ °С;
б $\sigma_a = 1080$ МПа, $t = 200$ °С;
в $\sigma_a = 1030$ МПа, $t = 400$ °С;
г $\sigma_a = 945$ МПа, $t = 600$ °С.
 Кривые 1, 2 – пояснения см. в тексте

Этим же эффектом объясняется и различное поведение на этих рисунках кривых 2 для накопленной деформации $\epsilon^{(k)}$. Кривые для полуциклов растяжения, проведенные по темным точкам, после некоторой стабилизации в первых циклах в дальнейшем показывают практически неизменный уровень накопленной пластической деформации, в то время как для полуциклов сжатия (светлые точки) проявляется тенденция роста $\epsilon^{(k)}$ вследствие циклического упрочнения материала, которая с числом циклов также снижается, и на стадии перед разрушением выражается участком кривых, практически эквидистантным кривым в полуциклах растяжения.

Величина параметра A диаграмм циклического деформирования, характеризующая согласно уравнению (4.11) деформацию в исходном и первом полуциклах нагружения как $A = \frac{\bar{\epsilon}^{(1)}}{\bar{\epsilon}^{(0)} - 1}$, по результатам проведенных испытаний для рассматриваемых температур имеет тенденцию к увеличению с ростом последних, о чем свидетельствуют соответствующие экспериментальные данные для сплава ЭИ-698, приведенные на рис. 6.15.

По рассмотренным выше опытным данным о малоцикловом деформировании сплава ЭИ-698 было установлено, что данный материал является циклически упрочняющимся (рис. 6.14), и кинетика его деформационных характеристик в процессе нагружения описывается уравнениями (4.4) и (4.15), причем присутствующая в этих уравнениях кинетическая функция для циклически упрочняющегося типа материала имеет вид степенной зависимости в виде (4.6).

Согласно уравнению (4.9), входящий в эту зависимость и характеризующий интенсивность процесса упрочнения параметр α линейно зависит от уровня напряжений в исходном полуцикле

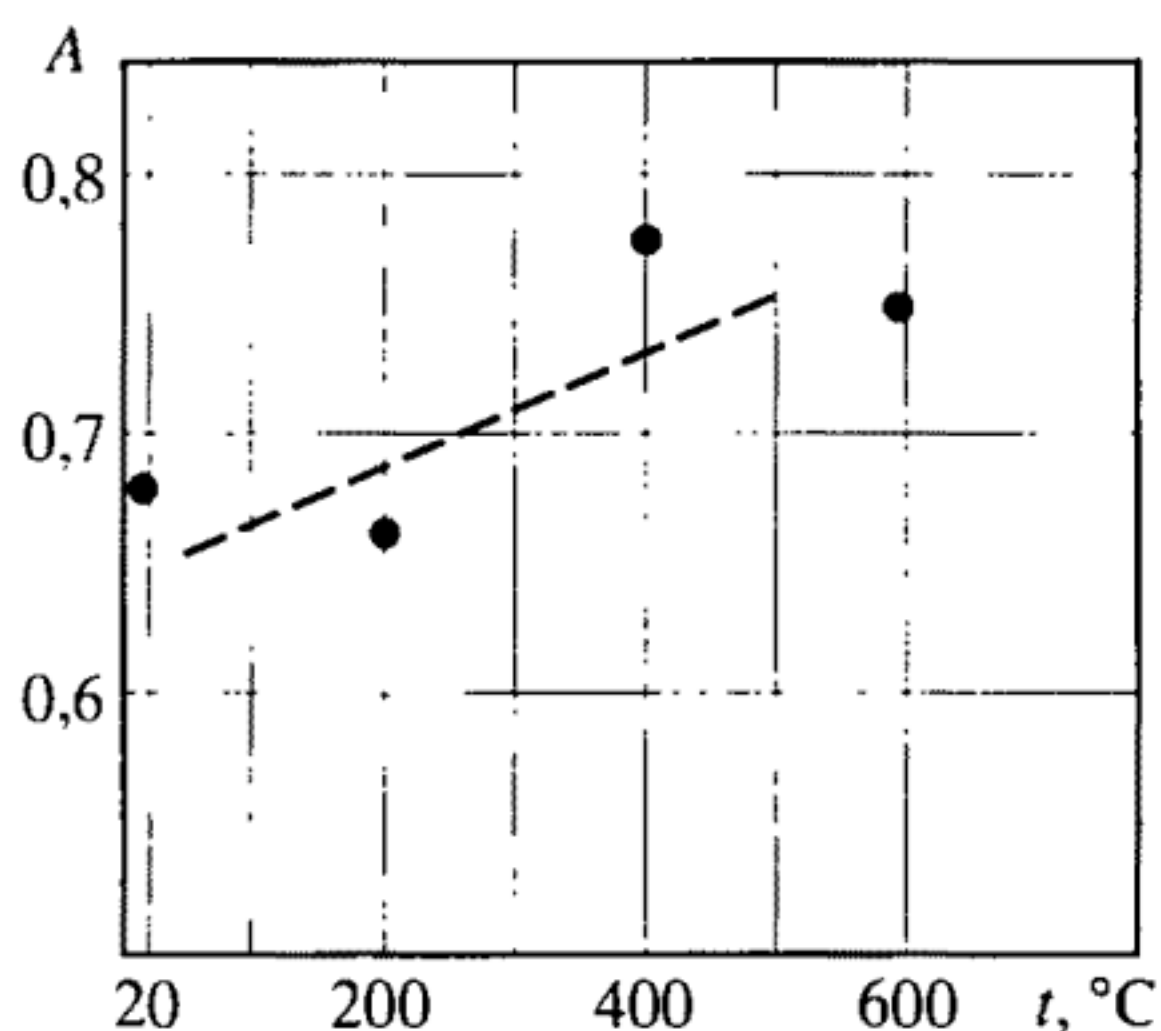


Рис. 6.15. Изменение величины параметра A диаграмм циклического деформирования для сплава ЭИ-698 с ростом температуры испытаний

напряжения $\bar{\sigma}^{(0)}$ и связан с ним через константу материала B , являющуюся, как отмечается в главе 4, параметром диаграммы циклического деформирования. Этот параметр может быть определен на основе полученной на базе уравнений (4.4), (4.6) и (4.9) зависимости

$$\bar{\sigma}^{(k)} = \bar{\sigma}^{(1)} \cdot \frac{1}{k^{B(\bar{\sigma}^{(0)} - 1)}} \quad (6.3)$$

с входящими в нее (и определенными по зарегистрированным в экспериментах диаграммам циклического деформирования) величинами размахов относительной циклической пластической деформации в первом $\bar{\sigma}^{(1)}$ и k -м $\bar{\sigma}^{(k)}$ полуциклах нагружения, а также величиной относительного напряжения $\bar{\sigma}^{(0)}$ в нулевом полуцикле. Полученные таким образом для сплава ЭИ-698 зависимости параметра α от уровня напряжений в исходном (нулевом) полуцикле нагружения для различных температур испытания представлены на рис. 6.16

в виде соответствующих уравнению (4.9) линейных зависимостей (лучей), тангенс угла наклона которых и составляет величину параметра диаграммы циклического деформирования $B = \alpha / (\bar{\sigma}^{(0)} - 1)$.

Анализ изменения полученных таким образом величин параметра диаграмм циклического деформирования B в зависимости от температуры испытаний сплава ЭИ-698 показывает, что с ростом температуры имеет место тенденция к их возрастанию (рис. 6.17), причем эта тенденция, как видно из этого рисунка, в наибольшей степени проявляется после достижения температуры 400 °С.

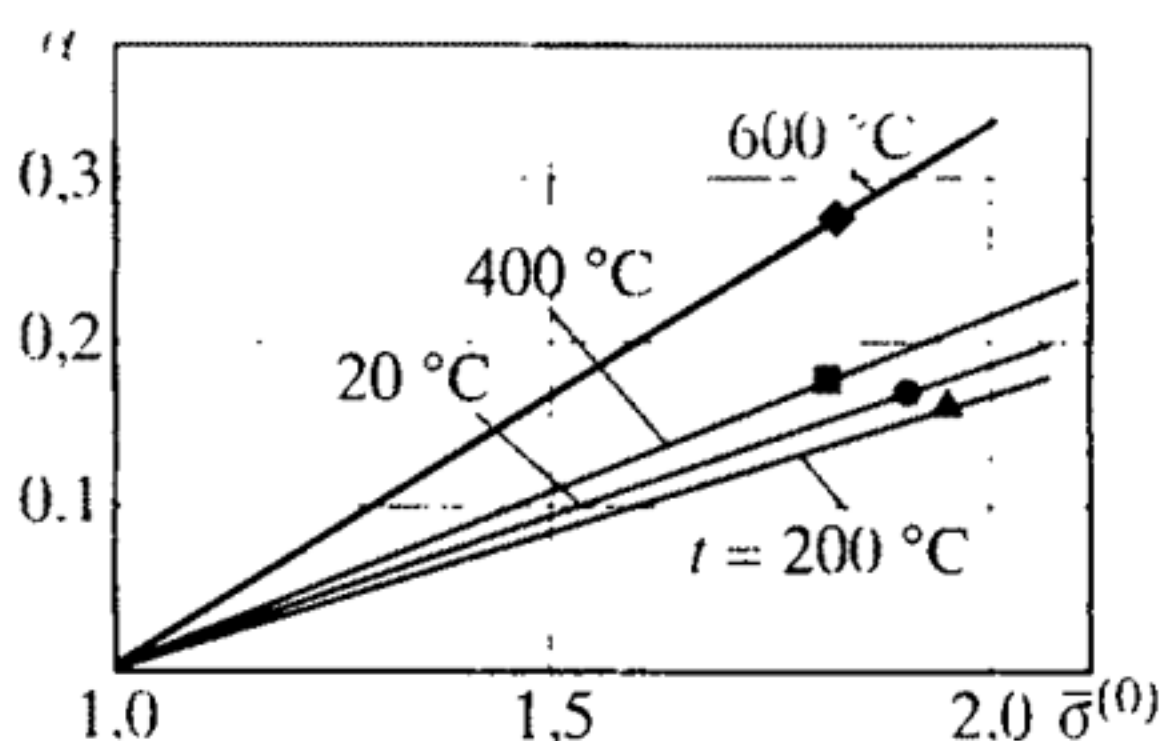


Рис. 6.16. Изменение величины параметра циклического упрочнения α в зависимости от уровня напряжений в исходном полуцикле нагружения $\bar{\sigma}^{(0)}$ для различных температур испытаний сплава ЭИ-698

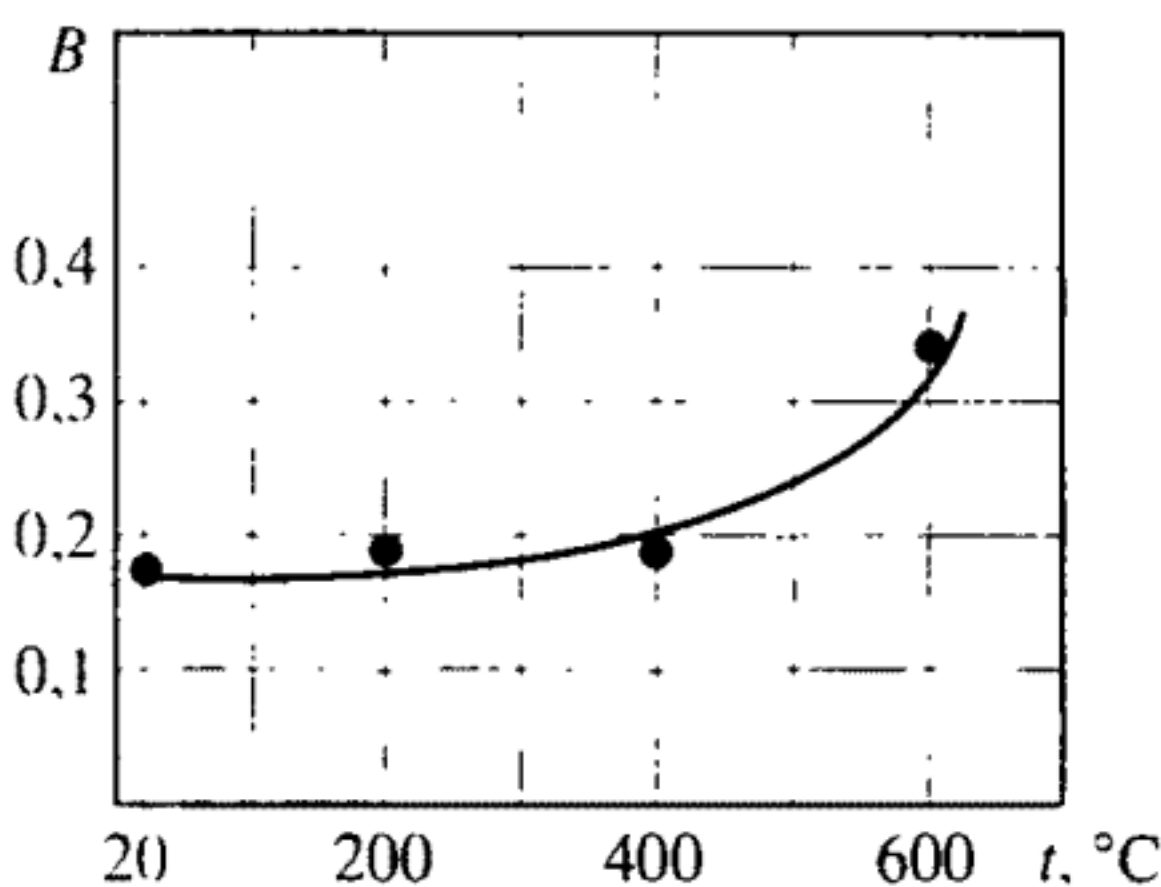


Рис. 6.17. Изменение величины параметра диаграммы циклического деформирования B с ростом температуры испытаний сплава ЭИ-698

6.3. Влияние двухчастотности режима нагружения на характеристики сопротивления малоциклового деформированию и разрушению сплава ЭИ-698

Для оценки сопротивления малоцикловому разрушению сплава ЭИ-698 при воздействии дополнительной высокочастотной нагрузки были проведены циклические испытания двух образцов при двухчастотном режиме жесткого нагружения (рис. 6.3,а). Методика проведения этих испытаний и установка описаны в разделе 6.1. Частота основной малоцикловой нагрузки при этом составляла 1 цикл/мин, а дополнительно накладываемой – 25 Гц, в результате чего соотношение частот $f_2/f_1 = 1500$.

Испытания проводились при температуре $t = 600$ °С и поддержании низкочастотной деформации постоянной. Уровень высокочастотной деформации был выбран $e_{a2} = 0,065\%$, что составляло величину 9–15% от амплитуды суммарной деформации, а уровень суммарной деформации для обеспечения сопоставимости принимался равным проведенным ранее одночастотным жестким испытаниям при $t = 600$ °С и составлял величины $e_a = 0,71\%$ и $0,44\%$.

Результаты эксперимента показали [98], что для исследованного сплава ЭИ-698 при наличии высокочастотной деформации, как и для других материалов в таких условиях [16, 17, 24, 29, 99–104], имеет место снижение долговечности по сравнению с одночастотным нагружением при равных с ним размахах суммарной деформации.

На рис. 6.18, сплошная линия (1), представляющая собой кривую малоцикловой усталости при одночастотном нагружении, проведена по экспериментальным точкам и уравнению (6.2), а пунктирная линия (2) показывает кривую долговечности в исследованном диапазоне чисел циклов при двухчастотном нагружении с нанесенными на нее соответствующими экспериментальными точками. Из рис. 6.18 видно, что снижение долговечности при данных условиях по сравнению с одночастотным нагружением при равных размахах упругопластической деформации $2e_a$ составляет 2–5 раз.

Имеющее место снижение долговечности при двухчастотном нагружении может быть описано зависимостью, связывающей между собой одночастотную N_1 и двухчастотную N_{T2} долговечности через соотношения частот и амплитуд взаимодействующих синусоидальных процессов изменения нагрузки, причем для области многоцикловой усталости в качестве параметра используется

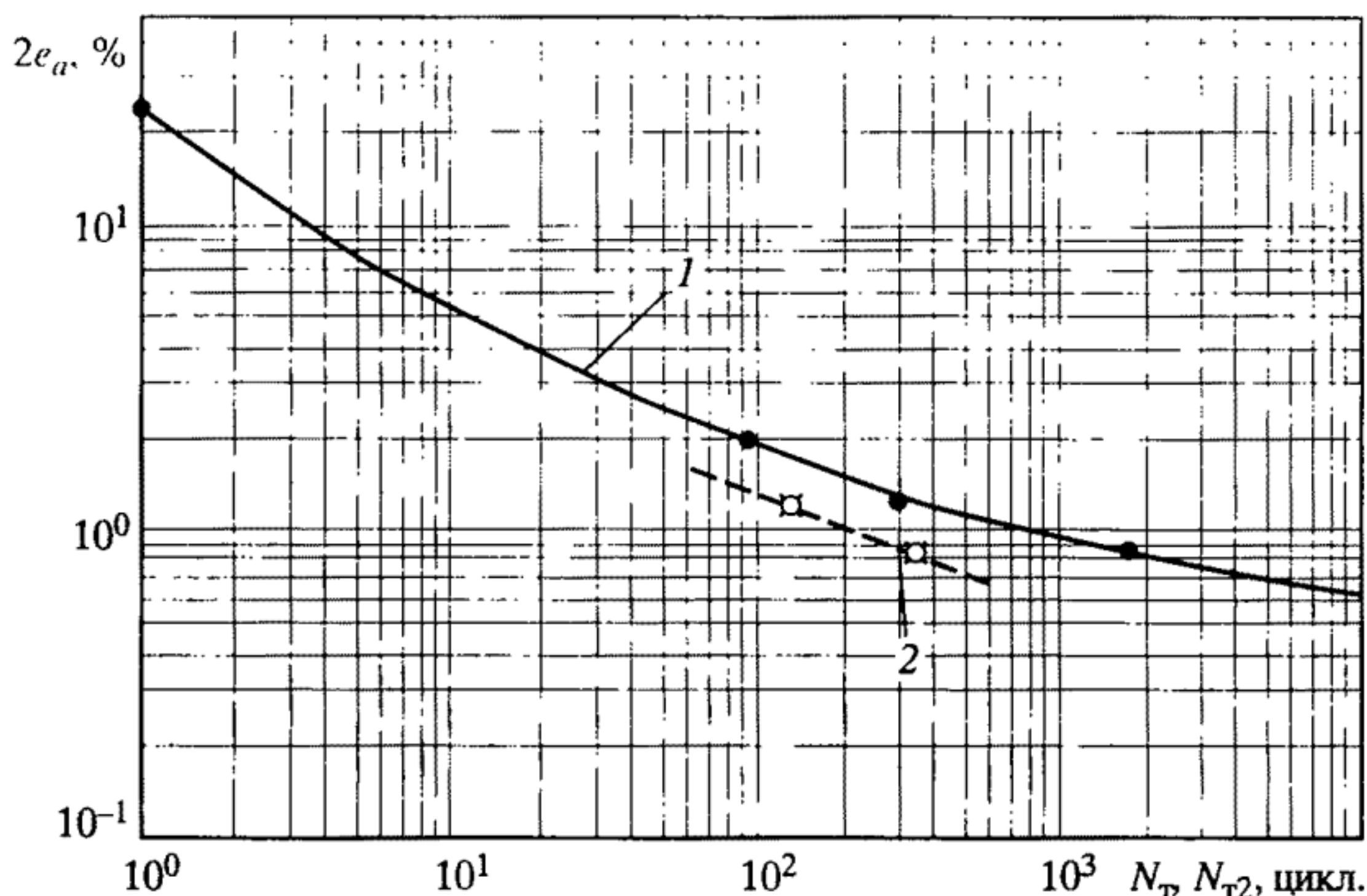


Рис. 6.18. Расчетно-экспериментальные кривые малоциклового усталости для одночастотного (кривая 1) и двухчастотного (кривая 2) режимов жесткого нагружения сплава ЭИ-698 при $t = 600^\circ\text{C}$

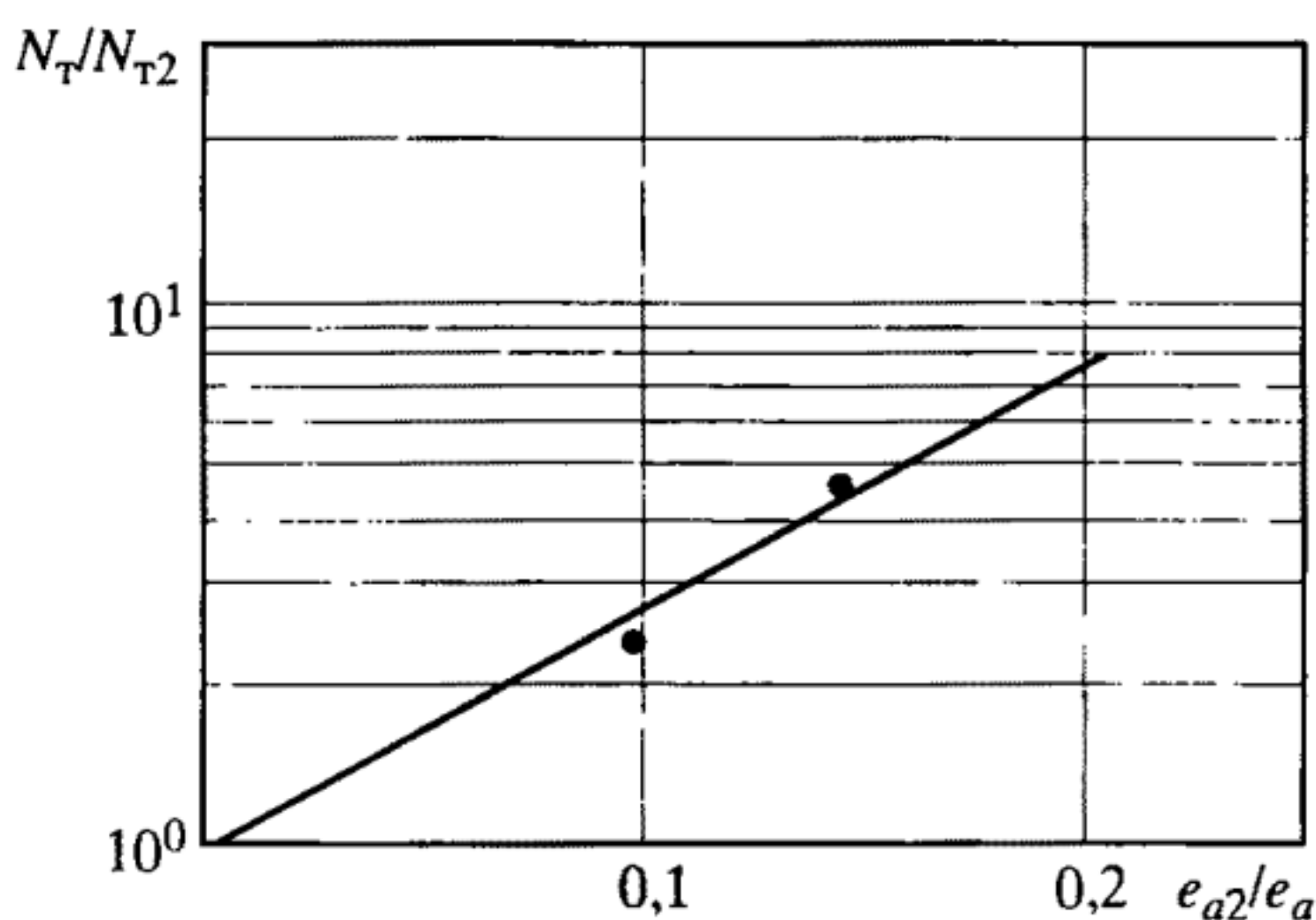


Рис. 6.19. Зависимость снижения долговечности при двухчастотном жестком малоцикловом нагружении сплава ЭИ-698 при $t = 600^\circ\text{C}$

соотношение амплитуд суммарной e_a и высокочастотной e_{a2} деформации в виде

$$N_T/N_{T2} = (f_2/f_1)^{\nu(e_{a2}/e_a)}, \quad (6.4)$$

где коэффициент ν является константой материала. Графически уравнение (6.4) в полулогарифмических координатах " $N_T/N_{T2} - e_{a2}/e_a$ " представляет собой прямую линию, как это показано на рис. 6.19, на котором она изображена с нанесенными на нее опытными данными. В этом случае экспериментально определенное значение коэффициента ν составило величину $\nu = 1,37$. Уточненная оценка снижения долговечности при двухчастотном нагружении может быть произведена также на базе рассматриваемого

ниже критерия суммирования повреждений, но для этого необходим более полный объем опытных данных.

В рассмотренной выше серии экспериментов по исследованию механических свойств используемого в элементах ракетных двигателей материала – сплава ЭИ-698 – при циклическом упругопластическом деформировании [98] испытания образцов при температуре 600 °С в условиях одночастотного и двухчастотного нагружений, как уже упоминалось, проводились на электромеханической установке типа УМЭ-10Т с частотой нагружения около 1 цикл/мин (0,015 Гц), а диапазон получаемых в этих условиях долговечностей составлял от 10^2 до $1,6 \cdot 10^3$ циклов.

С целью расширения области исследованных долговечностей этого материала в условиях жесткого нагружения до числа циклов 10^4 и более проведена дополнительная серия специальных экспериментов с использованием электрогидравлической испытательной установки типа УРС 50/50, в рамках которой в дополнение к приведенным в табл. 6.2 результатам рассмотренных выше режимов испытаний (при одночастотном нагружении – для образцов с шифрами А14, А12, А8 и при двухчастотном нагружении – для образцов А3 и А1) были осуществлены одночастотные испытания образцов ХМ-20 и ХМ-25 с частотой 0,5 Гц и двухчастотные испытания образца ХМ-22 с частотой основной (низкочастотной) нагрузки $f_1 = 0,1$ Гц и наложенной (высокочастотной) нагрузки $f_2 = 150$ Гц.

Полученные в результате этих дополнительных специальных экспериментов результаты в сопоставлении с имеющимися

Таблица 6.2. Параметры испытаний при одночастотном и двухчастотном нагружениях

Шифр образца	Режим нагружения	Долговечность, цикл	Размах суммарной циклической деформации, %	Частота основного нагружения, Гц	Наложённая деформация	
					Размах, %	Частота, Гц
А14	Одночастотное	95	2,1	0,015	–	–
А12		290	1,42	0,015	–	–
А8		1600	0,88	0,015	–	–
ХМ-20		5000	0,65	0,50	–	–
ХМ-25		13 000	0,45	0,50	–	–
А3	Двухчастотное	125	1,42	0,015	0,13	25
А1		320	0,88	0,015	0,13	25
ХМ-22		4300	0,32	0,10	0,13	150

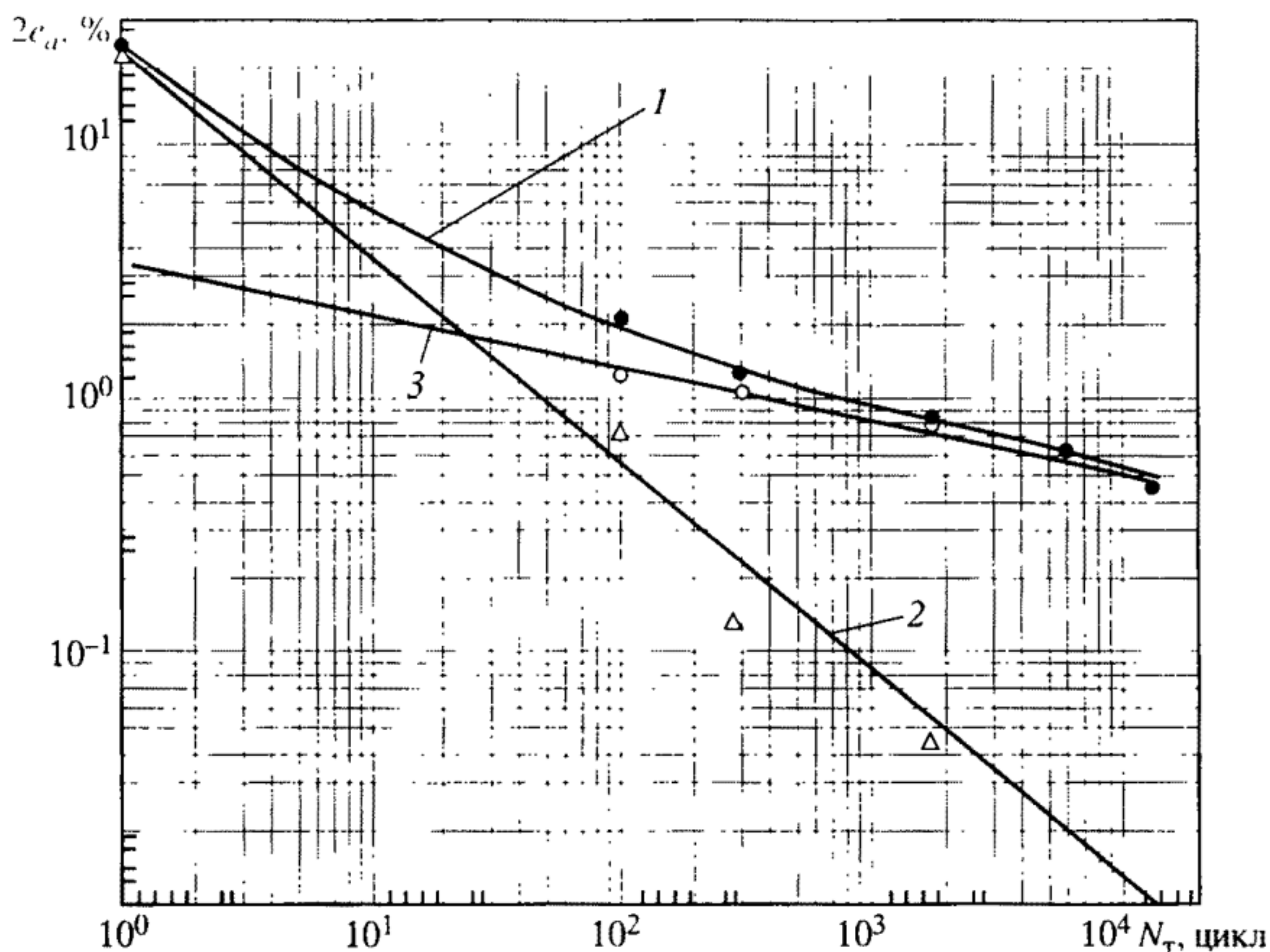


Рис. 6.20. Уточненные кривые малоциклового усталости по параметрам размаха упругопластической деформации (1), а также размахам ее пластической (2) и упругой (3) составляющих с экспериментальными данными для сплава ЭИ-698 ($t = 600\text{ }^{\circ}\text{C}$)

данными показали (рис. 6.20), что они удовлетворительно укладываются на продолжение представленной на рис. 6.12 кривой усталости за пределы $1,6 \cdot 10^3$ циклов. При этом показатель степени, характеризующий влияние упругой составляющей деформации $(m_{\text{ет}})_e$ в уравнении кривой усталости (6.2)

$$2e_a = \frac{1}{N_{\text{ет}}^{m_{\text{ет}}}} \left(\ln \frac{1}{1 - \psi_k} \right)^{m_{\text{ет}}} + 3,5 \frac{\sigma_B}{EN_{\text{ет}}^{(m_{\text{ет}})_e}},$$

с учетом дополнительно полученных данных составляет $(m_{\text{ет}})_e = 0,21$. Другие параметры, входящие в рассматриваемое уравнение, имеют, как и было указано выше, прежние значения ($t = 600\text{ }^{\circ}\text{C}$): предел прочности $\sigma_B = 1130\text{ МПа}$, модуль упругости $E = 1,5 \cdot 10^5\text{ МПа}$; истинная деформация статического разрыва $e_{\text{н}} = 14,4\%$, показатель степени $m_{\text{ет}} = 0,8$. В этом случае приведенное выше уравнение позволяет получить кривую усталости, обозначенную на рис. 6.20 цифрой 1, а его первый член, характеризующий влияние пластической составляющей циклической деформации – прямую 2, и второй член для упругой составляющей – прямую 3.

Для двухчастотного режима нагружения исследованная в рассмотренной выше серии испытаний предельная долговечность составила $N_T = 320$ циклов. В дополнительном специальном эксперименте на испытательной установке УРС-50/50 был реализован двухчастотный режим жесткого нагружения образца из рассматриваемого сплава при $t = 600^\circ\text{C}$ с частотой основного нагружения $f_1 = 0,1$ Гц, а высокочастотного – $f_2 = 150$ Гц, что соответствовало имевшему ранее место при подобном режиме нагружения соотношению частот $f_2/f_1 = 1500$. Величина амплитуды суммарной деформации в данном двухчастотном режиме составляла величину $e_a = \pm 0,16\%$, а амплитуда высокочастотной деформации – $e_{a2} = \pm 0,065\%$.

Этот дополнительный эксперимент позволил получить число циклов до разрушения образца в указанных условиях $N_T = 4300$ цикл. Эти результаты (рис. 6.21) также уточняют положение соответствующих кривых усталости, представленных на рис. 6.18 и характеризующих снижение долговечности при двухчастотном режиме нагружения (кривая 2) в сопоставлении с одночастотным нагружением (кривая 1) при равных размахах упругопластической деформации.

Снижение долговечности при двухчастотном нагружении, как отмечалось выше, характеризуется соотношением между числом циклов до разрушения (образования трещины) N_T при одно-

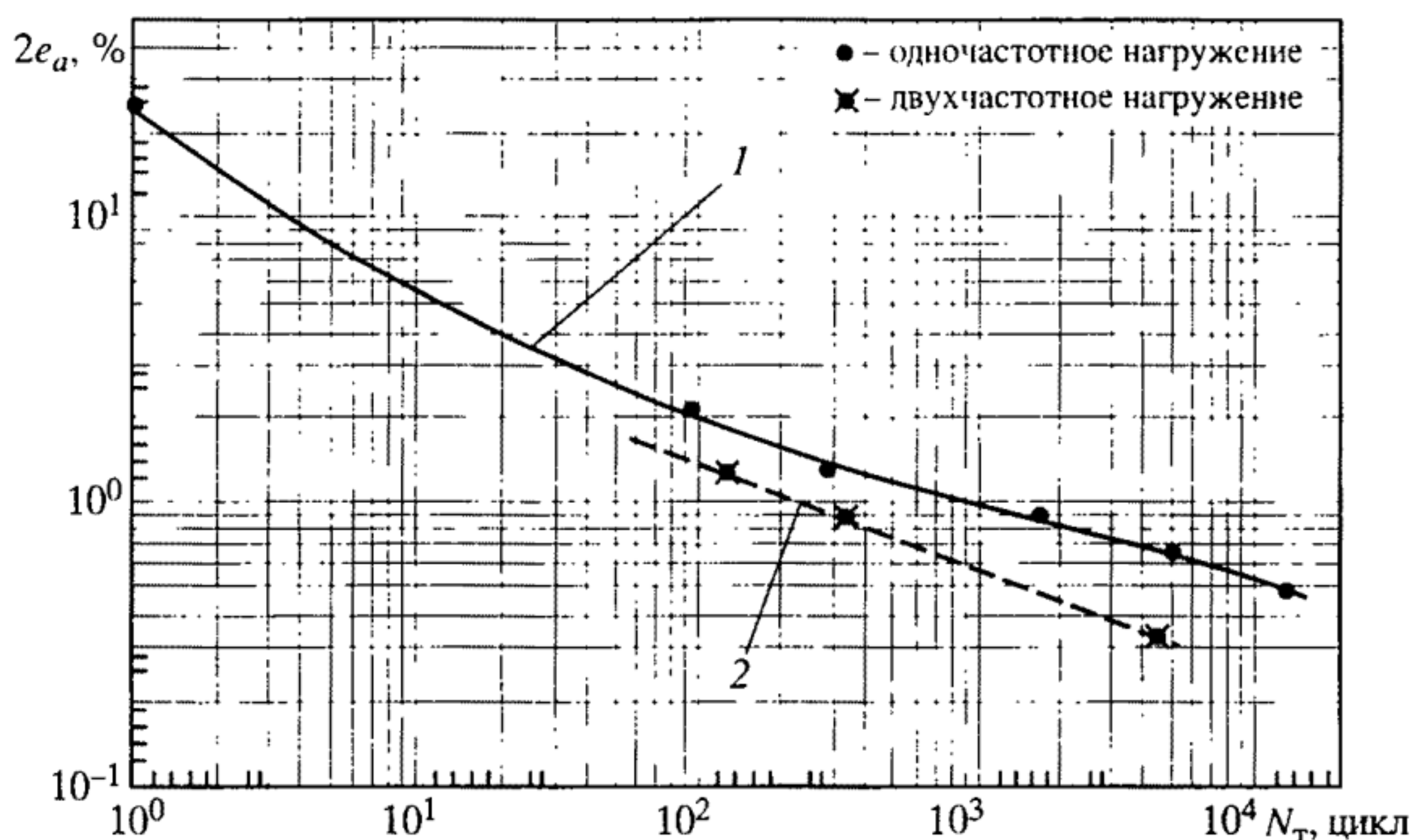


Рис. 6.21. Уточненные кривые малоциклового усталостного сопротивления для одночастотного (кривая 1) и двухчастотного (кривая 2) режимов жесткого нагружения сплава ЭИ-698 при $t = 600^\circ\text{C}$

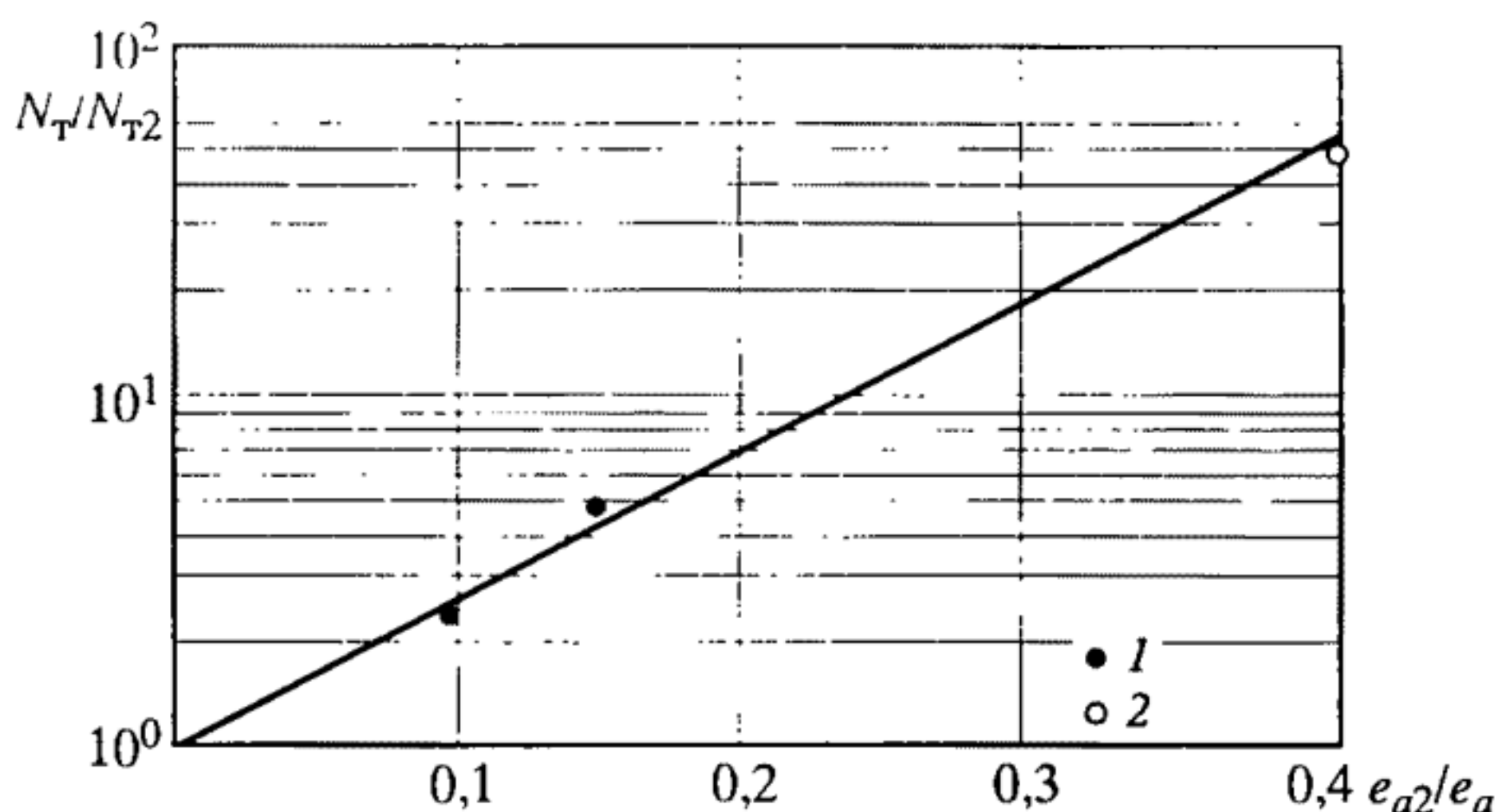


Рис. 6.22. Уточненная зависимость снижения долговечности при двухчастотном жестком малоцикловом нагружении сплава ЭИ-698 при $t = 600$ °С (при базовой частоте нагружения $f_1 = 0,015$ Гц (1), при $f_1 = 0,1$ Гц (2))

частотном деформировании с амплитудой e_a и соответствующим числом циклов до разрушения N_{T2} при наложении высокочастотной деформации e_{a2} с учетом соотношения частот и амплитуд взаимодействующих синусоидальных процессов в виде

$$N_T/N_{T2} = (f_2/f_1)^{\nu(e_{a2}/e_a)},$$

где коэффициент ν является константой материала.

Приведенные на рис. 6.22 данные, полученные как в ранее описанных экспериментах, так и в рассматриваемом специальном эксперименте на образцах из сплава ЭИ-698, показывают, что соответствующая этой зависимости в полулогарифмических координатах “ $N_T/N_{T2} - e_{a2}/e_a$ ” прямая линия (см. рис. 6.19) для двухчастотных испытаний с базовой частотой $f_1 = 0,015$ Гц и значениями характеризующего тип материала коэффициента $\nu = 1,37$, с удовлетворительным результатом продлевается и в область больших, полученных при базовой частоте нагружения $f_1 = 0,1$ Гц, долговечностей.

С учетом изложенного, оценка снижения долговечности при двухчастотном нагружении при наличии соответствующих данных о параметрах процесса циклического упругопластического деформирования и характеристиках механических свойств материала может быть произведена на основе уравнения (6.4), а также в уточненном виде на базе изложенного в [98, 99] и детально рассмотренного (в приложении к условиям нагружения элементов ракетных двигателей) ниже критерия суммирования повреждений по различным его составляющим.

Таким образом, в отношении конкретного, используемого при изготовлении ряда элементов ракетных двигателей материала –

сплава ЭИ-698 в диапазоне его рабочих температур до $t = 600\text{ }^{\circ}\text{C}$ показано, что данный материал является циклически упрочняющимся материалом, причем степень упрочнения повышается с ростом температуры, а кинетика изменения циклической пластической деформации в процессе циклического нагружения может быть описана на базе уравнений (4.4)–(4.13), (6.3).

Тенденции к одностороннему накоплению деформации данным материалом при исследованных уровнях напряжений практически не выявлено, что также отвечает оценкам по уравнениям (4.14), (4.15) при соответствующих значениях входящих в них параметров. При оценке сопротивления малоциклового разрушению с использованием уравнений (5.12), (5.13) и (6.2) определены входящие в них параметры кривых усталости, а также показано наличие эффекта снижения долговечности при двухчастотном режиме нагружения и возможность его оценки по уравнению (6.4) с использованием соотношения частот складываемых синусоидальных процессов и соотношения амплитуд (размахов) полной и накладываются на основной процесс деформации.

Вместе с этим приведенные выше данные об экспериментальном исследовании сопротивления деформированию и разрушению сплава ЭИ-698 в области его рабочих температур иллюстрируют процедуру практического использования комплекса изложенных в главах 3 и 4 уравнений состояния для описания кинетики диаграмм статического и циклического деформирования с определением всего комплекса входящих в них параметров, а также их использования для оценки поведения материала в эксплуатационных температурно-силовых условиях.

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЕПЛОТЫДЕЛЕНИЯ ПРИ СТАТИЧЕСКОМ И ЦИКЛИЧЕСКОМ НАГРУЖЕНИЯХ

7.1. Методика анализа процессов деформирования и теплотыделения

Как отмечено в главе 2, для ЖРД характерны высокие уровни локальных деформаций при повышенных частотах нагружения. Теплотыделение в материале при таких режимах может приводить к самовозгоранию элементов ЖРД.

Процесс упругого и упругопластического деформирования материала сопровождается затратой определенного количества механической энергии, подводимой к деформируемому телу тем или иным способом. Изучение этого процесса, приводящего в итоге к разрушению материала при различных условиях нагружения (статического и циклического) и теплотыделения, связано с анализом баланса между затраченной, выделившейся и поглощенной материалом энергией. При этом, как известно [105], одна часть затраченной на процесс деформирования механической энергии поглощается материалом (E), вторая рассеивается в виде тепла (Q), и уравнение баланса этих составляющих может быть записано в виде

$$A = E + Q, \quad (7.1)$$

где A – механическая энергия.

Методика вычисления и экспериментального определения механической энергии A , затрачиваемой на деформирование материала, не вызывает особых затруднений. Ее величина

$$A = \int_{l_0}^{l_k} P dl, \quad (7.2)$$

(где P – усилие, l_0 и l_k – начальная и конечная длины деформируемого тела соответственно) может быть получена измерением площади под диаграммой деформирования в координатах “усилие – абсолютная деформация – $(P-\Delta l)$ ”.

В случае циклического нагружения механическую энергию в каждом цикле определяет площадь петли пластического гистерезиса, а сумма площадей петель составляет всю работу, затраченную на процесс деформирования за рассматриваемое число циклов. Методы регистрации циклических диаграмм разработаны и изложены в главах 4 и 6.

Определение величины тепловой энергии, выделяющейся в процессе упругопластического деформирования, представляет собой более сложную задачу.

В настоящих исследованиях для определения затрачиваемой на процесс деформирования доли энергии, которая выделяется в виде тепла, был использован метод прецизионного измерения температуры саморазогрева деформируемого образца. С этой целью к образцу на различных его участках точечной сваркой привариваются хромель-копелевые термопары, и возникающий в процессе нагружения электрический сигнал после усиления регистрируется автоматическими потенциометрами в координатах “температура–усилие”, “температура–деформация” или “температура–время” (под термином “температура” здесь понимается разность температур исходного и текущего состояния материала образца).

Экспериментальные исследования проводились (рис. 7.1) на образцах (1) материала, которые подвергались циклической знакопеременной нагрузке на модифицированной установке УМЭ-10Т

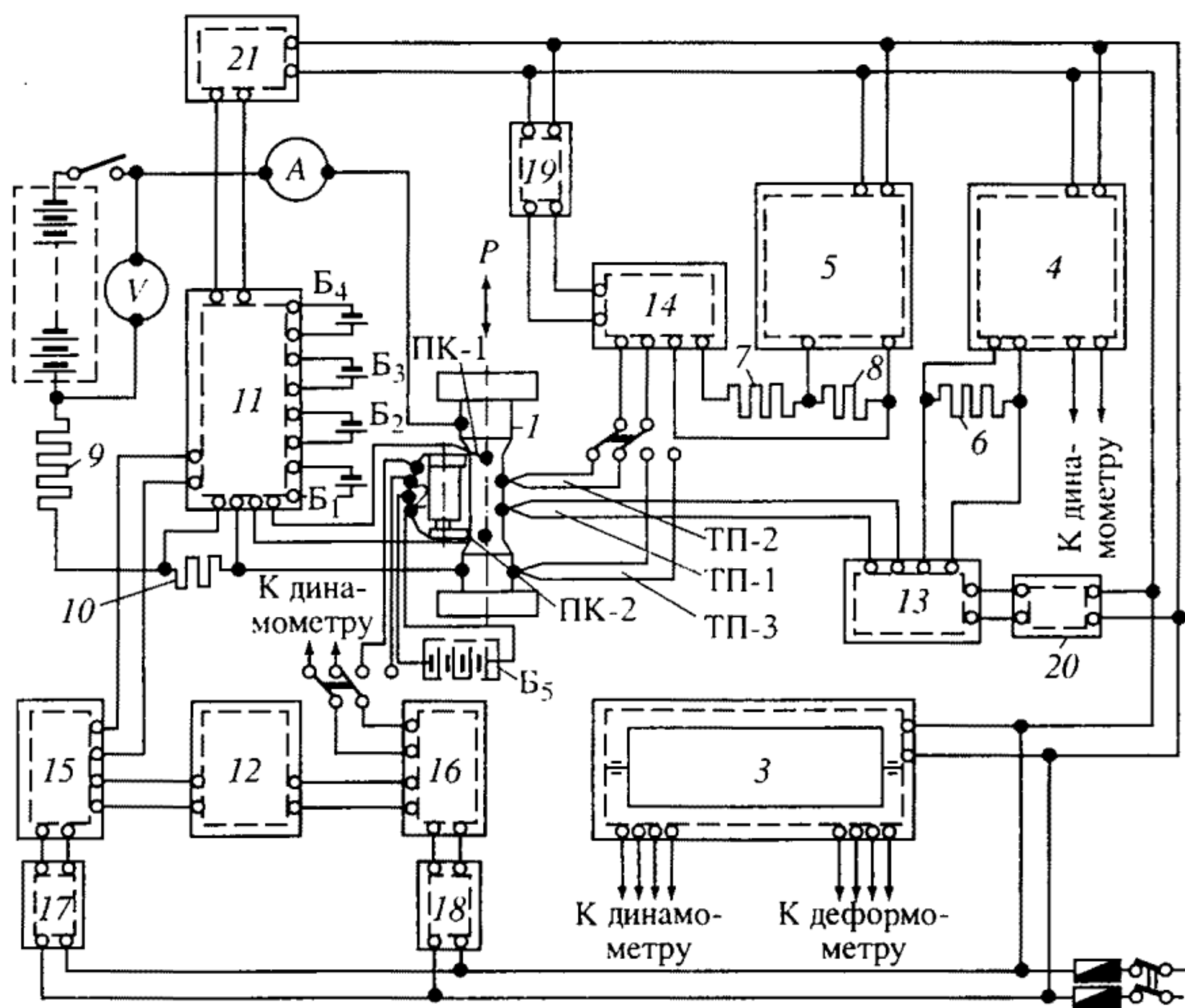


Рис. 7.1. Схема прецизионного измерения температуры саморазогрева образца при статическом и циклическом упругопластическом деформировании

Пояснения см. в тексте

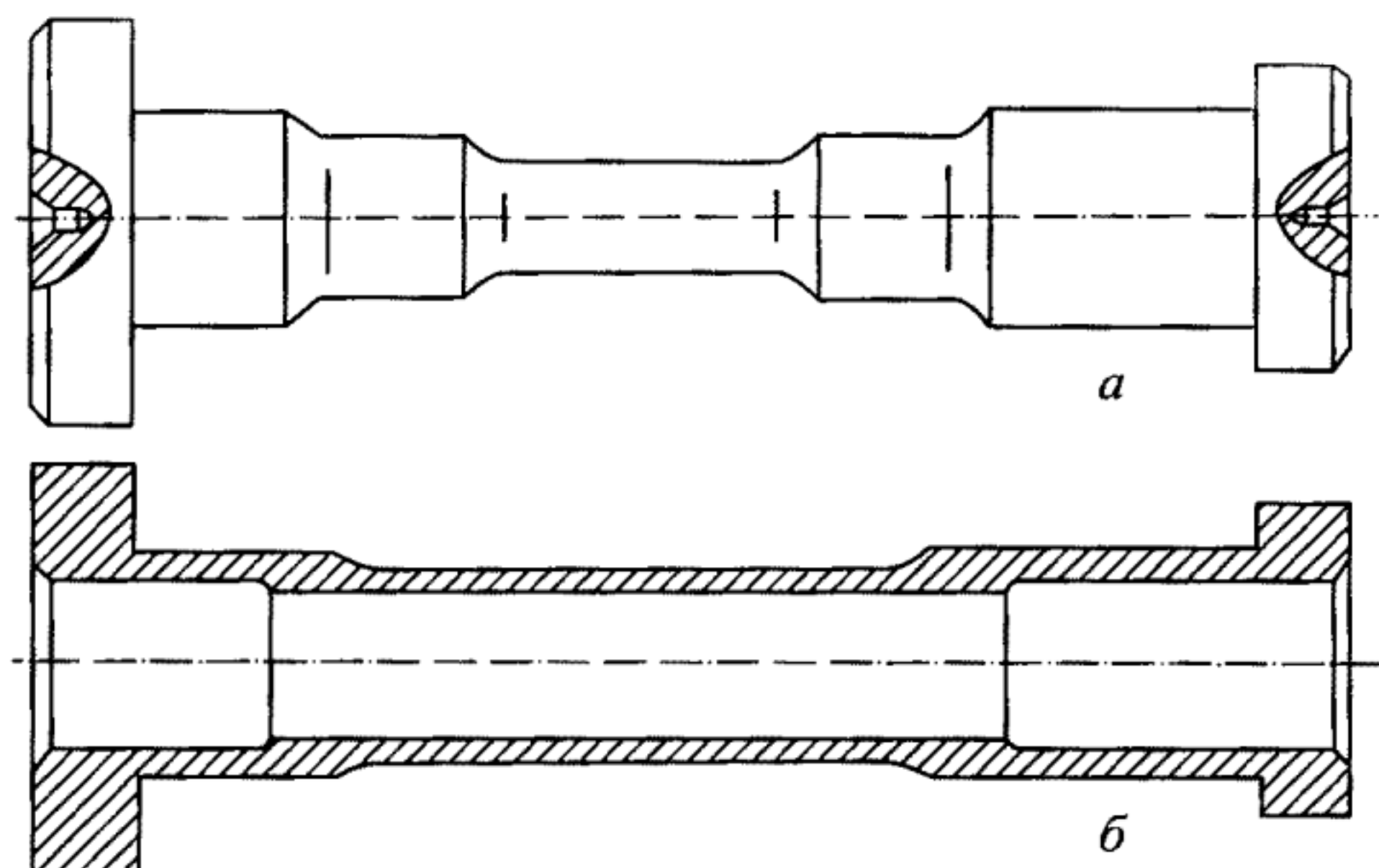


Рис. 7.2. Сплошной (а) и трубчатый (б) типы цилиндрических образцов для испытаний

(см. гл. 6), позволяющей с помощью динамометра машины и деформометра (2), размещаемого на рабочей базе образца, осуществлять на двухкоординатном приборе (3) запись диаграммы циклического упругопластического деформирования (петли пластического гистерезиса). Измерение и регистрация температуры образца осуществлялись с помощью хромель-копелевых термопар ТП-1, ТП-2 и ТП-3 на самопишущих потенциометрах: двухкоординатном (4) и с разверткой во времени (5), подключенных в схему через согласующие резисторы (6, 7, 8) (см. рис. 7.1). Масштаб записи по параметру температуры составлял $0,01^{\circ}\text{C}$ на 1 мм шкалы. Остальные блоки, показанные на рис. 7.1, предназначены для регистрации изменения электросопротивления образца.

Испытания проводились при статическом и циклическом растяжении—сжатии в упругопластической области с частотой около 0,1 цикла в минуту. Для устранения влияния конвекционных воздушных потоков образец размещался в вакуумной камере с остаточным давлением порядка $1 \cdot 10^{-2}$ мм рт. ст. Образцы изготавливались из аустенитной нержавеющей и низколегированной теплостойкой сталей (X18H10T, 12X2MФА). Формы образцов (рис. 7.2) принимались, исходя из особенностей конструкции захватов испытательной машины и их рабочая часть представляла собой сплошной или полый (трубчатый) цилиндры.

7.2. Закономерности изменения температуры в полуциклах растяжения и сжатия при циклическом упругопластическом деформировании

Известно, что упругое деформирование материала в условиях растяжения вызывает уменьшение его температуры [106–108]. Это обстоятельство может быть отчетливо показано с позиций термодинамики при решении дифференциального уравнения энтальпий i при независимых параметрах температуры T и давления p [109]:

$$di = C_p dT + \left[v - T \left(\frac{\partial v}{\partial T} \right)_p \right] dp, \quad (7.3)$$

где T – абсолютная температура; C_p – удельная теплоемкость материала при постоянном давлении; v – его удельный объем.

Если принять, что рассматриваемый процесс деформирования наиболее близок к адиабатному, т.е. протекает без подвода или отвода тепла извне $dq = 0$ (настоящий эксперимент проводился с теплоизоляцией образца от испытательной системы и в вакууме), и первый закон термодинамики представить в этом случае в виде

$$di = v dp \quad (7.4)$$

с учетом равенства

$$\left(\frac{\partial v}{\partial T} \right)_p = \frac{\beta}{\rho}, \quad (7.5)$$

где β – температурный коэффициент объемного расширения материала, а ρ – его плотность, то при подстановке выражений (7.4) и (7.5) в уравнение (7.3) будем иметь следующую зависимость изменения температуры при переменном давлении:

$$dT = \frac{T\beta dp}{\rho C_p}, \quad (7.6)$$

или при переходе к конечным разностям

$$\Delta T = \frac{T\beta \Delta p}{\rho C_p}. \quad (7.7)$$

Величина p в зависимости (7.7) представляет собой среднее гидростатическое давление, которое для общего случая сложного напряженного состояния определяется [110] через компоненты тензора напряжений в виде $p = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3$; для одноосного нагружения величина $\Delta p = \Delta \sigma_1/3 = \Delta \sigma/3$. Коэффициент температурного линейного расширения $\alpha = \frac{1}{3}\beta$. На этой основе из уравнения

(7.7) можно получить зависимость

$$\Delta T = \frac{T \alpha \Delta \sigma}{\rho C_p}, \quad (7.8)$$

которая функционально связывает изменение температуры материала образца при одноосном деформировании в условиях идеального адиабатного процесса с изменением напряжения. С учетом термодинамического положения, согласно которому при растяжении $\Delta \sigma < 0$, а при сжатии $\Delta \sigma > 0$, из зависимости (7.8) следует, что в процессе растяжения в упругой области ΔT имеет отрицательное значение, т.е. температура материала понижается, а в процессе упругого сжатия - увеличивается.

Результаты экспериментов, выполненных на образцах из стали 12Х2МФА в условиях растяжения в вакууме (с периодической разгрузкой за пределами упругости и последующим после стабилизации температурного состояния нагружением в упругой области), достаточно удовлетворительно соответствовали расчетному линейному уменьшению температуры ΔT с ростом напряжений $\sigma_{\text{н}}$ (рис. 7.3) согласно зависимости (7.8). Некоторое систематическое (с увеличением истинного напряжения $\sigma_{\text{н}}$) отклонение от расчетной прямой в сторону роста температуры объясняется, по-видимому, неидеальностью процесса упругого деформирования, сочетающегося с микропластическими деформациями в зернах.

При переходе в область упругопластического деформирования как при растяжении, так и при сжатии наблюдается повышение температуры материала. Для случая статического растяжения диаграмма, регистрируемая в координатах "напряжение-температура",

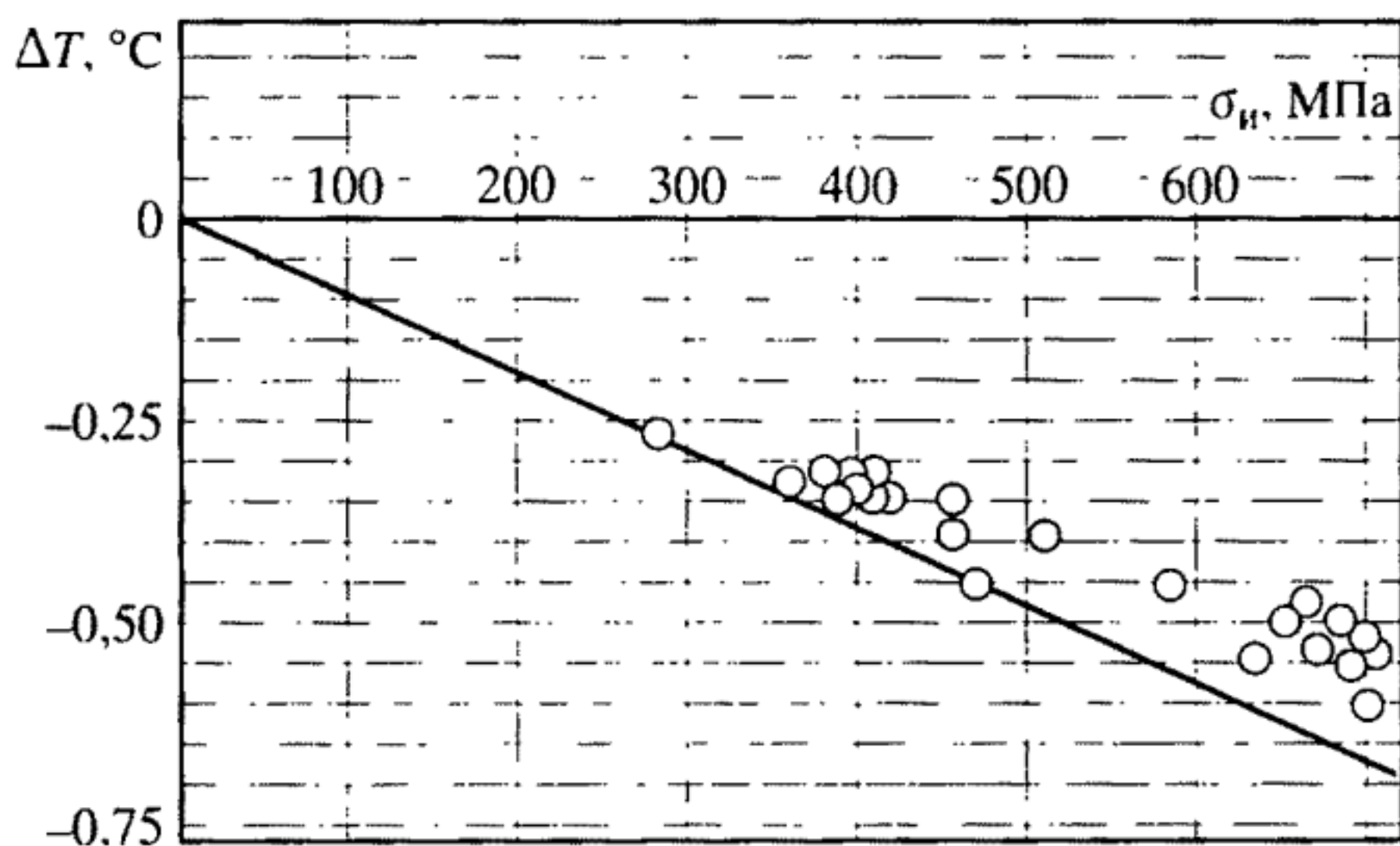


Рис. 7.3. Расчетная зависимость и экспериментальные данные по изменению температуры образца относительно ненагруженного состояния с ростом истинных напряжений в процессе упругого растяжения

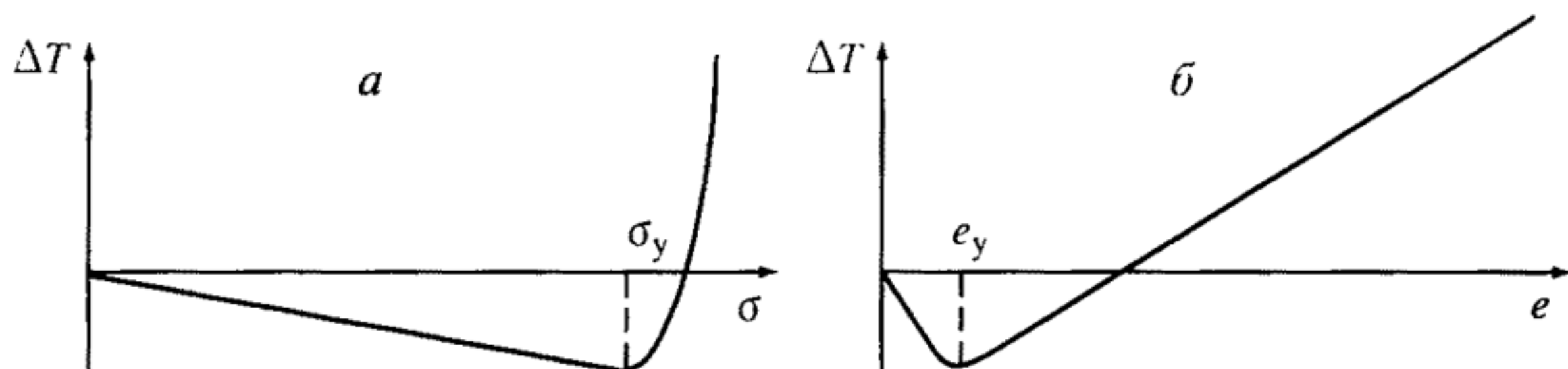


Рис. 7.4. Вид диаграмм изменения температуры образца по параметру напряжения (а) и деформации (б) в процессе статического упругопластического деформирования

имеет вид, показанный на рис. 7.4,а. При этом за точкой перегиба, соответствующей пределу упругости σ_y , после участка уменьшения температуры следует участок ее увеличения, соответствующий развитию макропластической деформации, причем с ее ростом температура увеличивается по зависимости, близкой к линейной (рис. 7.4,б).

Для случая циклического упругопластического деформирования соответствующая диаграмма в координатах “напряжение – деформация” представляет собой петлю пластического гистерезиса (рис. 7.5,а). При регистрации в этом эксперименте диаграммы изменения температуры с изменением действующей нагрузки имеет место своеобразная температурная петля (рис. 7.5,б), участки уменьшения и роста температуры которой соответствуют периодам нагружения, зарегистрированным на диаграмме деформирования (рис. 7.5,а).

В данном случае (пренебрегая отводом тепла в теплоизолированные захваты установки) имеют место два тепловых процесса: линейное по нагрузке уменьшение (при растяжении) или увеличение (при сжатии) температуры вследствие развития упругой деформации и увеличение температуры при появлении и развитии пластической деформации. Взаимодействие этих двух процессов и обуславливает показанный на рис. 7.5,б характер изменения температуры деформируемого материала в цикле.

Данное обстоятельство подтверждается и диаграммой изменения температуры при поэтапном (стадии 1, 2, 3 и 4) циклическом нагружении с остановками на экстремумах растягивающей и сжимающей нагрузок и при разгрузке или стабилизации температурного режима (рис. 7.5,в). Так, участок 1, соответствующий полупериоду растяжения без снятия нагрузки, подобно диаграмме статического растяжения (см. рис. 7.4,а), содержит отрезок линейного уменьшения температуры до достижения предела упругости, переходящий после появления пластической деформации в отрезок интенсивного увеличения температуры.

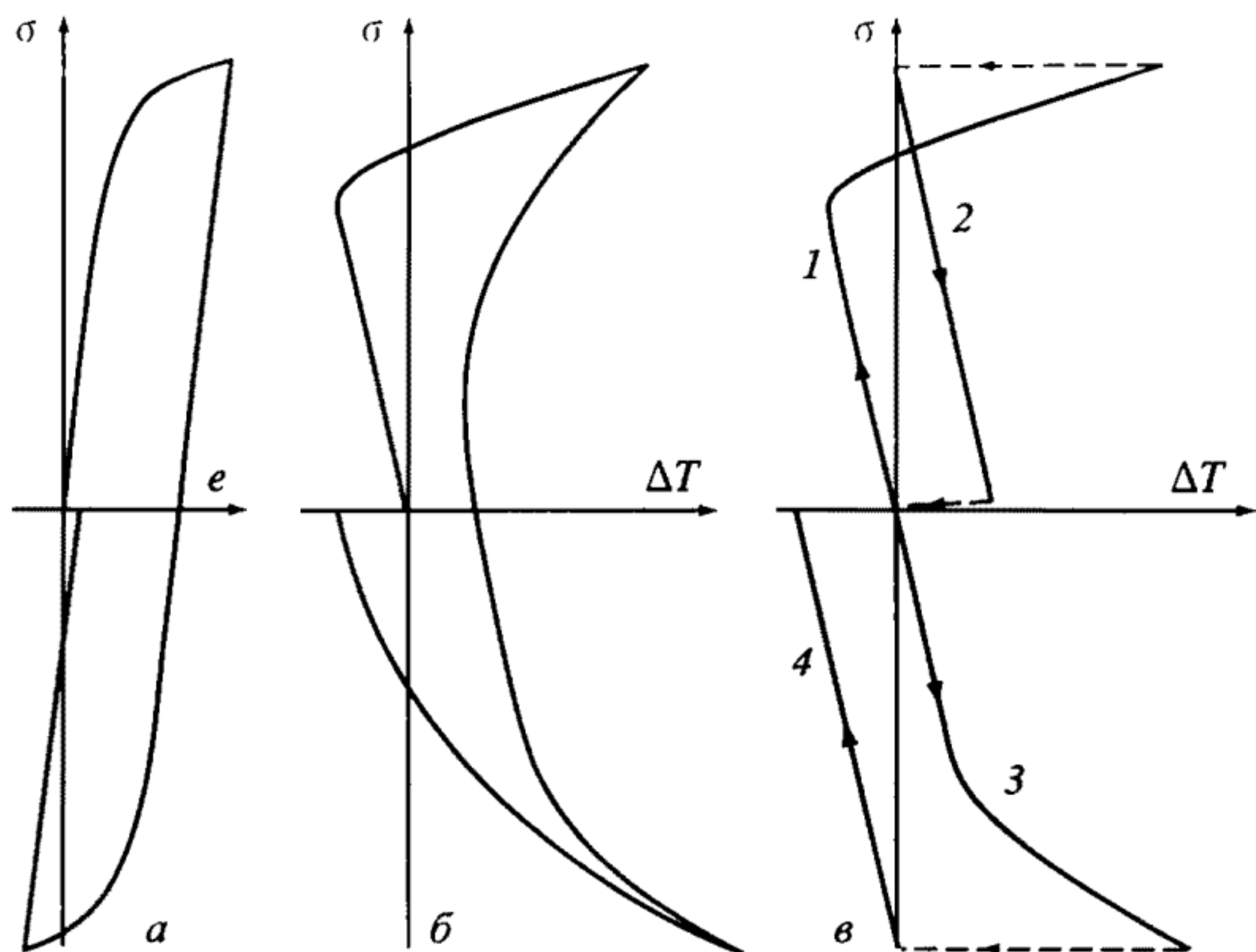


Рис. 7.5. Характер диаграмм деформирования (а) и изменения температуры по параметру напряжения при непрерывном (б) и с промежуточными остановками (в) циклическом упругопластическом нагружении

1–4 – пояснения см. в тексте

После падения температуры до исходного значения (вследствие прекращения деформирования) в процессе упругой разгрузки наблюдается линейное возрастание температуры (участок 2), описываемое зависимостью (7.8). После остановки процесса деформирования в полупереме сжатия (участок 3) имеет место вначале линейный, а затем существенно прогрессирующий рост температуры. Наконец, разгрузка в полупереме сжатия вновь сопровождается линейным изменением температуры (участок 4), но уже в сторону ее уменьшения, что также находится в качественном и количественном соответствии с зависимостью (7.8).

7.3. Основные характеристики тепловыделения при низкочастотном статическом и циклическом нагружениях

При исследовании энергетического баланса согласно уравнению (7.1), при механическом деформировании, как уже упоминалось в п. 7.1, механическая работа характеризуется площадью диаграмм деформирования. Определение тепловой энергии, выделившейся в процессе деформирования, может быть основано на

описанных выше измерениях эффекта саморазогрева материала образцов. В этом случае можно предположить, что выделяющаяся тепловая энергия Q в случае отсутствия теплоизоляции захватов в первую очередь отводится за счет теплопроводности Q_t через переходные части и головки образца.

Соизмеримой с Q_t является часть энергии Q_p , затрачиваемая на повышение температуры (разогрев) образца (в установившемся состоянии). Доля тепловой энергии, выделяющаяся при излучении Q_n , вследствие малых абсолютных величин температуры разогрева (до десятых долей или единиц градуса), как показали соответствующие вычисления и результаты экспериментального измерения с помощью располагаемого на расстоянии от образца теплопоглощающего экрана, оказывается пренебрежимо малой. Конвективный же теплообмен Q_k можно считать отсутствующим, поскольку эксперимент проводился в условиях вакуума (до 10^{-3} мм рт. ст.).

Таким образом, общее уравнение баланса выделившейся тепловой энергии можно записать в виде

$$Q = Q_t + Q_p + Q_n + Q_k. \quad (7.9)$$

С учетом, что $Q_n \rightarrow 0$ и $Q_k \rightarrow 0$, имеем

$$Q = Q_t + Q_p. \quad (7.10)$$

Входящие в уравнение (7.10) составляющие подлежат экспериментальному определению.

Как вытекает из схемы эксперимента, отвод выделившегося в процессе деформирования тепла за счет теплообмена осуществляется через головки образца в двух направлениях, т.е. поток тепла Q_t разбивается на две составляющие: Q_t^I и Q_t^{II} . По закону Фурье [111], количество тепла, прошедшее через площадку dF за время $d\tau$, составляет

$$Q = \int \int_F -\lambda \frac{dT}{dx} dF d\tau, \quad (7.11)$$

где λ – коэффициент теплопроводности; dT/dx – градиент температур в направлении теплового потока.

Для образца цилиндрической формы с деформируемой в упругопластической области рабочей базой и переходными частями (площадью F), деформируемыми упруго, градиент температуры на этих переходных частях может быть определен, исходя из измерения разности температур ΔT на участке Δx и, в частности, в точках 4 и 2, отстоящих друг от друга примерно на 5 мм (рис. 7.6).

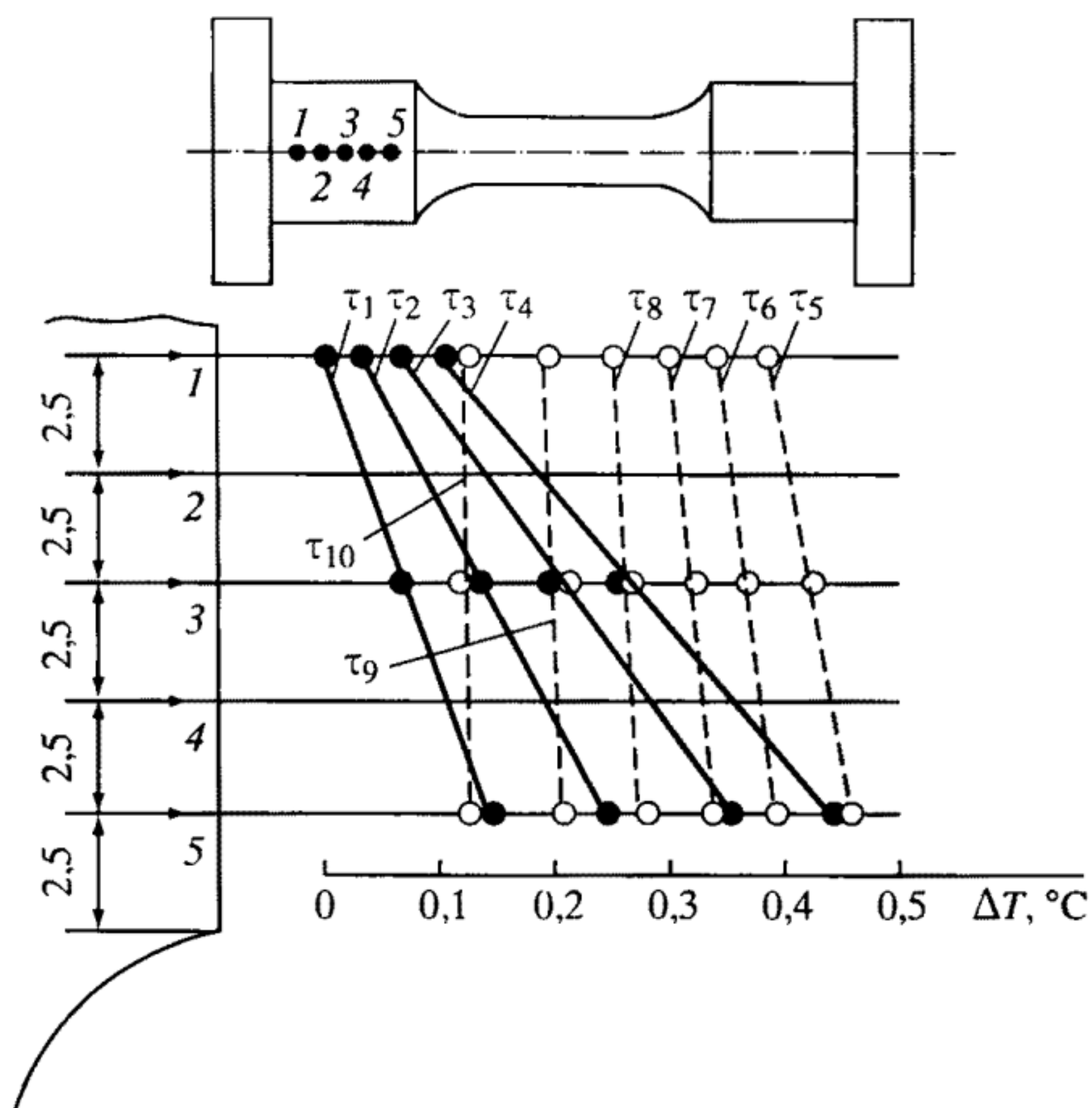


Рис. 7.6. Результаты регистрации изменения температуры образца в его переходной части при активном нагружении (сплошные линии) и при охлаждении после прекращения нагружения (пунктирные линии)

Это возможно благодаря линейности распределения температур на переходной части образца, что подтверждено экспериментально измерением величины температуры разогрева между точками 1–5 (см. рис. 7.6).

Измерения проводились как в процессе активного деформирования (периоды времени τ_1 – τ_4), так и после его прекращения в процессе охлаждения образца (τ_5 – τ_{10}). Из рис. 7.6 видно, что даже на отрезке, включающем точки 1, 3, 5, имеет место линейное распределение температур и при разогреве (сплошные линии), и при охлаждении (пунктирные линии).

Таким образом, измерение разности температур ΔT на участке Δx между точками 2–4, находящимися на отрезке 1–5, позволяет получить значение $\Delta T/\Delta x$, близкое к действительному градиенту температур dT/dx . Принимая, что из-за малости упругих деформаций переходной части образца величины F и Δx можно считать постоянными, количество тепла, выделившегося в процессе пластического деформирования базы образца, и тепла, прошедшего при этом за время τ через правую Q_T^I и левую Q_T^{II} переходные части,

согласно уравнению (7.11), соответственно составит

$$Q_T^I = - \frac{\lambda F_I}{\Delta x_I} \int_0^\tau \Delta T_I d\tau,$$

$$Q_T^{II} = - \frac{\lambda F_{II}}{\Delta x_{II}} \int_0^\tau \Delta T_{II} d\tau, \quad (7.12)$$

а общее количество тепла, отведенного путем теплообмена, –

$$Q_T = Q_T^I + Q_T^{II}. \quad (7.13)$$

Для измерения разности температур в переходных частях образца, а также температуры разогрева его рабочей базы и периферийных областей к образцу приваривали термопары T_1 – T_{10} в точках, показанных на рис. 7.7. Термопары T_1 и T_2 , а также T_3 и T_4 , соединенные по схеме дифференциальной термопары [108], позволяли регистрировать разности температур ΔT_I и ΔT_{II} , входящие в уравнения (7.12). При этом на самопишущем потенциометре осуществлялась непрерывная запись во времени разностей ΔT_I и ΔT_{II} .

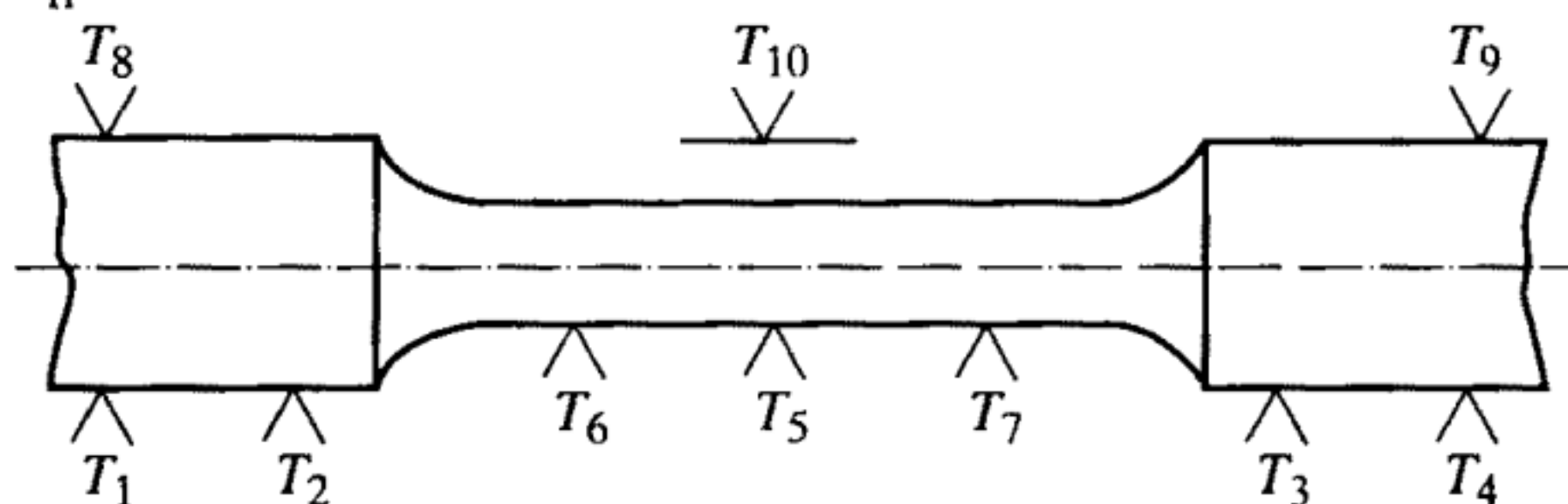


Рис. 7.7. Схема размещения измерительных термопар на образце

Последующее планиметрирование площади под кривой от момента исходного нагружения до момента стабилизации теплового режима ($\Delta T_I = \Delta T_{II} = 0$) позволило получить соответствующие численные значения определенных интегралов по уравнениям (7.12). Температура рабочей зоны образца измерялась с помощью термопар T_5 , T_6 и T_7 (см. рис. 7.6). Первая из этих термопар расположена в центре, а две другие на равных расстояниях от галтелей и центральной термопары.

Примеры регистрации изменения температуры в процессе эксперимента с помощью термопары T_5 и разности температур T_1 – T_2 приведены соответственно на рис. 7.8, а и 7.8, б. Измерения температур термопарами T_5 , T_6 и T_7 (см. рис. 7.7) позволяют определить количество тепла Q_p , затраченное на непосредственный разогрев

образца (увеличение теплосодержания системы) после прекращения теплоотвода от его рабочей базы. В этом случае величина Q_p определяется как [111]:

$$Q_p = C_p V \cdot \rho \cdot \Delta T, \quad (7.14)$$

где ΔT – разность температур деформируемого объема V до и после процесса нагружения (см. рис. 7.8, *а*); C_p – удельная теплоемкость материала; ρ – его плотность. При этом в процессе эксперимента после стабилизации теплового режима наблюдалось практически одинаковое увеличение температуры и на базе образца (регистрировалось термопарами T_5, T_6, T_7 – см. рис. 7.7) и на его переходных частях (определялось по показаниям термопар T_8 и T_9 , которые были расположены напротив наиболее удаленных точек дифференциальных термопар, регистрирующих отвод тепла, т.е. наличие градиента температур). Термопара T_{10} (см. рис. 6,7) регистрировала температуру разогрева экрана, находящегося на некотором расстоянии от образца и служащего для определения количества тепла, отводимого путем излучения (оно оказалось пренебрежимо малым).

Как и в случае статического нагружения, при циклическом упругопластическом деформировании наблюдается выделение тепловой энергии, величина которой может быть зарегистрирована по описанной выше методике. Однако диаграмма изменения градиента температур в переходной части образца при прохождении через нее теплового потока за n циклов имеет иной характер (см. рис. 7.8, *в*), чем при статическом нагружении (см. рис. 7.8, *а*).

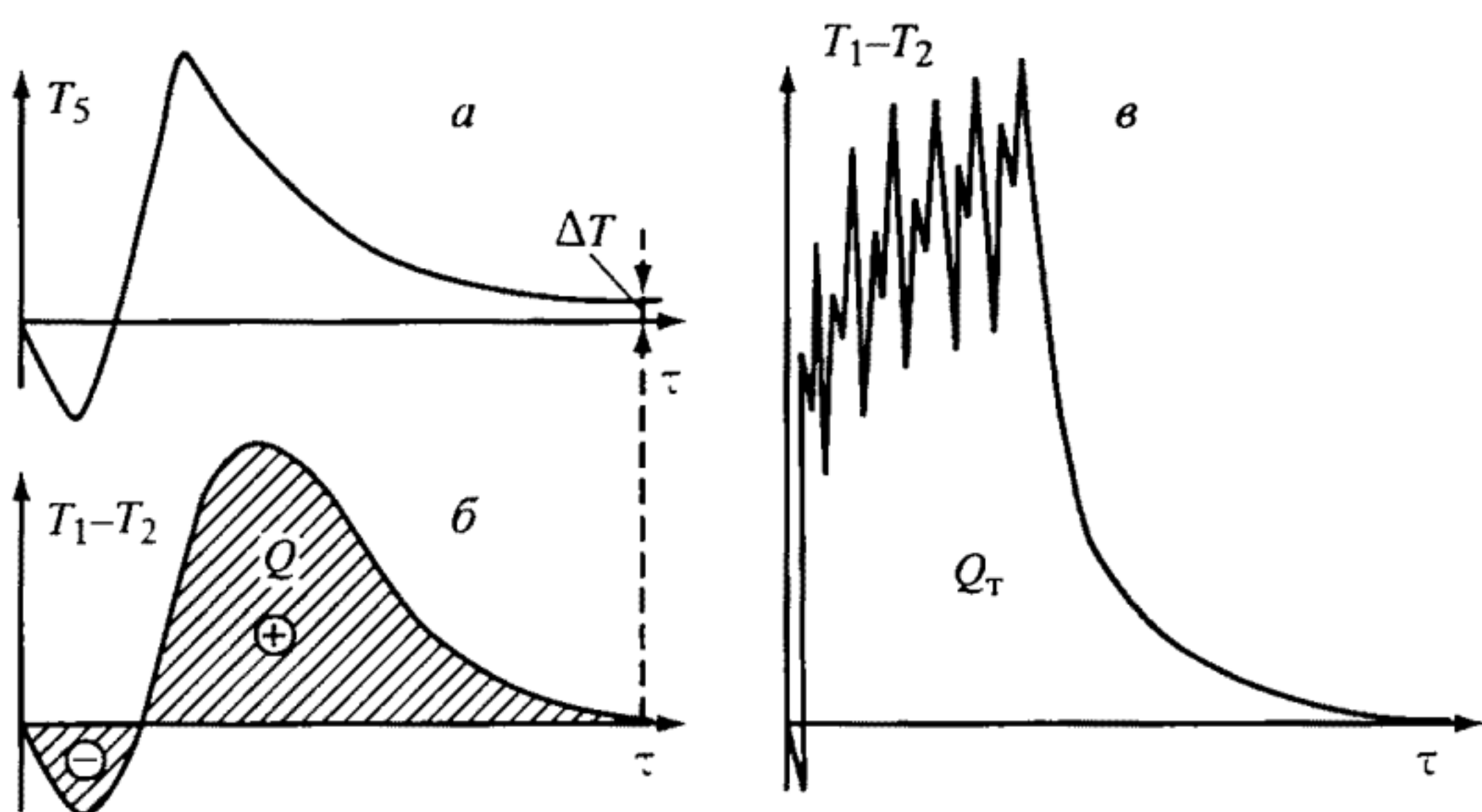


Рис. 7.8. Диаграммы изменения во времени температуры образца (*а*) и разности температур в его переходной части при статическом (*б*) и циклическом (*в*) нагружениях

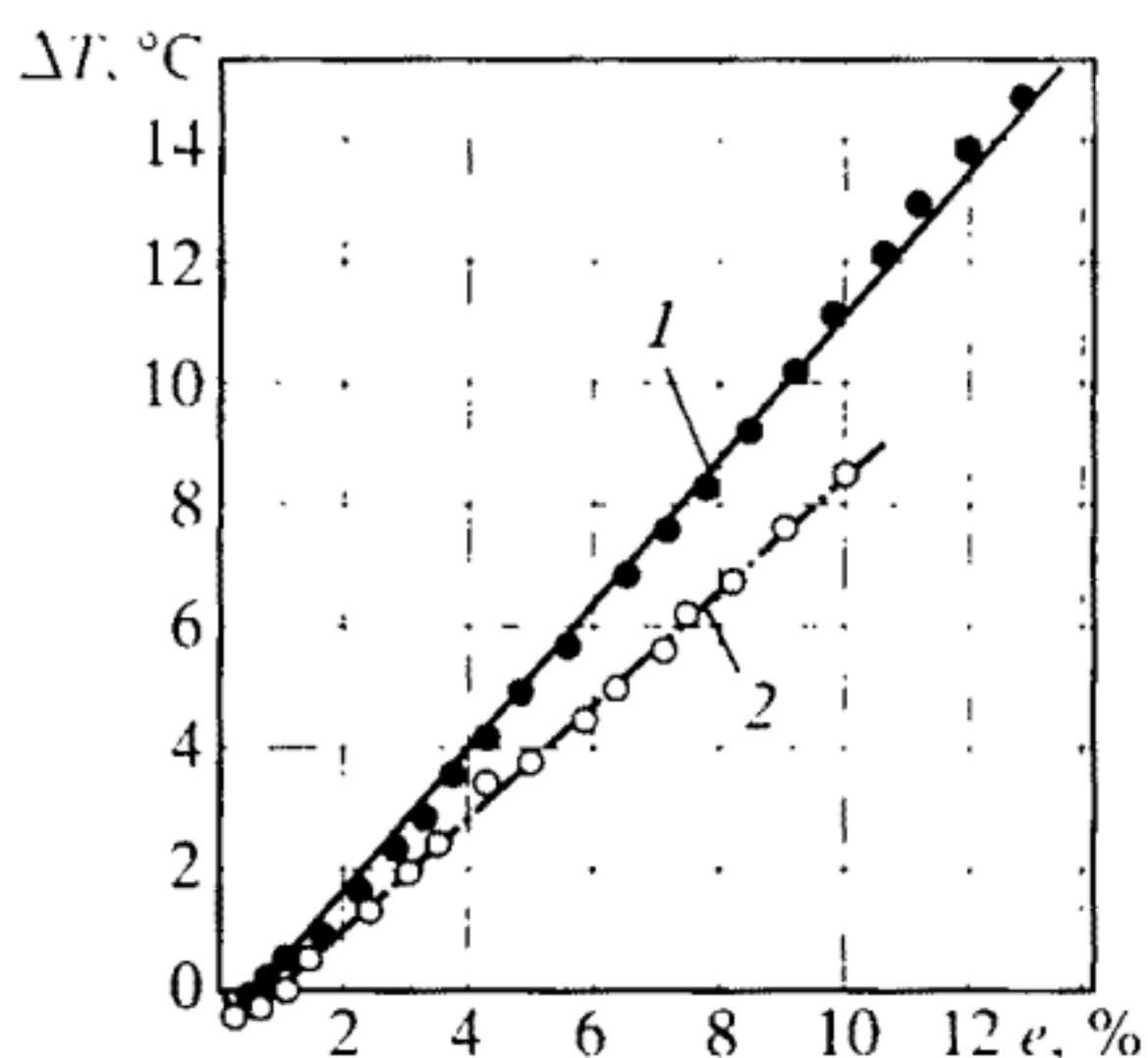


Рис. 7.9. Зависимости температуры разогрева от величины деформации при статическом нагружении образцов из сталей 12Х2МФА (1) и Х18Н10Т (2)

(7.10) установить полную величину тепловой энергии, выделяющейся при статическом или циклическом упругопластическом деформировании.

Величина энергии E , поглощенной материалом в процессе деформирования, определяется как разность входящих в уравнение (7.1) величин затраченной механической энергии A и выделившейся тепловой энергии Q .

С использованием указанного метода были проведены эксперименты по статическому и циклическому упругопластическому деформированию образцов из сталей 12Х2МФА и Х18Н10Т в условиях одноосного растяжения–сжатия. Результаты этих экспериментов показали (рис. 7.9) практически линейное увеличение температуры образца с ростом величины пластической деформации в области равномерного удлинения. Видно, что вслед за уменьшением температуры вследствие исходного упругого деформирования с началом пластической деформации начинается ее линейное увеличение (с некоторым естественным разбросом экспериментальных точек), причем, если эту зависимость представить в виде:

$$\Delta T = K \cdot e_p, \quad (7.15)$$

то величина коэффициента K с учетом незначительного уменьшения температуры вследствие продолжающегося роста упругой деформации [108] оказывается для стали 12Х2МФА (линия 1) равной $K = 1,12 \cdot 10^2$ град · м/м и для стали Х18Н10Т (линия 2) $K = 0,82 \cdot 10^2$ град · м/м. Учитывая, что величина тепловой энергии

В этом случае площадь под кривой будет характеризовать величину тепла, прошедшего через переходную часть образца за время τ , в течение которого осуществлялся процесс циклического деформирования и проходила стадия стабилизации теплового режима после прекращения нагружения.

Рассмотренная схема проведения эксперимента, обеспечивающая количественное определение всех величин, входящих в уравнения (7.12)–(7.14), позволяет в соответствии с зависимостями (7.9) и

при разогреве материала на ΔT градусов определяется зависимостью (7.14), а температура разогрева объема связана с величиной деформации зависимостью (7.15), для элементарного i -го объема V_i с равномерной деформацией e_i можно записать

$$Q_i = C_p \cdot V_i \cdot \rho \cdot K \cdot e_i, \quad (7.16)$$

а суммируя объемы (малые участки) по всей базе образца –

$$\sum_{i=1}^n Q_i = C_p \rho K \sum_{i=1}^n V_i e_i, \quad (7.17)$$

где $\sum_{i=1}^n Q_i$ – суммарная тепловая энергия, выделившаяся в процессе деформирования.

Из зависимости (7.17) вытекает, что при условии правильности принятых выше предпосылок величина отношения

$$\sum_{i=1}^n V_i e_i / \sum_{i=1}^n Q_i = \frac{1}{C_p \rho K} = \eta \quad (7.18)$$

для конкретных материала и условий деформирования есть величина постоянная, равная для стали 12Х2МФА $\eta = 2,48 \cdot 10^{-9} \text{ м}^3/\text{Дж}$, а для стали Х18Н10Т – $\eta = 3,28 \cdot 10^{-9} \text{ м}^3/\text{Дж}$.

Результаты эксперимента по статическому разрыву образцов, выполненному за несколько последовательных этапов, показывают, что значения параметра η , т.е. отношения (7.18), полученные из непосредственных измерений фактических деформаций на малых участках базы и регистрации выделившейся за этап тепловой энергии, близки к расчетной величине η_r [112, 113].

Отсюда можно заключить, что изложенные выше положения о связи между выделяющейся тепловой энергией при пластическом деформировании материала и величиной деформации равномерны, и на их основе может быть вычислена величина удельной тепловой энергии, выделяющейся в зоне разрушения.

В рассматриваемых экспериментах по величине истинной логарифмической деформации в шейке образцов при их статическом разрыве $e_{\text{ш}}$ с использованием зависимости (7.16) можно вычислить значения удельной тепловой энергии в зоне разрушения (в шейке). Используя экспериментальные данные по величине удельной механической энергии в зоне шейки при разрушении $A_{\text{ш}}^*$ и выделившейся там же тепловой энергии $Q_{\text{ш}}^*$, а также уравнение (7.1), можно получить значения удельной поглощенной энергии в зоне разрушения, которые для исследуемых сталей 12Х2МФА и

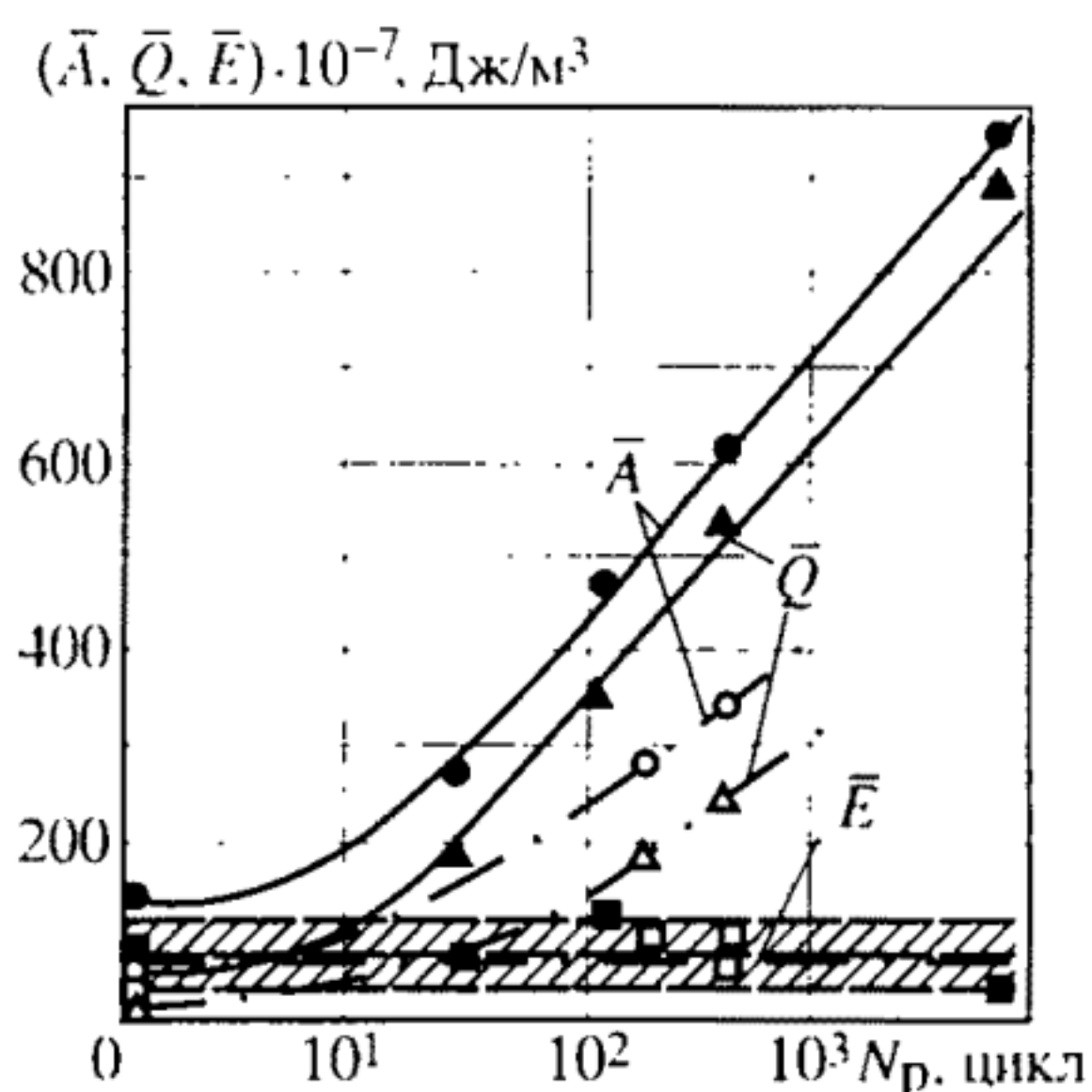


Рис. 7.10. Зависимости составляющих удельной энергии при различных долговечностях в условиях жесткого нагружения сталей 12Х2МФА (сплошные линии и темные значки) и Х18Н10Т (штрихпунктирные линии и светлые значки)

с различной долговечностью приведены на рис. 7.10, из которого следует, что с ростом долговечности N_p при увеличении первых двух составляющих, \bar{A} и \bar{Q} , удельная поглощенная энергия \bar{E} во всем исследованном диапазоне N_p , а также при статическом разрыве для обоих материалов с некоторым разбросом остается практически на постоянном уровне. При этом следует отметить также, что ее величина достаточно близка к величине удельной энергии разрушения материалов \bar{A}_p [114], которая, в частности, для железа составляет $101,5 \cdot 10^7$ Дж/м³.

7.4. Оценка характеристик тепловыделения при повышенных частотах

Испытания проводились на автоматизированной испытательной системе фирмы MTS с электрогидравлическим силовозбуждением.

Принципиальная схема этой системы (рис. 7.11) состоит из силового элемента, цепей обратной связи и сигнала рассогласования, блока сравнения и образца. Усилие на образце возбуждается гидравлическим цилиндром (17), подача рабочей жидкости под давлением регулируется сервоклапаном (14). Поведение сервоклапана

Х18Н10Т при статическом разрыве равны соответственно: $E_{ш}^3 = 75,3 \cdot 10^7$ и $\bar{E}_{ш}^3 = 19,1 \cdot 10^7$ Дж/м³.

При циклическом нагружении удельная механическая энергия \bar{A} определится суммой площадей диаграмм деформирования во всех циклах нагружения. Удельная тепловая энергия \bar{Q} по известным величинам циклической пластической деформации e_p , коэффициента K и числу полуциклов нагружения может быть подсчитана по уравнению типа (7.16). Удельная поглощенная энергия \bar{E} составит их разность.

Вычисленные таким образом значения \bar{A} , \bar{Q} и \bar{E} для образцов испытанных материалов

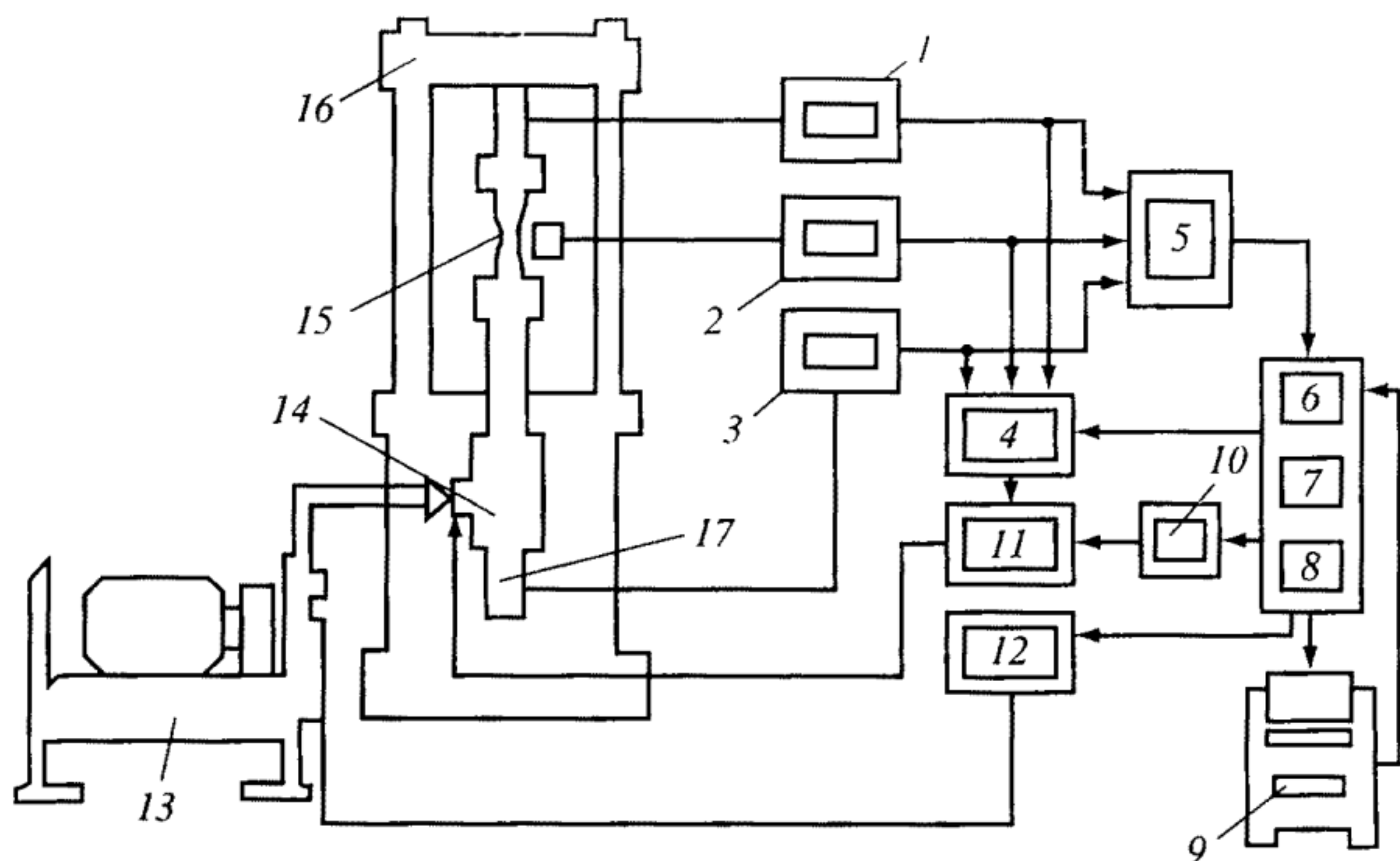


Рис. 7.11. Схема автоматизированной испытательной системы с электрогидравлическим силовозбуждением

1 - динамометр; 2 - деформометр; 3 - датчик перемещений; 4 - селектор обратной связи; 5 - аналого-цифровой преобразователь; 6 - процессор; 7 - программный блок выбора канала управления; 8 - выход программы; 9 - телетайп; 10 - цифро-аналоговый преобразователь; 11 - блок сравнения; 12 - цепь блокировки; 13 - насосная станция; 14 - сервоклапан; 15 - образец; 16 - станина; 17 - гидроцилиндр

является функцией предварительно усиленного сигнала рассогласования, возникающего в блоке сравнения (11) при наличии разности между сигналом программы и сигналом, поступающим от первичного преобразователя (датчика) в канале, по которому ведется управление.

Выбор канала управления производят с помощью селектора обратной связи (4), автоматически осуществляющего перекоммутацию блоков в соответствии с выбранной переменной (нагрузкой, деформацией, перемещением или температурой). Схема управления машины оперирует с электрическими сигналами, изменяющимися в определенном диапазоне (обычно от 0 до + 10 В) пропорционально измеряемой первичным преобразователем (датчиком) физической переменной. Эта особенность обеспечивает возможность компоновать испытательную машину из набора стандартных, электрически совместимых блоков - модулей и создает основу для включения в систему управляющего компьютера при испытаниях с оценкой тепловыделения.

Основной характеристикой, определяющей способность испытательной системы реализовать заданный режим (по нагрузке,

деформации, перемещению или температуре) в пределах заранее обусловленной величины погрешности, является зависимость между амплитудой и частотой перемещения активного захвата по параметру нагрузки. Такая амплитудно-частотная характеристика испытательной системы определяется скоростью срабатывания самого "медленного" звена в схеме управления – сервоклапана. При проведении данных испытаний для имевшихся образцов при пластической деформации до 0,4% были реализованы частоты до 70 Гц.

Особенностью испытаний являлось условие обеспечения постоянства величины размаха пластической деформации Δe_p – петли упругопластического гистерезиса (рис. 7.12) в ходе нагружения на данной частоте. Петля упругопластического гистерезиса записывалась на самописце при низкой частоте (0,1 Гц). При увеличении частоты падение физической переменной (напряжение, деформация или перемещение) компенсировалось по осциллографу и контролировалось с компенсацией в ходе испытания.

При мягком режиме нагружения поддерживается постоянной величина размаха напряжений. При такой схеме нагружения величина размаха пластической деформации Δe_p изменяется в ходе испытания вследствие упрочнения (разупрочнения) материала образца и повышения его температуры. Этот недостаток устраняется при жестком режиме нагружения, когда поддерживается постоянным размах упругопластических деформаций Δe . Нагружение при такой схеме начинается при наличии определенной величины напряжения (точка А, рис. 7.12), и для материала со стабилизирующей петлей в соответствующем диапазоне температур можно получить постоянную величину пластической деформации Δe_p . Для разупрочняющегося материала пластическая составляющая Δe_p полного размаха деформации Δe будет возрастать, но меняться в значительно меньших пределах, чем при мягком нагружении.

Испытания при управлении по перемещениям близки к жесткому режиму нагружения и его можно осуществлять, предварительно подобрав необходимую величину размаха пластической деформации Δe_p .

При первоначальном нагреве образца перед началом нагружения следует провести компенсацию величин нагрузок, деформаций, перемещений, вызванных этим нагревом.

При исследовании эффекта саморазогрева образца в процессе циклического деформирования с повышенными частотами осевое знакопеременное упругопластическое нагружение образцов растяжением–сжатием осуществлялось также на модернизированной испытательной установке типа МИР-СМ (см. гл. 6, рис. 6.4). Дан-

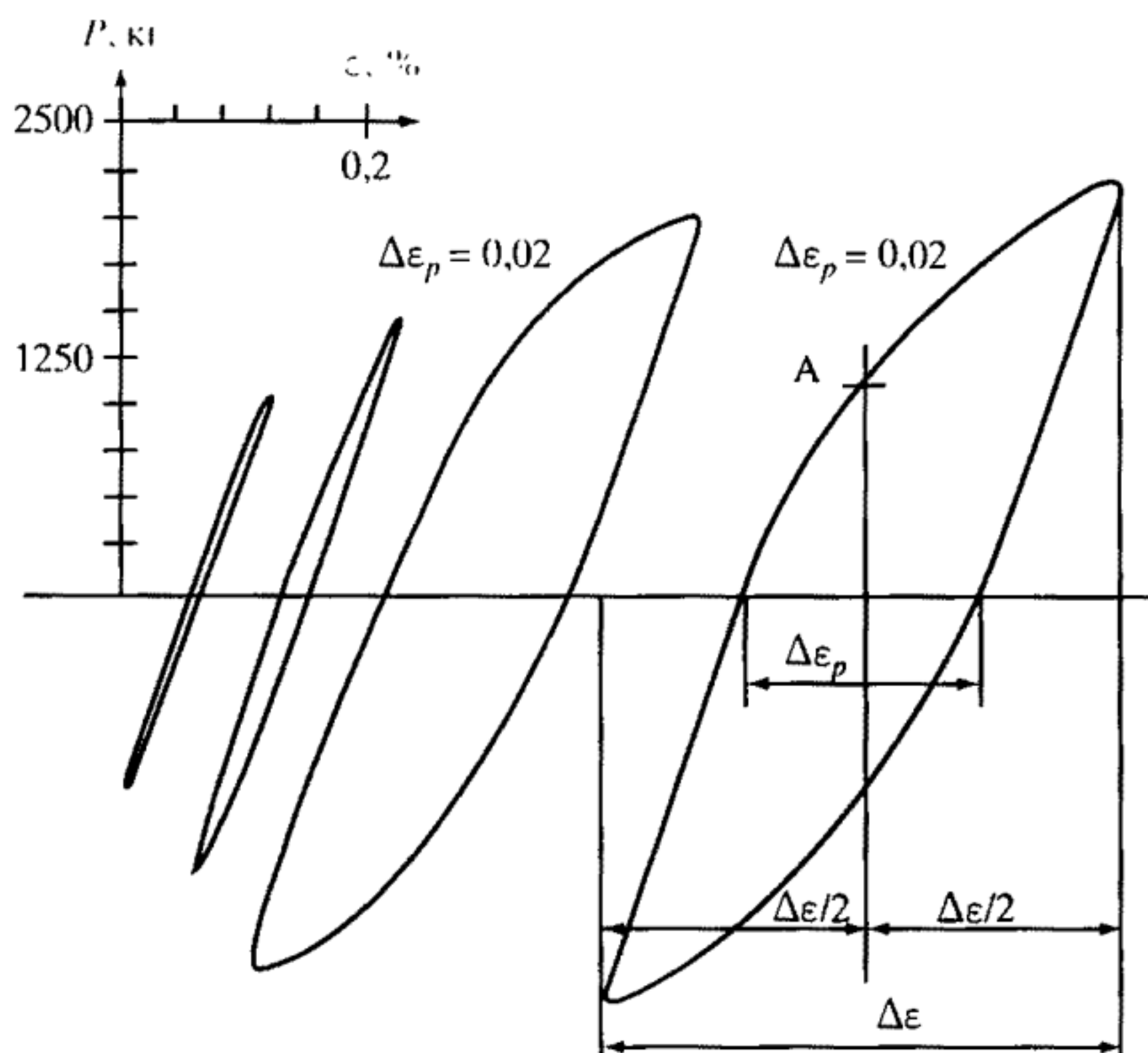


Рис. 7.12. Примеры регистрации петель пластического гистерезиса

ная установка осуществляет нагружение образцов с фиксированной частотой 25 Гц и способна создавать динамическую нагрузку до 50 кН. Осевое знакопеременное нагружение образца осуществляется с помощью упругих трансформаторов, преобразующих крутильные колебания в продольные перемещения. Высокочастотная нагрузка создается путем закручивания одного из таких упругих трансформаторов кривошипным возбудителем динамических перемещений, обладающим способностью плавного регулирования эксцентриситета в процессе работы.

Для проведения испытаний в области высоких температур эта установка оснащена системой радиационного нагрева образца (см. рис. 6.5). Форма испытуемого образца принята трубчатой, что повышает его устойчивость и позволяет расположить внутри него стержневой нагреватель. Регистрирующий самопишущий потенциометр с платино-платинородисвыми или хромель-алюмелевыми термопарами, привариваемыми точечной сваркой к поверхности образца, обеспечивал измерение температур и тепловыделения в процессе нагружения.

В рассматриваемых экспериментах режим нагружения, воспроизводимый на установке, имел промежуточный между мягким и жестким режимами нагружения характер с учетом проявления тепловых деформаций. Указанное обстоятельство обусловлено тем, что первоначально задавался фиксированный эксцентриситет

тет силовозбудителя, который в продолжение каждого испытания относительно малой продолжительности не изменялся.

В связи с этим деформационная способность образца определялась жесткостью нагружающей системы установки и жесткостью образца, а также температурой рабочей части образца. Если жесткость нагружающей системы в процессе испытаний оставалась постоянной, то жесткость образца в связи с повышением температуры изменялась, обуславливая изменение величины действующей нагрузки. На последнюю в процессе эксперимента оказывало также влияние и проявление известных, рассмотренных в главах 3–5 эффектов циклического упрочнения или разупрочнения материала в зависимости от его циклических свойств.

В результате в процессе эксперимента с помощью системы оптического силоизмерения регистрировалась величина действующей на образец нагрузки, как результат интегрального воздействия рассмотренных выше факторов. Эта величина синхронно отмечалась и на диаграммах регистрации повышения температуры образца. Следует заметить, что в целом этот эффект изменения действующей нагрузки был относительно мал и не превышал среднюю величину усилия более, чем на 15–20%.

Температура саморазогрева образцов в процессе их циклического упругопластического деформирования измерялась и регистрировалась с помощью самопишущих потенциометров, соединенных с двумя привариваемыми к ним точечной сваркой термопарами (рис. 7.13). На зарегистрированных таким образом диаграммах (рис. 7.14) восходящая с началом нагружения линия характеризует участок повышения температуры (от уровня комнатной или предварительно повышенной) с нанесенными на него соответствующими фиксирующими отметками о действующей в

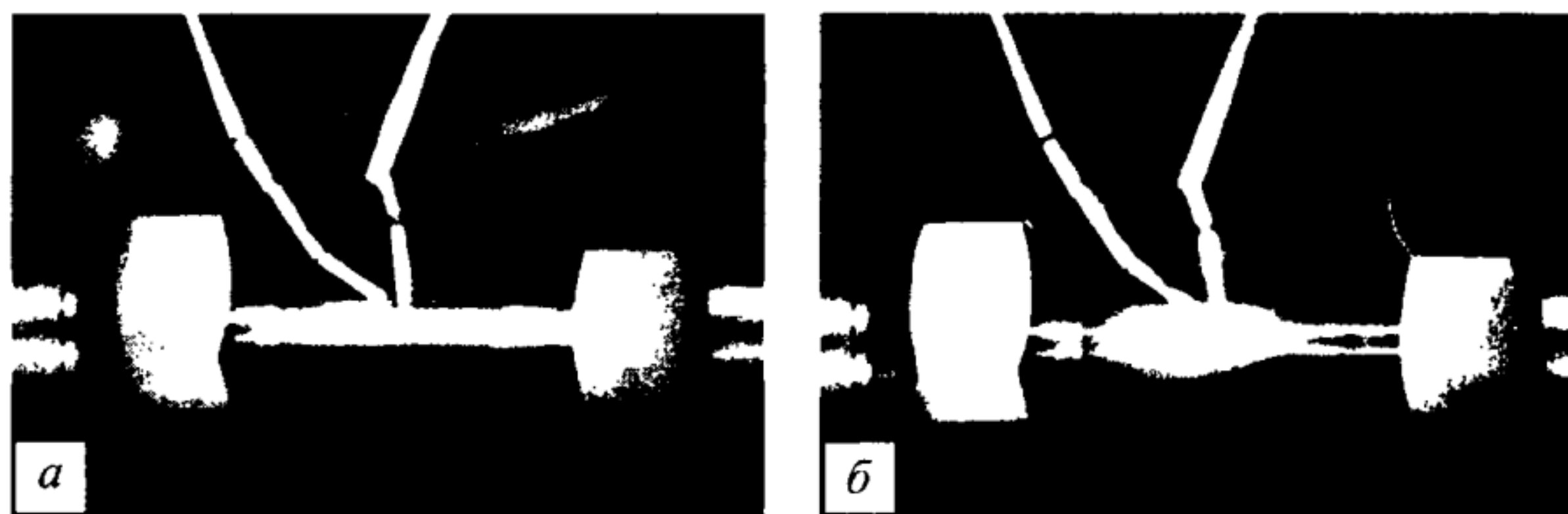


Рис. 7.13. Измерение температуры саморазогрева образца с помощью привариваемых термопар: в исходном состоянии при $t_0 = 20^\circ\text{C}$ (а), в процессе циклического упругопластического деформирования при максимальном разогреве $t_{\text{max}} = 940^\circ\text{C}$ (б)

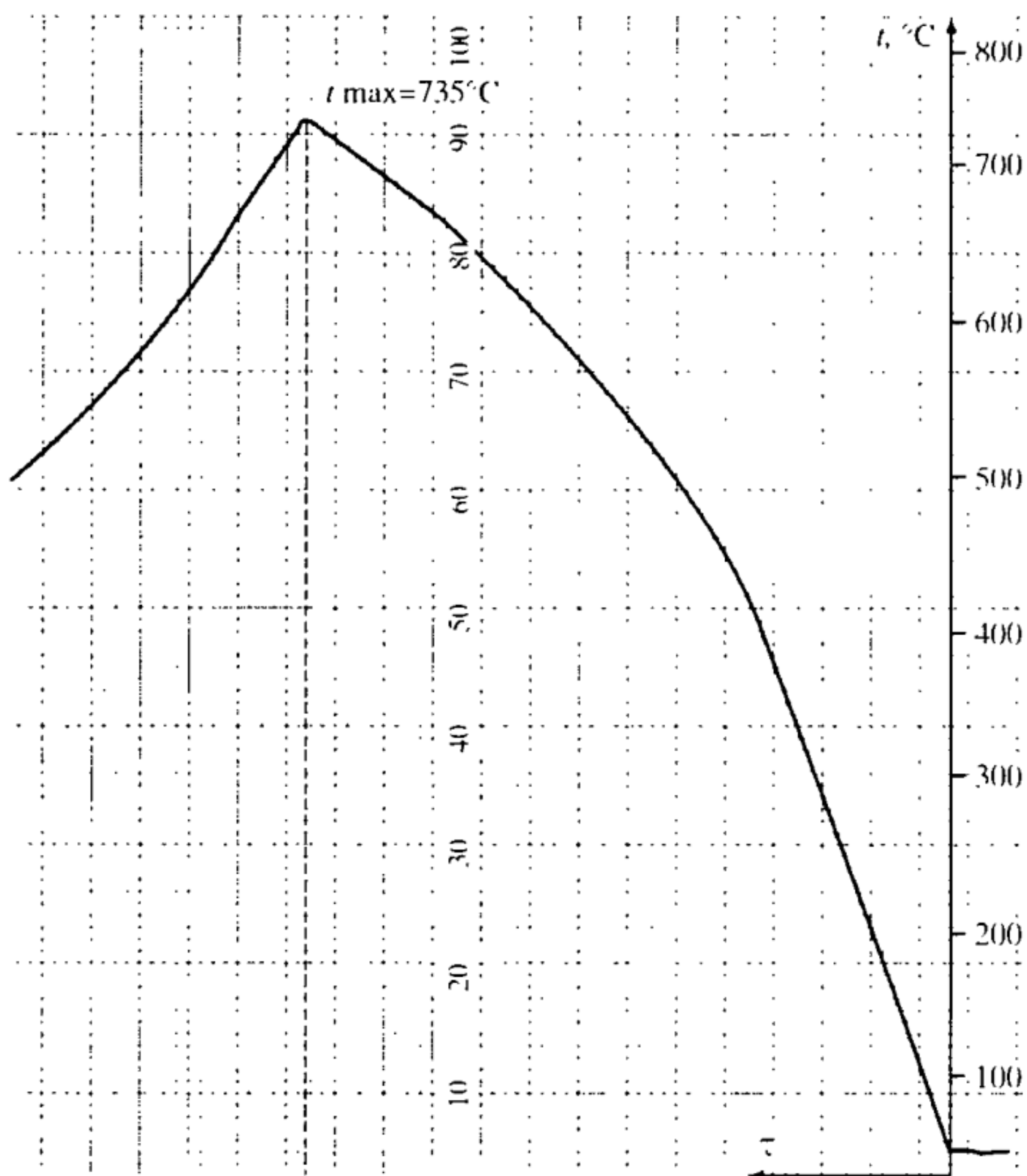


Рис. 7.14. Диаграмма саморазогрева образца из стали X18H10T по параметру времени нагружения ($N_p = 2325$ цикл.; $\tau_p = 93$ с)

данный момент времени нагрузке (напряжениях). После разрушения образца при числе циклов N_p и времени τ_p ниспадающая линия характеризует участок его охлаждения по времени от максимально достигнутой температуры саморазогрева t_{\max} .

Кроме того, разогрев образца регистрировался с помощью термовизионной системы, осуществляющей преобразование излучаемых образцом тепловых лучей после их прохождения через приемную камеру в визуально наблюдаемое на телевизионном экране приемника изображение. Регистрируемая таким образом картина в зависимости от своей плотности характеризует величину температуры поверхности образца и повышает свою яркость с ее ростом. Изображение с экрана приемника синхронно с измерением температуры термопарами регистрировалось с помощью фотонасадки на негативную фотопленку и затем анализировалось по позитивным фотоснимкам.

Эксперименты осуществлялись как при исходной комнатной температуре образца, так и при исходной повышенной (для образца из стали X18H10T $t_0 = 600\text{ }^{\circ}\text{C}$). В последнем случае исходный нагрев образца осуществляли по описанной выше методике за счет расположенного внутри него нагревателя (см. рис. 6.5). После достижения заданного уровня исходной температуры образец выдерживался при ней определенное время до стабилизации температурных условий, а затем система поддержания (регулирования) температуры выключалась и начиналось его механическое нагружение с увеличением температуры от заданного исходного уровня.

Как и в предыдущих случаях, испытания проводились на следующих типах материалов: аустенитной нержавеющей стали X18H10T, низколегированной хром-молибден-ванадиевой стали 12X2МФА, сплаве ЭИ-698 и жаропрочном никелевом сплаве ЭИ-437Б. Форма образцов и их рабочей части принималась, исходя из конструктивных особенностей установки в виде трубчатого и сплошного цилиндров, как и в экспериментах, описанных в разделе 7.1 (см. рис. 7.2).

Как упоминалось выше, исходная температура при испытаниях была комнатной и повышенной. В частности, для стали X18H10T $t_0 = 600\text{ }^{\circ}\text{C}$ (рис. 7.15), а для сплава ЭИ-437Б – $t_0 = 750\text{ }^{\circ}\text{C}$.

Результаты экспериментов представлялись в виде оригинальных диаграмм регистрации температуры саморазогрева образцов во времени (см. рис. 7.14, 7.15) с последующим их анализом и обработкой. Сводные данные для 11 испытанных образцов сведены в табл. 7.1.

Серия экспериментов с исходной повышенной температурой показала, что для стали X18H10T при $t_0 = 600\text{ }^{\circ}\text{C}$ и увеличении дей-

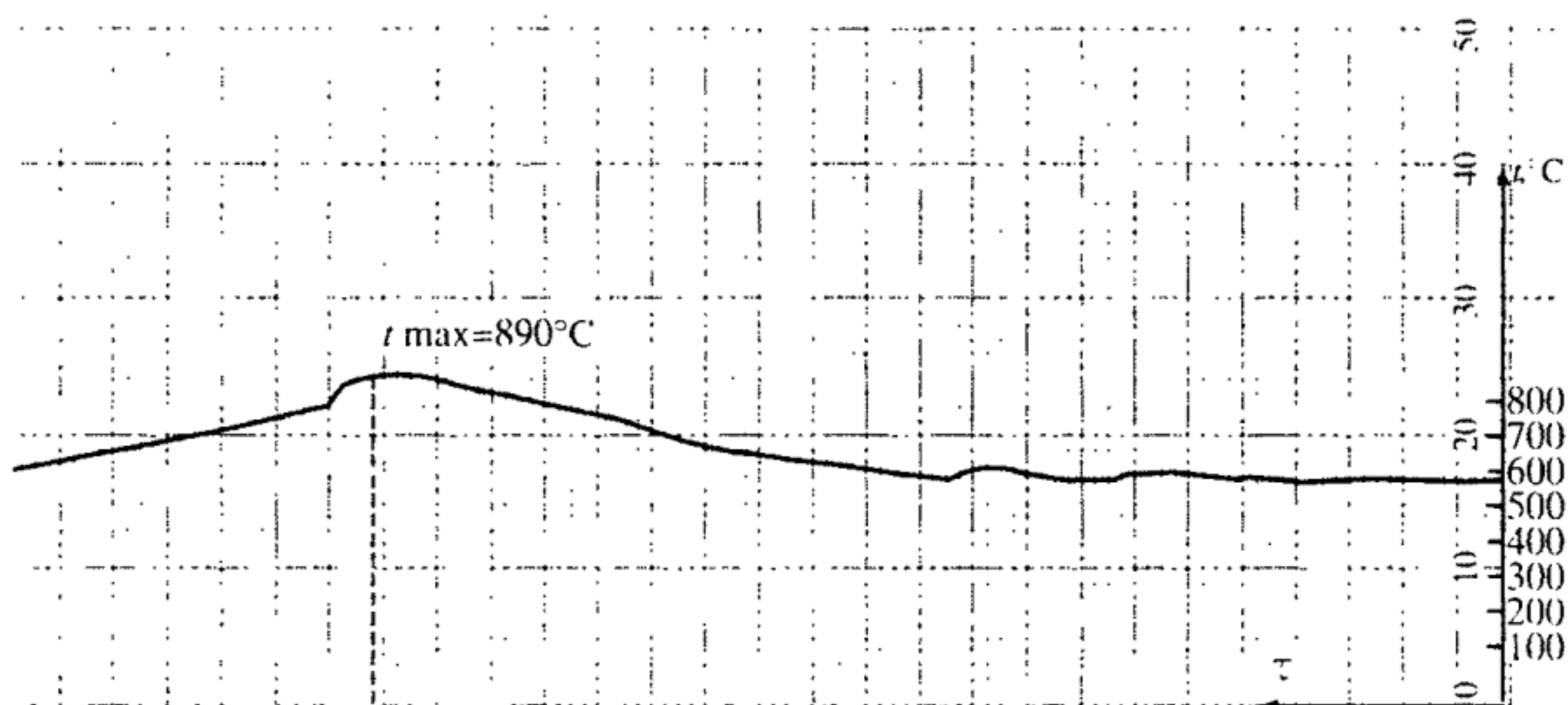


Рис. 7.15. Диаграмма саморазогрева обр. 1 из стали X18H10T от исходной температуры $t_0 = 600\text{ }^{\circ}\text{C}$ при возрастающей амплитуде нагружения ($\tau_p = 143\text{ с}$)

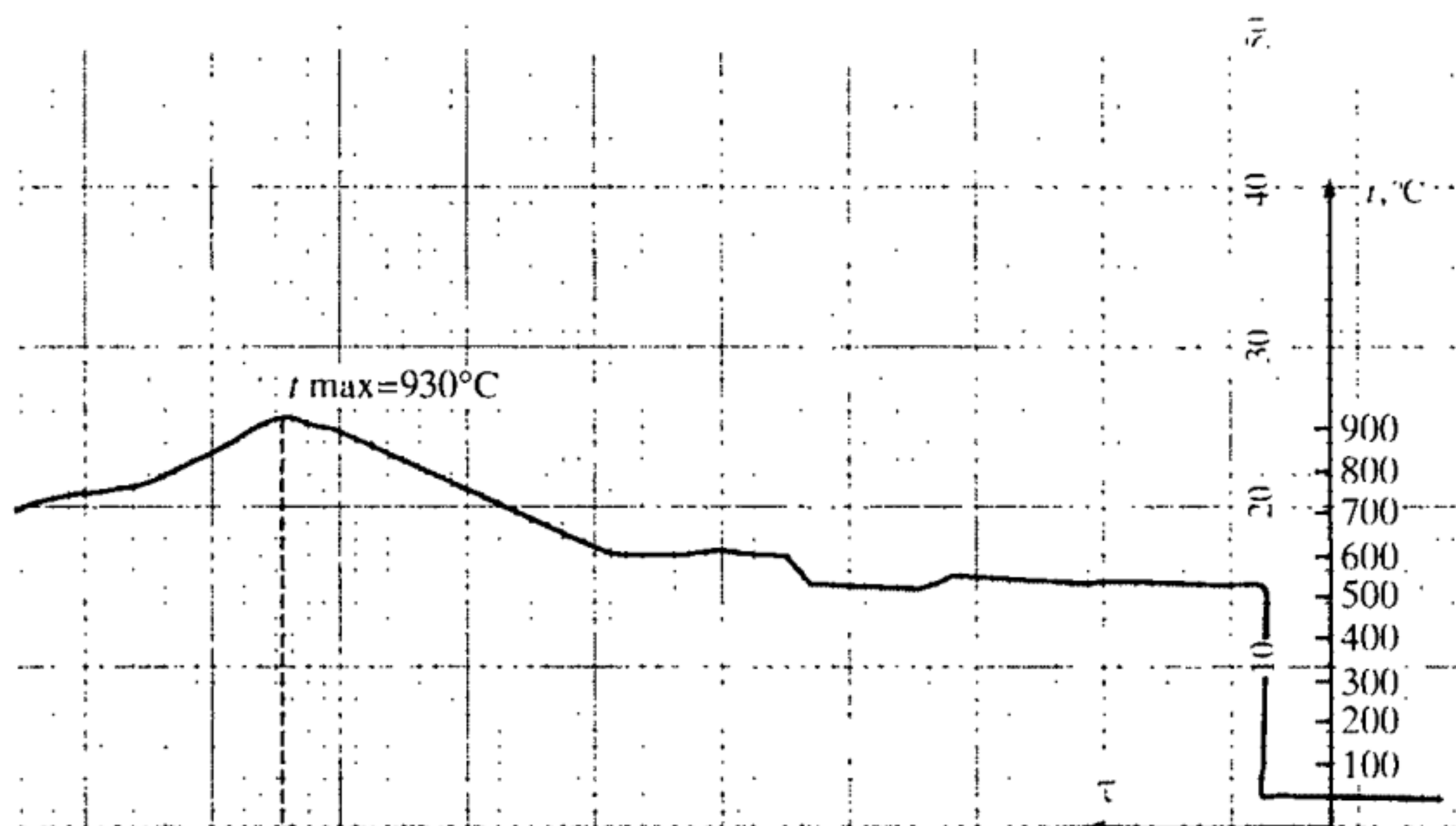


Рис. 7.16. Диаграмма саморазогрева обр. 2 из стали X18H10T от исходной температуры $t_0 = 600$ °C при постоянной амплитуде нагружения ($\tau_p = 35$ с, $N_p = 880$ цикл.)

ствующих напряжений от 0 до 240 МПа (причем последняя величина была достигнута лишь за четверть долговечности от общего числа циклов нагружения) его температура повысилась на $\Delta t = 290$ °C и составила величину $t_{\max} = 890$ °C (см. рис. 7.15). Время нагружения в этом случае составило $\tau_p = 143$ с и число циклов до разрушения — $N_p = 3575$ циклов.

Нагружение подобного образца в аналогичных условиях, но с полным размахом напряжений от начала нагружения (рис. 7.16) показало меньшую долговечность ($\tau_p = 35$ с, $N_p = 880$ цикл.) и больший разогрев на $\Delta t = 330$ °C с достижением максимальной зарегистрированной температуры $t_{\max} = 930$ °C.

Амплитуда напряжений в этом случае в начале нагружения (при исходной температуре $t_0 = 600$ °C) составляла $\sigma_a = 250$ МПа и перед разрушением при наибольшей полученной температуре упала до $\sigma_a = 200$ МПа, что связано с повышением температуры и снижением в связи с этим сопротивления деформациям (уменьшением действующей нагрузки при одинаковых размахах деформаций), а также с проявлением эффектов циклического разупрочнения с ростом числа циклов нагружения.

При нагружении в течение $\tau = 68$ с ($N = 1700$ цикл.) образца из сплава ЭИ-437Б при исходной температуре $t_0 = 600$ °C и напряжениях $\sigma_a = 350$ МПа (рис. 7.17, а) не показало увеличения температуры в результате саморазогрева, поскольку напряжения на этой

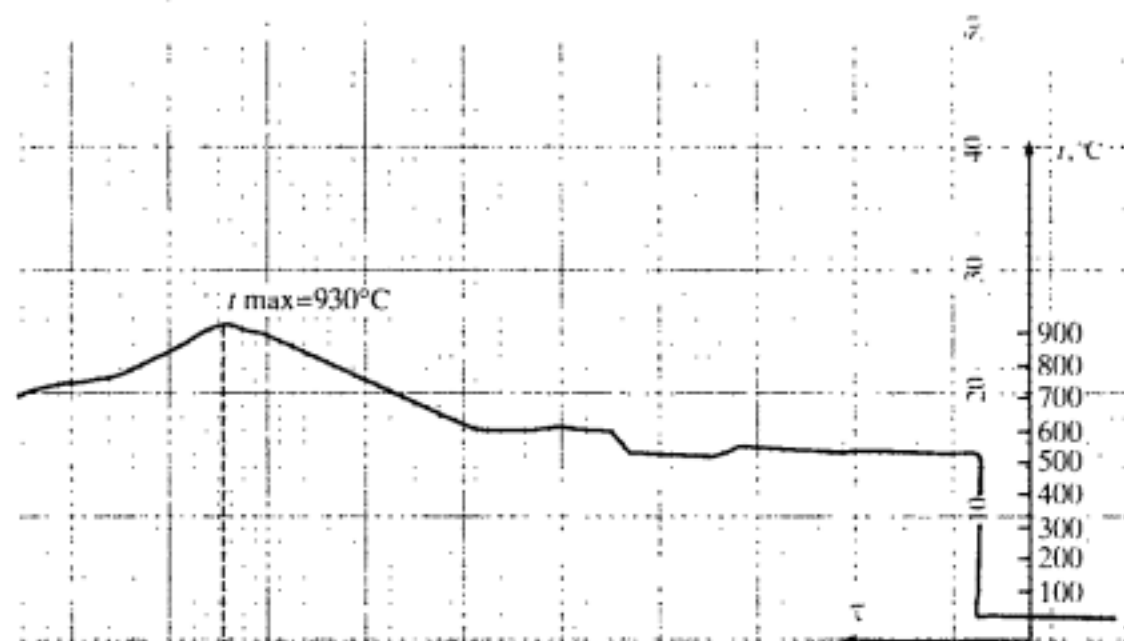


Рис. 7.16. Диаграмма саморазогрева обр. 2 из стали X18H10T от исходной температуры $t_0 = 600^\circ\text{C}$ при постоянной амплитуде нагружения ($\tau_p = 35$ с, $N_p = 880$ цикл.)

ствующих напряжений от 0 до 240 МПа (причем последняя величина была достигнута лишь за четверть долговечности от общего числа циклов нагружения) его температура повысилась на $\Delta t = 290^\circ\text{C}$ и составила величину $t_{\max} = 890^\circ\text{C}$ (см. рис. 7.15). Время нагружения в этом случае составило $\tau_p = 143$ с и число циклов до разрушения — $N_p = 3575$ циклов.

Нагружение подобного образца в аналогичных условиях, но с полным размахом напряжений от начала нагружения (рис. 7.16) показало меньшую долговечность ($\tau_p = 35$ с, $N_p = 880$ цикл.) и больший разогрев на $\Delta t = 330^\circ\text{C}$ с достижением максимальной зарегистрированной температуры $t_{\max} = 930^\circ\text{C}$.

Амплитуда напряжений в этом случае в начале нагружения (при исходной температуре $t_0 = 600^\circ\text{C}$) составляла $\sigma_a = 250$ МПа и перед разрушением при наибольшей полученной температуре упала до $\sigma_a = 200$ МПа, что связано с повышением температуры и снижением в связи с этим сопротивления деформациям (уменьшением действующей нагрузки при одинаковых размахах деформаций), а также с проявлением эффектов циклического разупрочнения с ростом числа циклов нагружения.

При нагружении в течение $\tau = 68$ с ($N = 1700$ цикл.) образца из сплава ЭИ-437Б при исходной температуре $t_0 = 600^\circ\text{C}$ и напряжениях $\sigma_a = 350$ МПа (рис. 7.17, а) не показало увеличения температуры в результате саморазогрева, поскольку напряжения на этой

Таблица 7.1. Сводные данные о результатах испытаний образцов

№ образца	Материал образца	Тип образца, размеры, мм	Условия нагружения	$t_{\max}, ^\circ\text{C}$	$\tau_p, \text{с}$	N_p , цикл	Разогрев, $t_{\max}, ^\circ\text{C}$	$\sigma_{a, \max}, \text{МПа}$	$\sigma_{a, p}, \text{МПа}$	Примечание
1	Сталь X18H10T	Трубчатый, $18 \times 21 \times 55$	Увеличение σ_a от $\sigma_a = 0$ до $\sigma_a = \sigma_{a, \max}$	600	$\tau = 143$ $\tau_{\max} = 69$	$N = 3575$ $N_{\max} = 1525$	890	240	240	—
2	Сталь X18H10T	Трубчатый, $18 \times 21 \times 55$	Нагружение с $\sigma_a = \sigma_{a, \max}$	600	35,0	880	930	250	190	—
3	Сталь X18H10T	Трубчатый, $18 \times 21 \times 55$	Нагружение с $\sigma_a = \sigma_{a, \max}$	30	122	3055	770	285	235	—
4	Сталь 12X2MФА	Трубчатый, $18 \times 20 \times 55$	Нагружение с $\sigma_a = \sigma_{a, \max}$	25	51	1275	410	565	475	Разрушение в 8,0 мм от термопары
5	Сплав ЭИ-437Б	Трубчатый, $18 \times 21 \times 55$	Нагружение с $\sigma_a = \sigma_{a, \max}$	$\frac{600}{750}$	$\tau_a = 143$ $\tau_p = 69$	$\frac{N_t = 1700}{N_p = 3725}$	$\frac{600}{940}$	$\frac{345}{425}$	$\frac{-}{390}$	—
6	Сталь X18H10T	Трубчатый, $18 \times 21 \times 55$	Нагружение с $\sigma_a = \sigma_{a, \max}$	50	93	2325	735	285	235	Разрушение в 1,5 мм от термопары

Таблица 7.1 (окончание)

№ образца	Материал образца	Тип образца, размеры, мм	Условия нагружения	$t_{\text{исп}}, ^\circ\text{C}$	$\tau_p, \text{с}$	N_p , цикл	Разогрев, $t_{\text{раз}}, ^\circ\text{C}$	$\sigma_{\text{амп}}, \text{МПа}$	$\sigma_{\text{ср}}, \text{МПа}$	Примечание
7	Сталь Х18Н10Т	Трубчатый, 18×21×55	Нагружение с $\sigma_a = \sigma_{a \text{ max}}$	20	85	2120	680	—	—	Разрушение в 5,0 мм от термопары
8	Сталь 12Х2МФА	Сплошной, 10×30	Нагружение с $\sigma_a = \sigma_{a \text{ max}}$	20	27	670	705	375	305	—
9	Сталь Х18Н10Т	Трубчатый, 18×21×55	Нагружение с $\sigma_a = \sigma_{a \text{ max}}$	20	$\tau_1 = 285$ $\tau_{11} = 141$ $\tau_2 = 426$	$N_1 = 7125$ $N_2 = 3225$ $N_2 = 10650$	$\frac{480}{455}$	—	—	—
10	Сталь Х18Н10Т	Трубчатый, 18×21×55	Нагружение с $\sigma_a = \sigma_{a \text{ max}}$	20	48	1200	630	310	250	Разрушение в 5,0 мм от термопары
11	Сталь Х18Н10Т	Трубчатый, 18×21×55	Нагружение с $\sigma_a = \sigma_{a \text{ max}}$	20	103	2575	735	330	250	—

Примечание. В случае применения дробей отражены данные испытаний образца в два этапа.

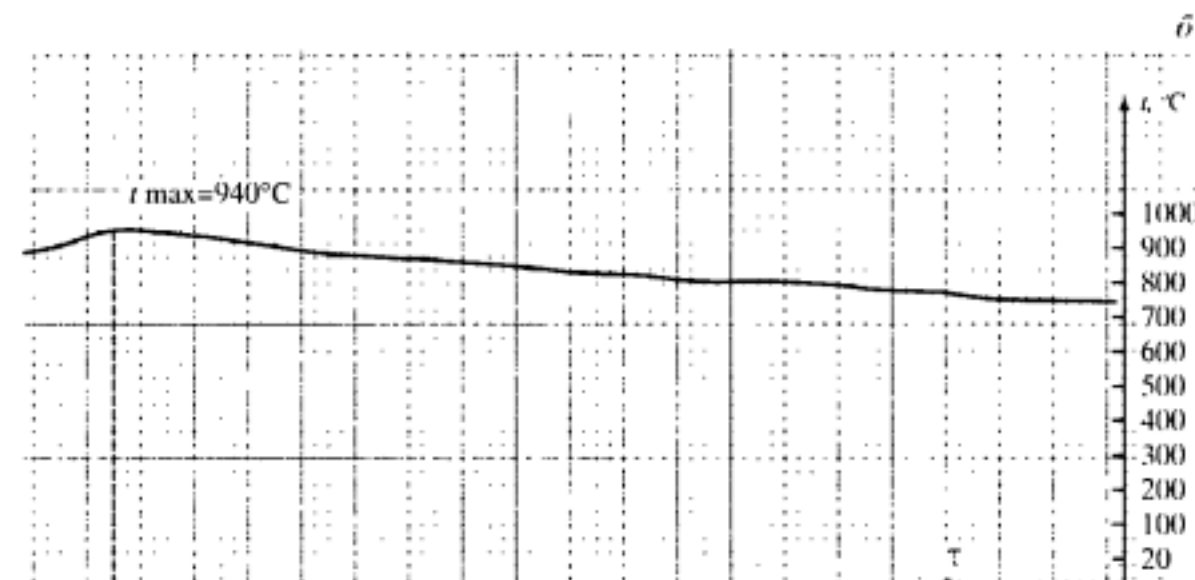
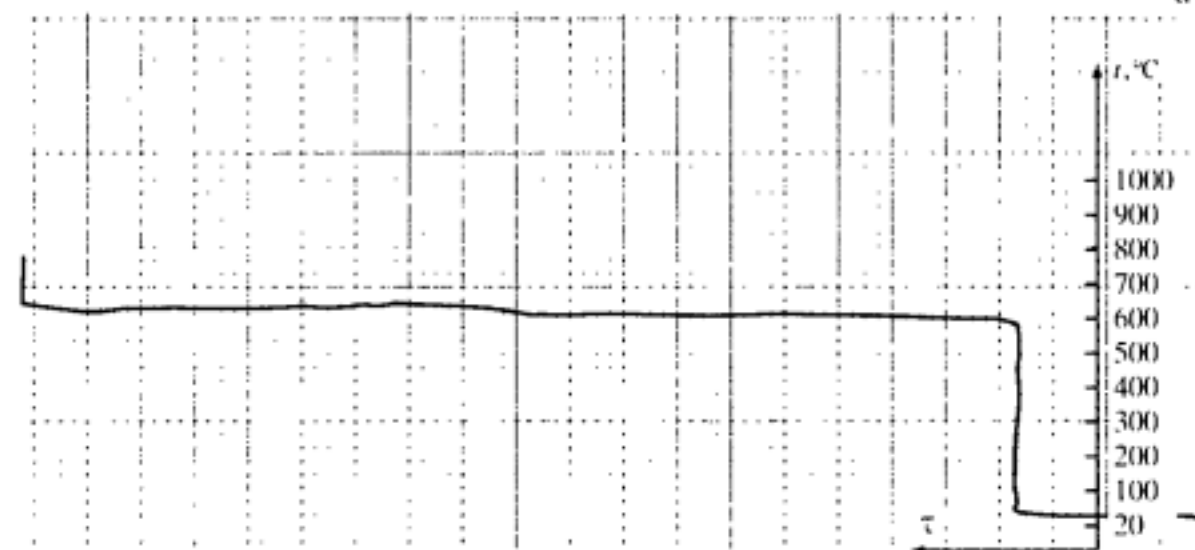


Рис. 7.17. Диаграмма саморазогрева образца из сплава ЭИ-437Б

а – от $t_0 = 600 ^\circ\text{C}$ при $\sigma_a = 350 \text{ МПа}$, $\tau = 35 \text{ с}$, $N = 1700$ цикл.; б – от $t_0 = 750 ^\circ\text{C}$ при $\sigma_a = 435 \text{ МПа}$, $\tau_p = 149 \text{ с}$

стадии нагружения были ниже предела упругости и пластические макродеформации в связи с этим отсутствовали. Подъем исходной температуры на этом образце до $t_0 = 750 ^\circ\text{C}$ и увеличение амплитуды напряжений до $\sigma_a = 435 \text{ МПа}$ привело к разрушению образца за $N_p = 3725$ цикл. ($\tau_p = 149 \text{ с}$) и достижению в этот момент температуры $t_{\text{max}} = 940 ^\circ\text{C}$ с падением, как и в предыдущем случае, амплитуды напряжений до $\sigma_a = 400 \text{ МПа}$. Увеличение температуры при этом за счет саморазогрева от действия циклических упругопластических деформаций составило $\Delta t = 190 ^\circ\text{C}$.

Испытания серии образцов без исходного нагрева от комнатной температуры с полным размахом напряжений показали существенно больший их разогрев в сравнении с описанной выше

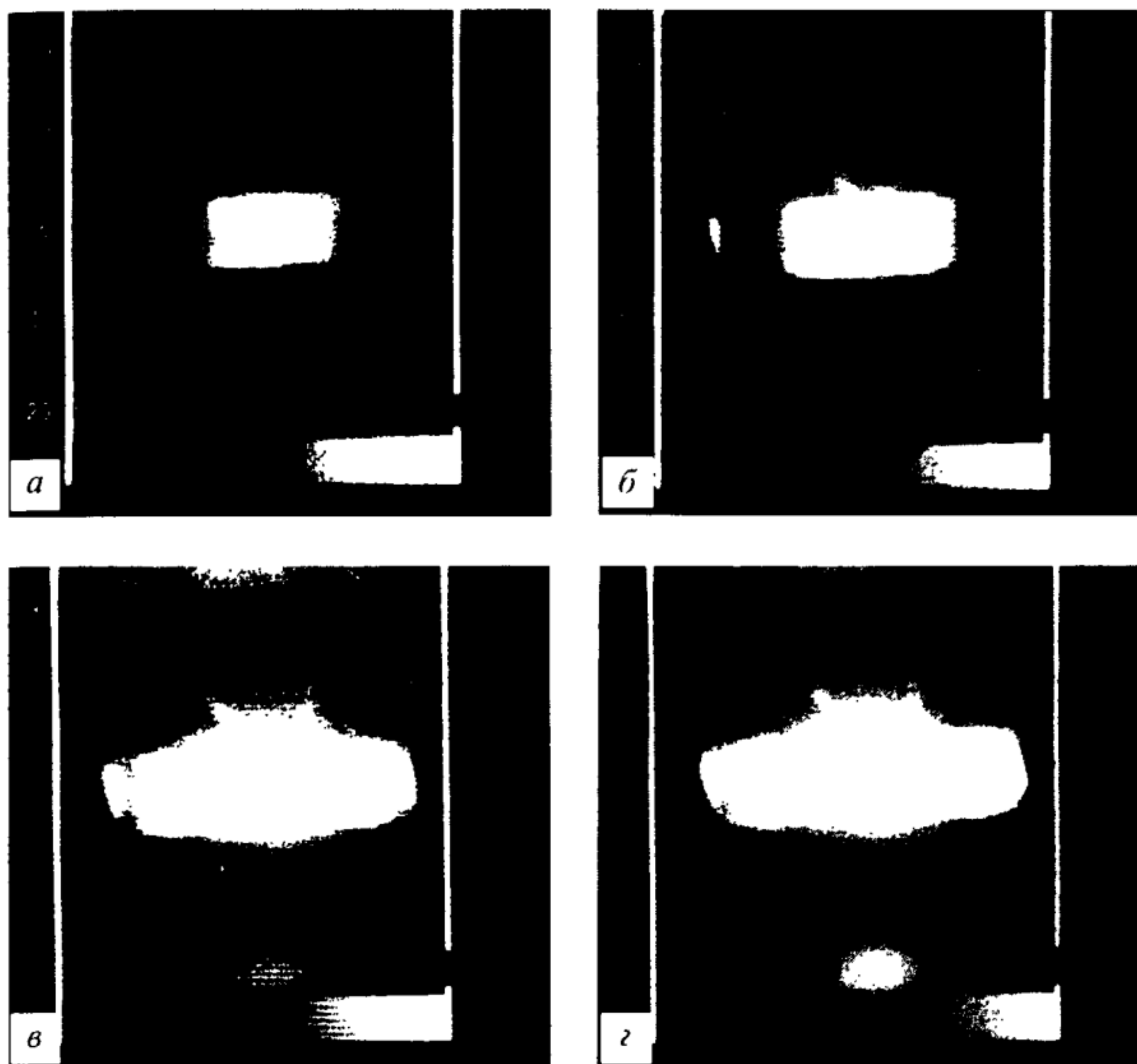


Рис. 7.18. Термограммы саморазогрева обр. 11 (см. табл. 7.2)

а – кадр 1, $t = 200\text{ }^{\circ}\text{C}$; *б* – кадр 3, $t = 400\text{ }^{\circ}\text{C}$; *в* – кадр 6, $t = 600\text{ }^{\circ}\text{C}$; *г* – кадр 18, $t = 735\text{ }^{\circ}\text{C}$

серией испытаний от исходной повышенной температуры. На образцах из стали X18H10T при их нагружении температура увеличилась от комнатной до $t_{\max} = 735 \div 770\text{ }^{\circ}\text{C}$, т.е. саморазогрев образцов составил величину $\Delta t = 685 \div 740\text{ }^{\circ}\text{C}$ при времени до разрушения $\tau_r = 93 \div 122\text{ с}$ ($N_r = 2325 \div 3055$ цикл.) с изменением амплитуд напряжений от 340–300 МПа при исходной температуре $t_0 = 20 \div 50\text{ }^{\circ}\text{C}$ до амплитуд напряжений 255–240 МПа при максимальной температуре перед разрушением.

Как правило, в этих испытаниях на рассматриваемых образцах места расположения термопар совпадали или находились вблизи (до 1,5 мм) от траектории образования разрушения, которая проходила по зоне наибольшего нагрева образца. Это обстоятельство позволяет считать, что зарегистрированные термопарами температуры отражают действительное состояние образца в зоне разрушения.

Таблица 7.2. Кинетика температуры при саморазогреве в центре образца из стали X18H10T (обр. 11, см. табл. 7.1)

№ кадра	Время нагружения, τ , с	Число циклов нагружения, N , цикл	Температура образца, t , °C	Амплитуда напряжения, σ_a , МПа
1	12	300	200	284
2	19	475	300	272
3	27	675	400	260
4	41	1025	500	260
5	49	1225	550	260
6	59	1475	600	260
7	69	1725	650	249
8	74	1850	660	249
9	78	1950	670	249
10	83	2075	685	249
11	85	2125	690	249
12	88	2200	700	249
13	90	2250	710	249
14	93	2325	715	249
15	96	2400	720	249
16	98	2450	725	249
17	101	2525	730	249
18	103	2575	735	249

Таблица 7.3. Кинетика температуры при саморазогреве вне центра образца (обр. 10, см. табл. 7.1)

№ кадра	Время нагружения, τ , с	Число циклов нагружения, N , цикл	Температура образца, t , °C	Амплитуда напряжения, σ_a , МПа
1	11	275	200	284
2	18	450	300	260
3	25	625	400	260
4	34	850	500	249
5	40	1000	550	249
6	45	1125	600	249
7	48	1200	650	249

Этот же факт иллюстрировался и фотографиями термограмм (рис. 7.18), выполненных с экрана термовизора при испытаниях образца из стали X18H10T (обр. 11, см. табл. 7.1). На этих термограммах по нарастанию яркости свечения образца (попаданию соответствующей интенсивности теплового излучения в объек-

тив приемной камеры термовизора) отчетливо прослеживается распространение поля температур при их различных значениях (см. рис. 7.18, *а-г*), вплоть до разрушения при температуре $t_{\max} = 735^\circ\text{C}$ в центре образца. Подробная характеристика уровней и параметров нагружения в моменты съемки термограмм на этом образце приведены в табл. 7.2.

Другие образцы из стали X18H10T (обр. 7, 10, см. табл. 7.1), испытывавшиеся при аналогичных условиях, показали несколько меньшую температуру при разрыве $t_{\max} = 680 \div 630^\circ\text{C}$, что связано с существенным несовпадением зоны разрушения с местом приварки термопары (более 5 мм), где величина температуры оказывалась заниженной, что отражают термограммы обр. 10 (рис. 7.19; табл. 7.3), на которых на стадии разрушения в зоне последнего (рис. 7.19, *б*) отчетливо видна значительно более светлая (по сравнению с общим полем рабочей базы образца) линия, свидетельствующая о локализации более высокой температуры в этом месте, чем показывает оказавшаяся вне зоны разрушения термопара.

Образец 9 (см. табл. 7.1), также изготовленный из стали X18H10T, но заготовкой для которого служил имеющий значительное упрочнение прутки проката, нагружался за два прохода, один из которых имел длительность $\tau_{II} = 285$ с, а второй (до разрушения) $\tau_I = 141$ с. При этом были достигнуты максимальные температуры $t_I = 480^\circ\text{C}$ и $t_{II} = 455^\circ\text{C}$ соответственно с суммарным числом циклов до разрушения $N_p = 10650$ цикл. Увеличение долговечности в сравнении с предыдущими образцами

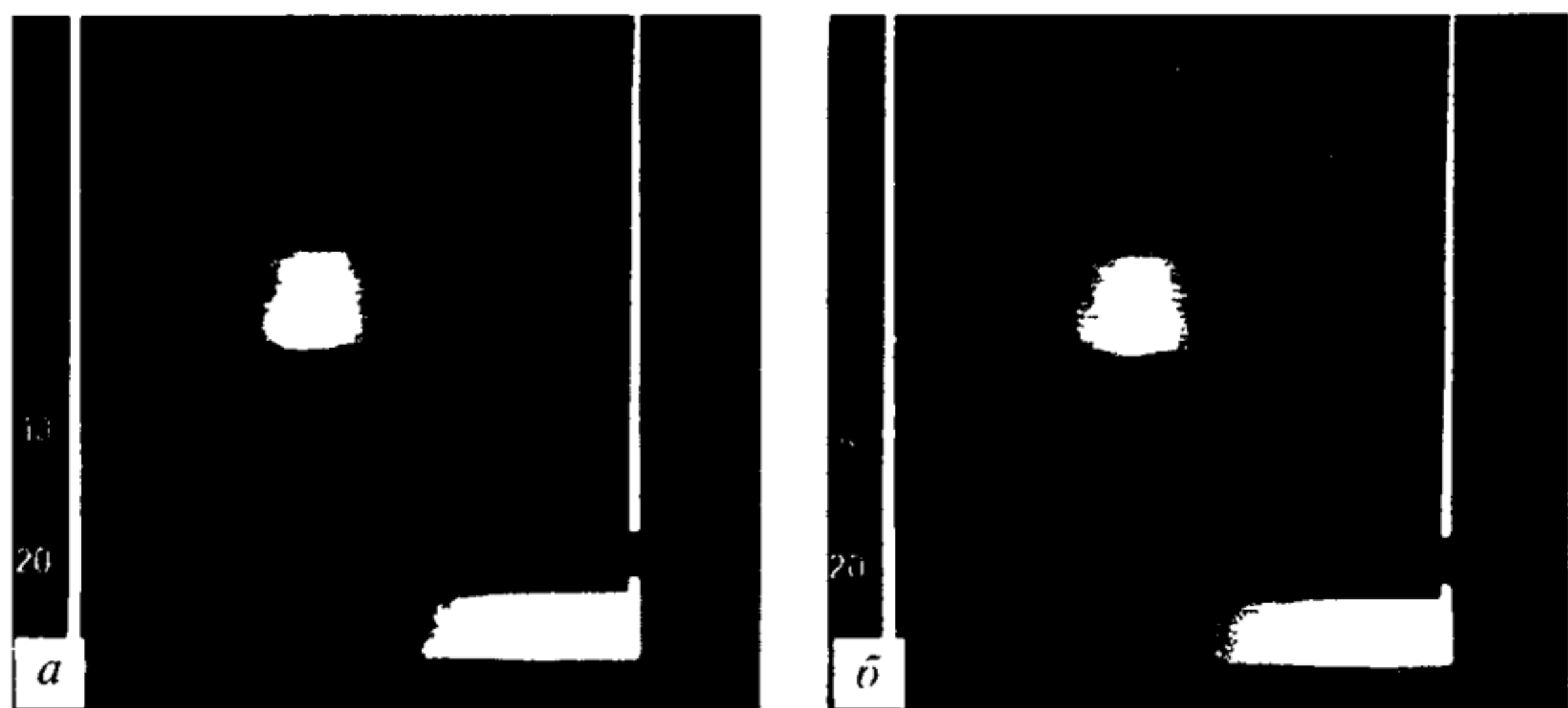


Рис. 7.19. Термограммы саморазогрева обр. 10 (см. табл. 7.3)

а - кадр 6, $t = 600^\circ\text{C}$; *б* - кадр 7, $t = 650^\circ\text{C}$

объясняется значительно более высокими характеристиками исходных механических свойств этого вида заготовок материала, а суммарная величина температуры разогрева образца оказалась близкой к ранее приведенным величинам.

Следует заметить, что здесь, как и ранее, все значения температур разогрева приведены в зарегистрированных термопарами величинах. При этом не учитывалось наличие дополнительного количества выделившегося в процессе деформирования тепла, отведенного в период времени нагружения за счет теплопроводности испытательной системы, а также конвективного и лучистого теплообмена с окружающей средой.

В соответствии с данными п. 7.3 настоящей главы для стали X18H10T константа материала, характеризующая его разогрев от пластического деформирования в виде коэффициента K в уравнении (7.15), составляет величину $K = 0,82 \cdot 10^2$ град \cdot м/м. Эта же величина для стали 12Х2МФА составляет $K = 1,12 \cdot 10^2$ град \cdot м/м, т.е. этот материал в большей степени выделяет тепло при его пластическом деформировании.

Эксперименты на трубчатом образце из стали 12Х2МФА (обр. 4, см. табл. 7.1) с меньшей, чем у предыдущих серий образцов площадью, а следовательно, и большим напряжением при тех же нагрузках ($\sigma_{a\max} = 565$ МПа, $\sigma_{ap} = 475$ МПа), показали существенно меньшую долговечность ($\tau_r = 51$ с, $N_r = 1275$ цикл.) и меньший за данное количество циклов разогрев – от комнатной температуры до $t_{\max} = 410$ °С (термопара располагалась вне зоны разрушения). В то же время на сплошном цилиндрическом образце из стали 12Х2МФА (обр. 8, см. табл. 7.1) с отличающимися от предыдущего характеристиками исходных механических свойств и площадью поперечного сечения, близкой к образцам из стали X18H10T, за время нагружения $\tau_r = 27$ с (долговечность $N_r = 670$ цикл.) при напряжениях $\sigma_{a\max} = 375$ МПа и $\sigma_{ap} = 305$ МПа и деформациях, близких к нагружению ранее рассмотренных образцов из стали X18H10T, была достигнута температура разогрева $t_{\max} = 705$ °С.

Таким образом, в результате циклического упругопластического нагружения образцов исследуемых материалов как при исходной повышенной, так и исходной комнатной температурах был получен эффект их саморазогрева, величина которого оказалась зависящей от уровня циклической (пластической) деформации и времени (числа циклов) нагружения. Уровень этого эффекта

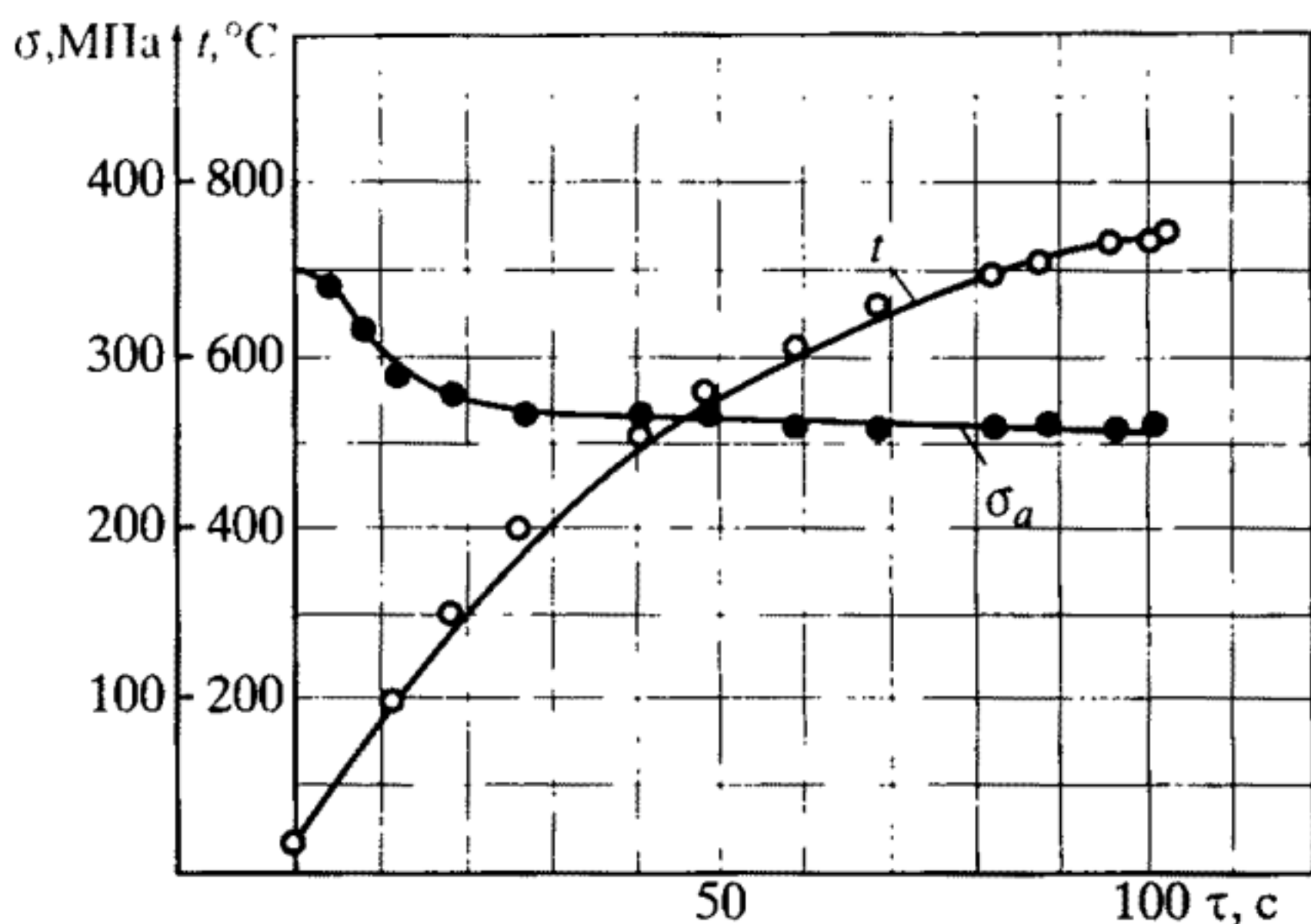


Рис. 7.20. Изменение температуры саморазогрева образца и действующих в нем напряжений с течением времени нагружения (сталь X18H10T, обр. 11)

саморазогрева определяется также как условиями нагружения, так и условиями отвода выделяющегося тепла.

В процессе экспериментов при использованном в данном случае промежуточном между мягким и жестким режиме нагружения с ростом температуры саморазогрева образцов имело место падение действующих в образцах напряжений (при поддержании постоянным кинематического перемещения активного захвата установки). На рис. 7.20 показаны экспериментальные кривые роста температуры саморазогрева образца t (сталь X18H10T) и сопровождающего его падения амплитуды напряжений σ_a в процессе циклического нагружения. При этом видно, что, начиная от комнатной и до температуры $t \approx 300^\circ\text{C}$, падение напряжений происходит достаточно интенсивно, а затем этот процесс замедляется и падение σ_a с дальнейшим ростом температуры до $t = 700^\circ\text{C}$ происходит практически лишь на 10–15 МПа.

Подобная закономерность характерна для всех испытанных образцов из стали X18H10T при $t_0 = 20^\circ\text{C}$ (рис. 7.21, кривая 1). При испытаниях с исходной повышенной температурой тенденция падения напряжений для стали X18H10T также сохраняется, а их величина продолжает снижаться (рис. 7.21, кривая 2).

Сталь 12X2МФА также показывает (рис. 7.21, кривая 3) эту тенденцию, но относительная величина падения σ_a несколько уменьшается (при более высоких значениях их величин).

У сплава ЭИ-437Б при исходной температуре испытаний $t_0 = 750^\circ\text{C}$ и высоких уровнях σ_a саморазогрев материала образцов

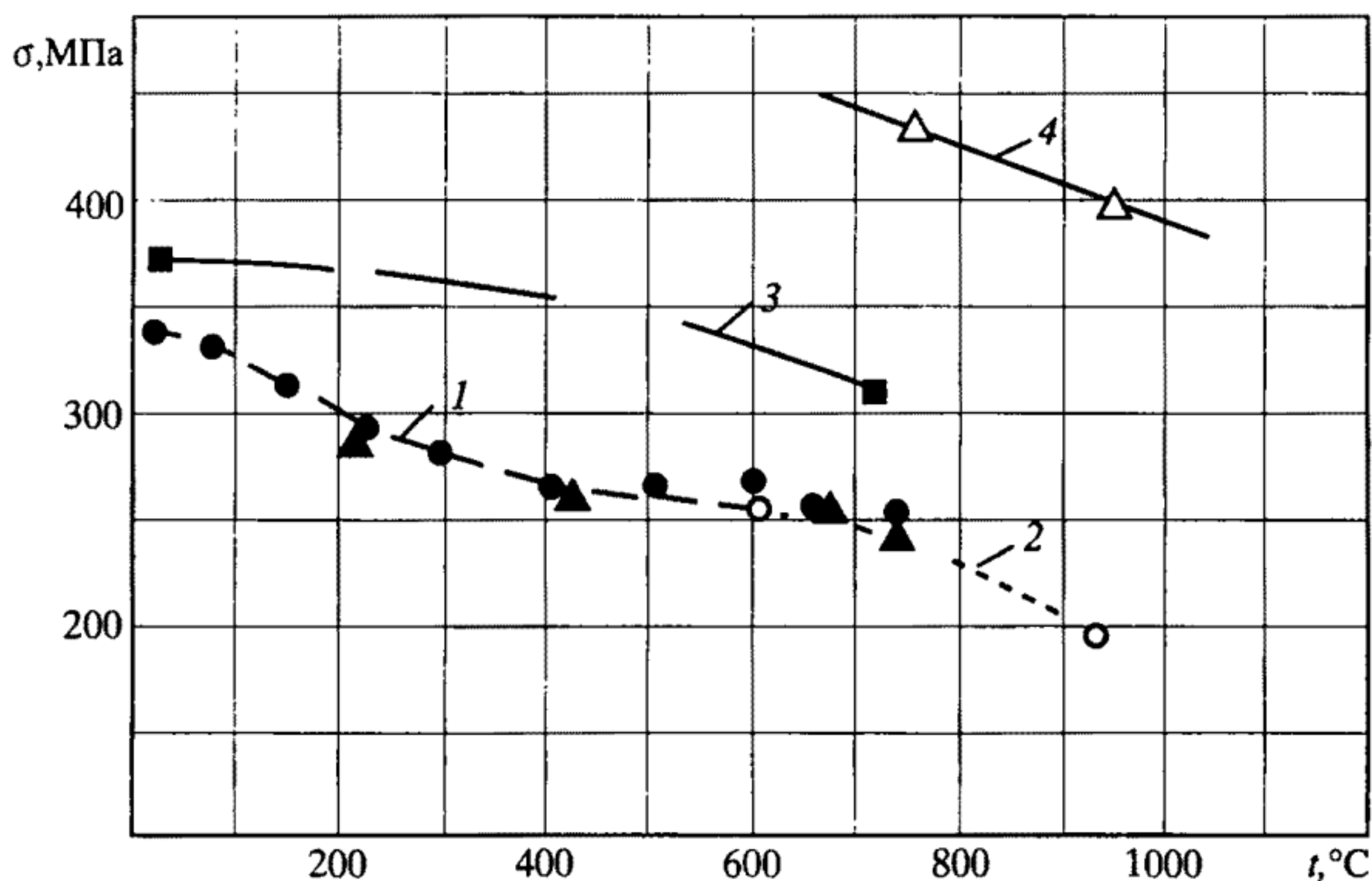


Рис. 7.21. Изменение напряжений с ростом температуры саморазогрева образцов
 1 – сталь X18H10T, $t_0 = 20\text{ }^\circ\text{C}$ (обр. 11 и 6, см. табл. 7.1); 2 – сталь X18H10T, $t_0 = 600\text{ }^\circ\text{C}$ (обр. 2); 3 – сталь 12Х2МФА, $t_0 = 20\text{ }^\circ\text{C}$ (обр. 8); 4 – сплав ЭИ-437Б, $t_0 = 750\text{ }^\circ\text{C}$ (обр. 5)

независимо от исходных условий нагружения при поддержании постоянной величины размаха перемещений также вызывает падение действующих напряжений (рис. 7.21, кривая 4).

7.5. Роль неоднородности напряжений при тепловыделении

Для оценки эффектов теплоотвода при саморазогреве в условиях наличия неоднородности распределения напряжений с целью получения соответствующих исходных данных для последующих сопоставлений были проведены испытания при однородном напряженном состоянии на гладких ступенчатых цилиндрических образцах типов 4, 5, 6 (рис. 7.22) из сталей X18H9 и X18H10T со стабильными циклическими свойствами (со стабилизирующей петлей пластического гистерезиса). Эти испытания проводились при мягком и жестком режимах нагружения, а база измерения продольных деформаций электромеханического деформометра составляла 25 мм. Различная форма рабочей части образцов позволяла изменить режим теплоотвода из зоны наибольших

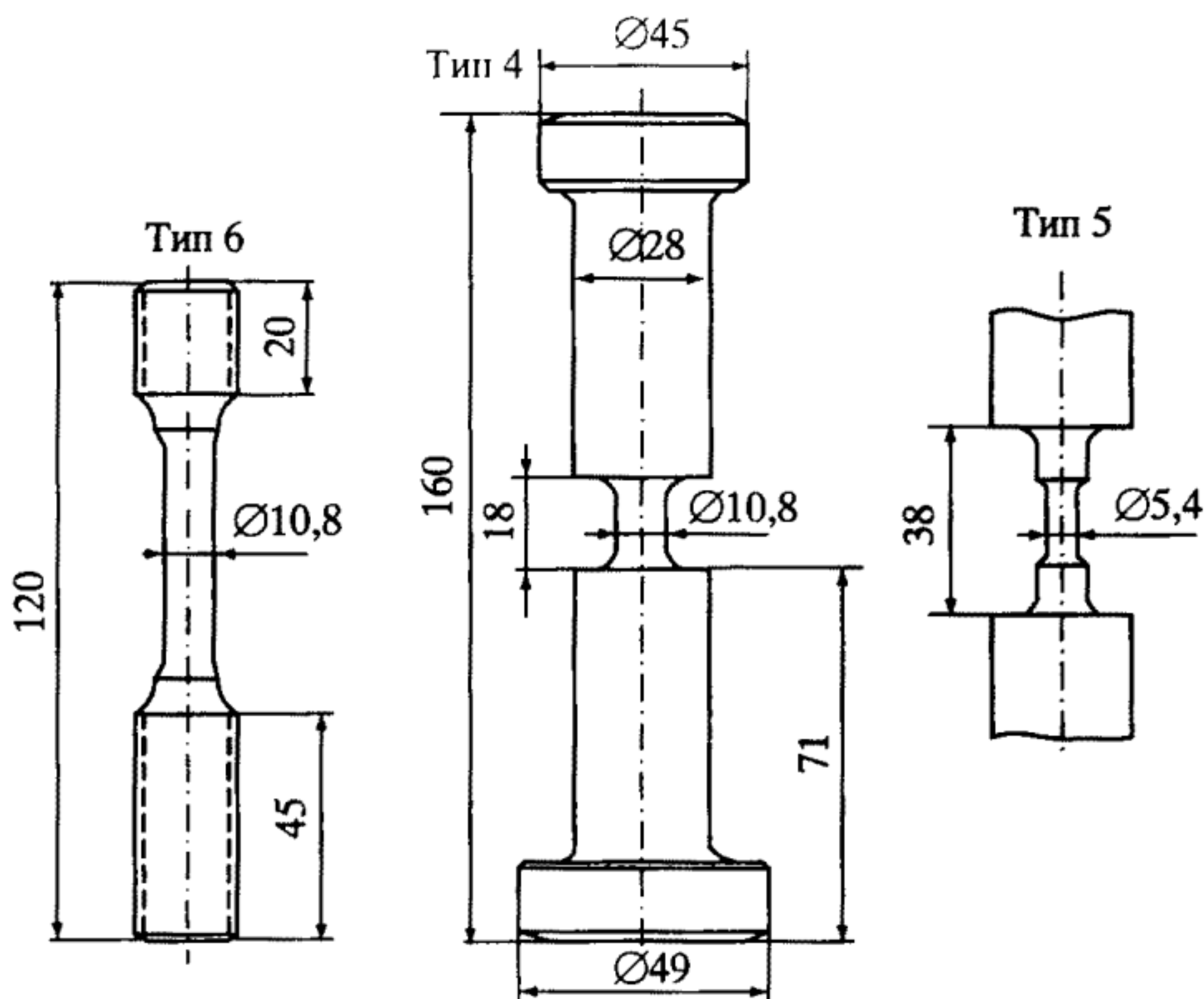


Рис. 7.22. Образцы для испытаний при неоднородном напряженном состоянии

деформаций. Наибольшим этот теплоотвод имел место у средних образцов (типа 4) с укороченной рабочей частью.

Скорость нагрева материала образца за цикл i определялась по диаграмме нагрева образца во времени, записанной на самопишущем потенциометре с временной разверткой, к которому были подключены термодпары типа хромель-алюмель (ХА) или хромель-капель (ХК). Зарегистрированная этим способом кривая охлаждения образца после прекращения его нагружения при частоте 40 Гц позволяет получить новую кривую нагрева без теплоотдачи. На рис. 7.23 показаны кривые нагрева для образца типа 4 с теплоотдачей (кривая 1) и без теплоотдачи (кривая 3) с учетом кривой охлаждения 2.

На рис. 7.24 показана зависимость скорости нагрева за цикл i от размаха пластической деформации $2e_p$ для образца типа 6. Прямые соответствуют: 1 – частотам 20 и 30 Гц; 2 – частоте 10 Гц; 3 – частотам 40–70 Гц без теплоотдачи. Две точки выше прямой 3 соответствуют расчету по уравнениям (7.1)–(7.8) без учета любых потерь тепла Q . Зависимость скорости нагрева за цикл i от частоты нагружения f существует при наличии теплоотдачи. Скорость нагрева за цикл i связана степенной зависимостью с размахом пластической деформации $2e_p$ при наличии теплоотдачи (линии 1, 2, 3). Если исключить эффект теплоотдачи, то для раз-

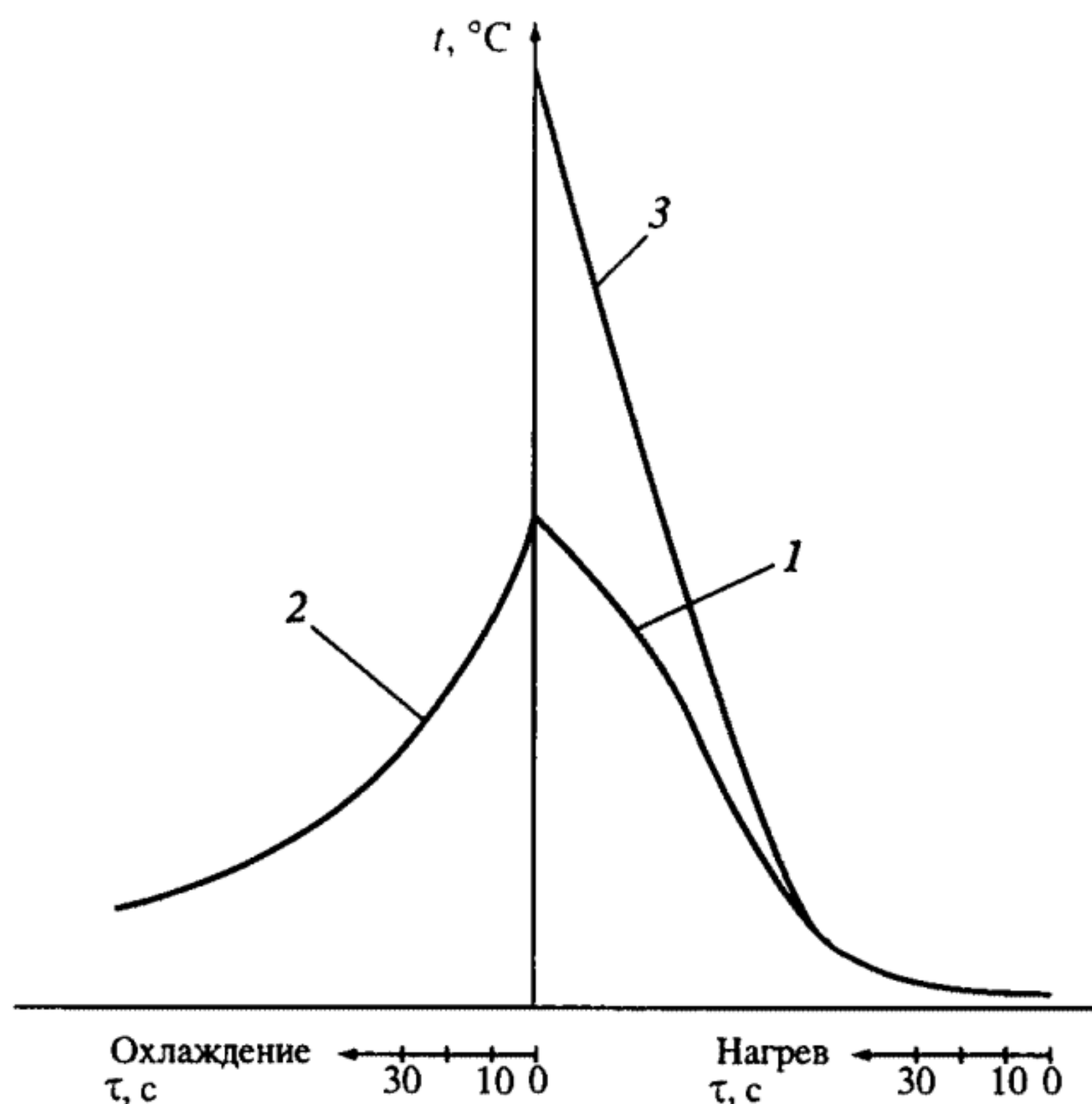


Рис. 7.23. Кривые нагрева и охлаждения образцов, испытанных при частоте 40 Гц

1–3 – пояснения см. в тексте

ных частот получается единая кривая скорости роста температуры саморазогрева с показателем степени у параметра размаха пластической деформации, равным величине $\approx 1,75$ (рис. 7.25, а). Это обстоятельство означает постоянство величины $i' = i/(2e_p)^{1,75}$ (см. рис. 7,25, б). Наличие таких устойчивых связей между параметрами саморазогрева и циклическими пластическими деформациями может быть использовано при анализе предельных состояний несущих элементов ракетных двигателей.

Для испытаний при неоднородном напряженном состоянии использовались образцы с концентратором в виде отверстия (рис. 7.26, тип 4), а для сравнения с ними – образцы с малой концентрацией (тип 5), корсетные образцы (типы 6 и 7).

Наличие концентрации напряжений увеличивает пластическую деформацию, и, как следствие, в этом случае возникает более высокая локальная температура по сравнению с образцом без концентратора. Для одного и того же образца вблизи концентратора температура будет выше, чем в удаленной от него зоне, но вследствие процесса теплоотдачи с течением времени происходит выравнивание температур. Как следует из данных сводной таблицы

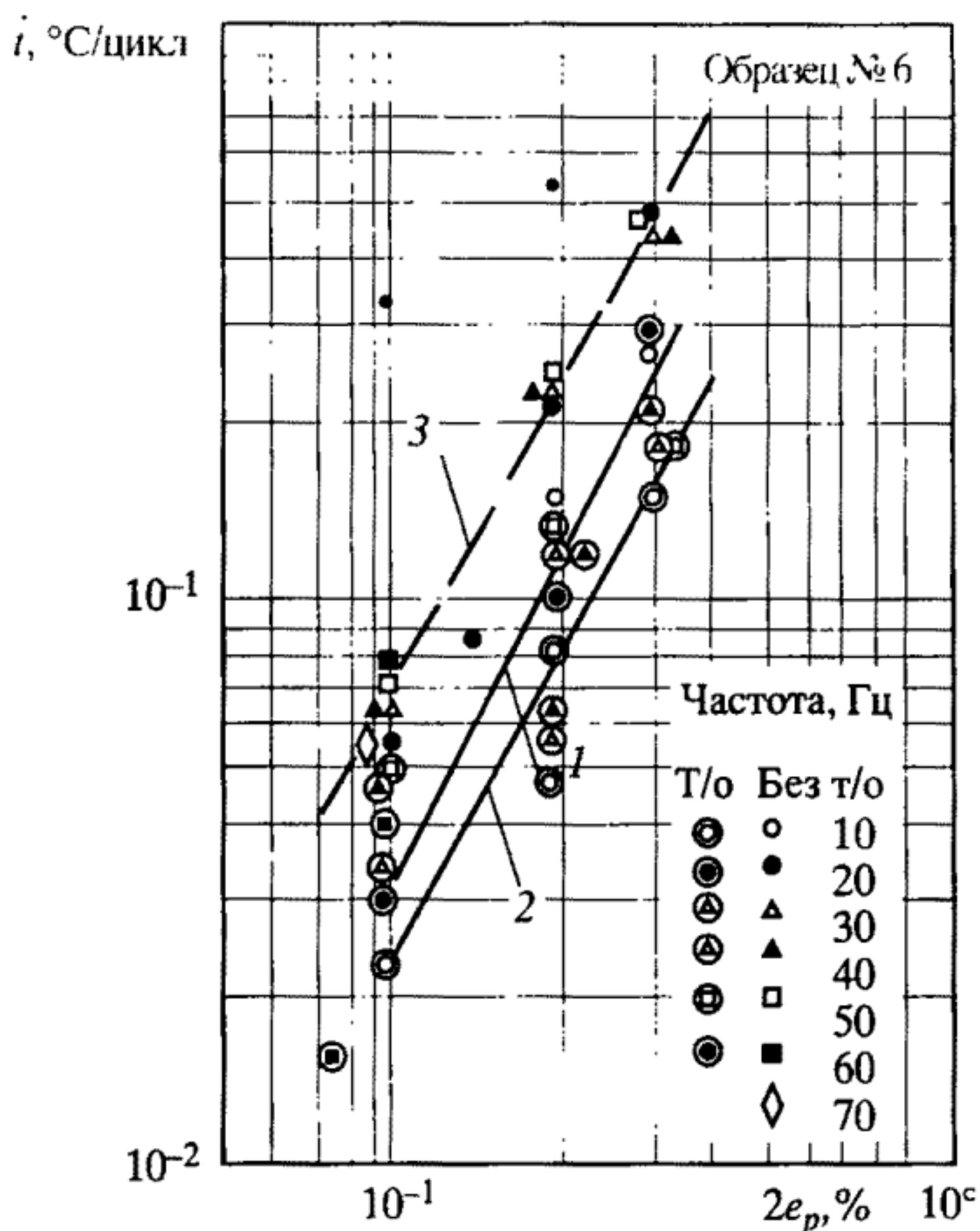


Рис. 7.24. Зависимость скорости нагрева от размаха циклической пластической деформации при теплоотдаче (т/о) и без теплоотдачи (без т/о)

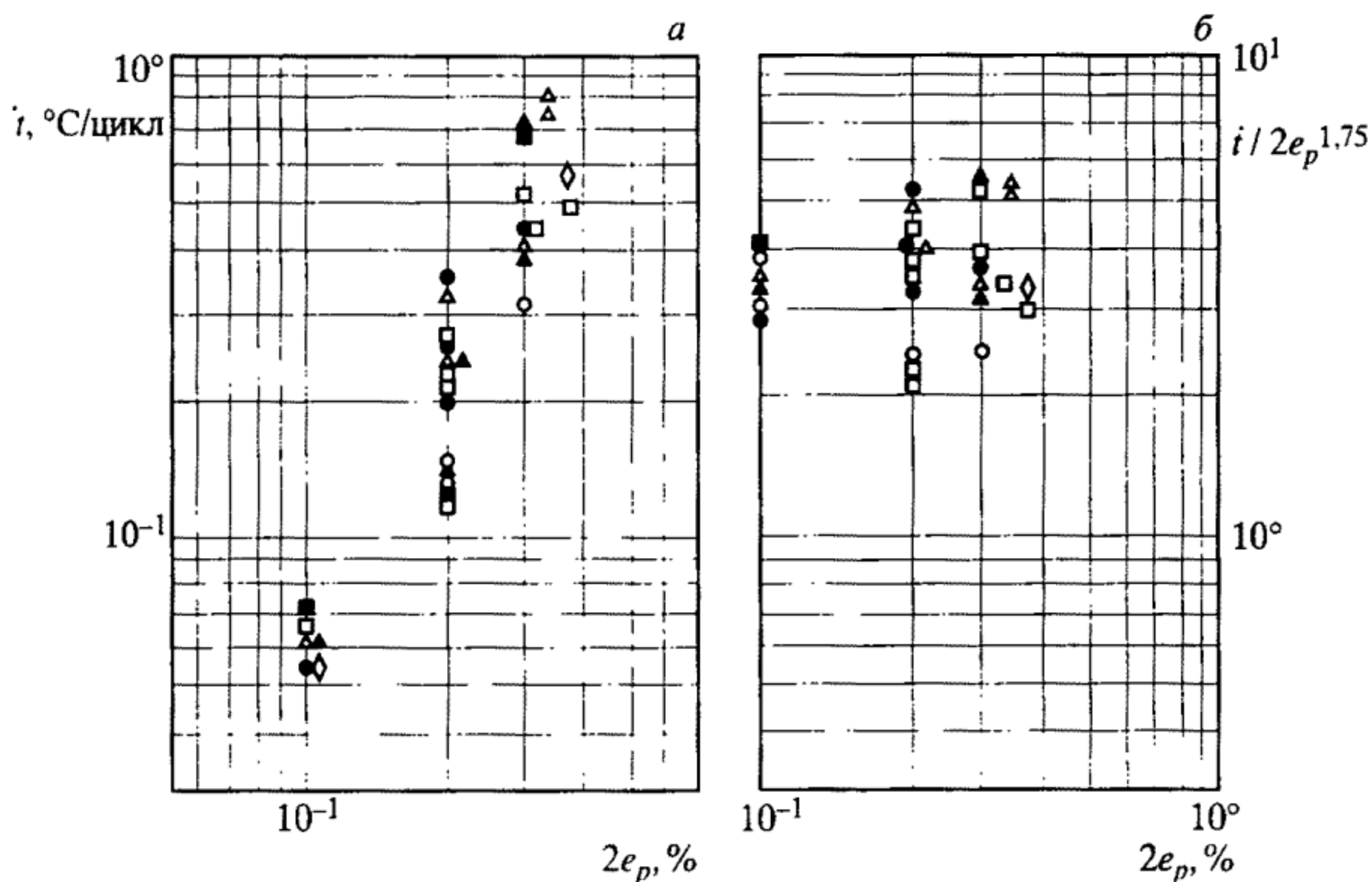


Рис. 7.25. Изменение скорости нагрева (а) и ее отношения к размаху пластической деформации (б) для условий саморазогрева без теплоотдачи при однородном напряженном состоянии

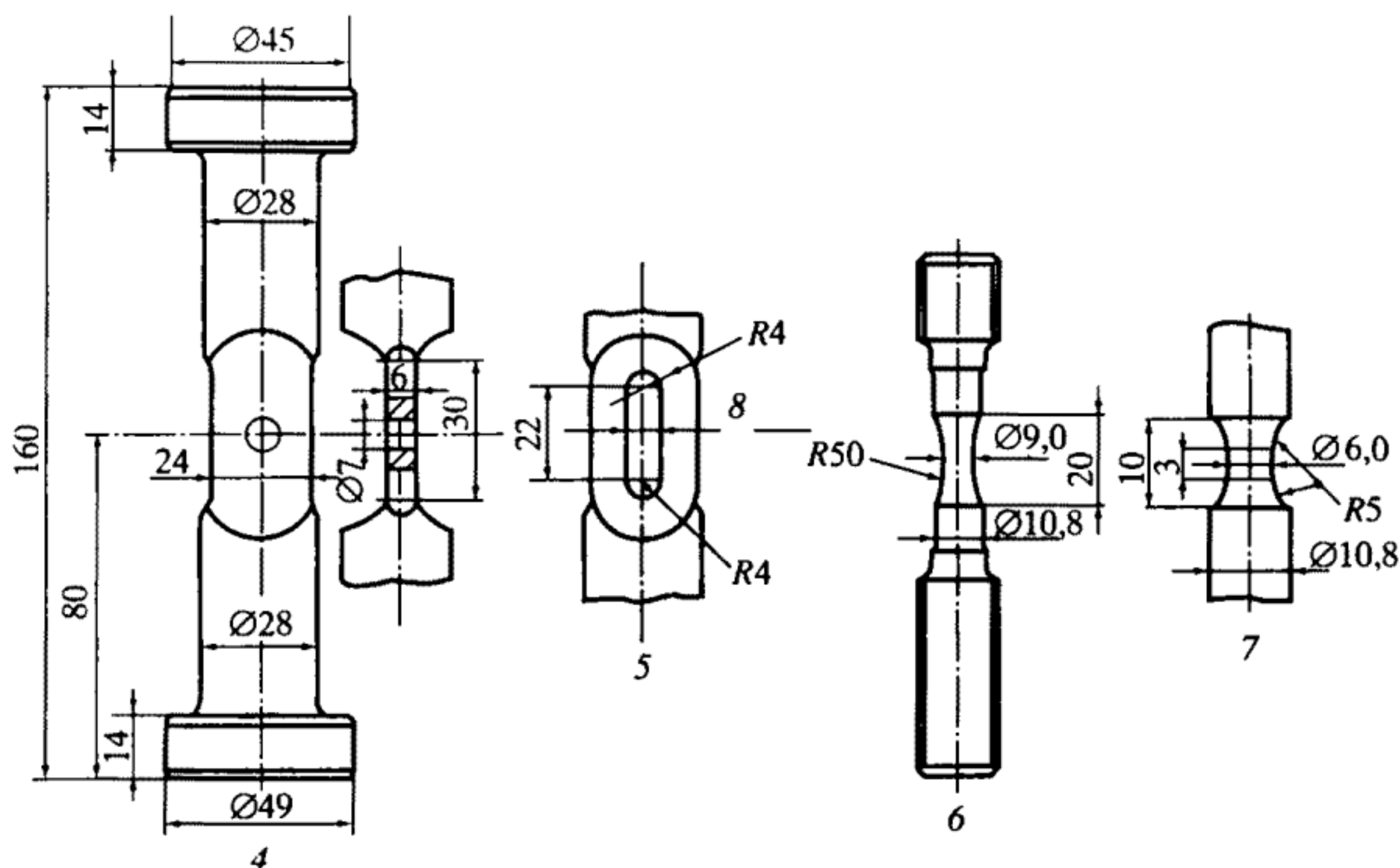


Рис. 7.26. Типы образцов для испытаний при неоднородном напряженном состоянии

результатов проведенных в этой серии экспериментов (табл. 7.4), для подобного случая (например, обр. 2) различие температур составило менее 5 °С.

Наряду с построенными по результатам экспериментов кривыми интенсивности саморазогрева образца в процессе циклического упругопластического деформирования (величины роста температуры за цикл нагружения), подобная закономерность может быть получена и расчетно-экспериментальным путем, исходя из положений и результатов, изложенных в пп. 7.1–7.4 настоящей главы.

Согласно полученной экспериментальной зависимости (7.15), величина повышения температуры Δt в первом приближении может быть принята пропорциональной пластической деформации e_p . Тогда $\Delta t = K \cdot e_p$ при определенном из соответствующих опытов для стали X18H10T значении коэффициента $K = 0,82 \cdot 10^2$ град. · м/м. Отсюда величины повышения температуры за цикл $\Delta t'$ на исследованных выше уровнях циклической пластической деформации в 0,1 и 0,2% с учетом ее удвоения при действии в полупериодах растяжения и сжатия даст увеличение температуры соответственно на 0,164 и 0,328 град/цикл.

Кроме того, как уже упоминалось, при действии упругой деформации имеет место неидеальность процесса, которая также обуславливает некоторое выделение тепла, и как следствие этого --

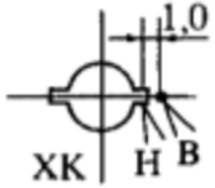



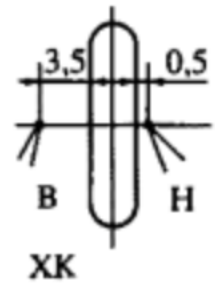
№ образца; материал	Тип образца. Вид нагружения	Зоны приварки термонар; тип термонары	P , кН	σ_a , МПа	f , Гц	N , цикл	$2e_p$, %	t_{max} , °C		i , град/цикл		i' , без теплоотвода	i_v/i
								при теплоотводе	без теплоотвода	при теплоотводе	без теплоотвода		
№ 1 X18H9	Тип 4. Мягкое нагруж.		15,0	165	30	5000	—	20	—	—	—	—	—
			15,0	165	50	9000	—	20	—	—	—	—	—
			17,0	190	70	13700	—	— 65	—	0,071 0,082	—	—	—
№ 2 X18H9	Тип 4. Мягкое нагруж.		20,0	195	30	6400	0,04	33 —	— —	— —	— —	— —	— —
			25,0	245	20	2600	0,08	54 —	— —	0,018 —	— —	— —	— —
			25,0	245	30	2300	0,08	86 —	— —	0,033 0,031	— —	— —	— —
			25,0	245	40	5200	0,08	130 128	— —	0,031 0,028	— —	— —	— —
			28,0	275	10	500	0,2	44 45	— —	0,039 0,047	— 0,08	— 1,34	—
			28,0	275	20	700	0,2	75 79	90 —	0,074 0,072	— 0,11	— 1,84	—
			28,0	275	30	900	0,2	117 135	— 214	0,122 0,154	— 0,4	— 6,69	—
			28,0	275	30	600	0,2	137 187	— 245	0,476 0,792	— 0,65	— 10,89	—

Таблица 7.4 (продолжение)

№ образца; материал	Тип образца. Вид нагружения	Зоны приварки термопар; тип термопары	P , кН	σ_a , МПа	f , Гц	N , цикл	$2e_p$, %	t_{\max} , °C		i , град/цикл		i' , без теплоотвода	i'/i
								при теплоотводе	без теплоотвода	при теплоотводе	без теплоотвода		
№ 3 X18H9	Тип 4. Мягкое нагруж.		25,5	280	30	800	0,2	118 130	— 186	0,192 0,265	— 0,321	— 5,37	—
№ 4 X18H9	Тип 5. Мягкое нагруж.		19,3	195	30	6400	0,03	46 52	—	0,013 0,018	0,01 —	5,22 —	—
			19,3	195	40	2500	0,03	46 53	—	0,012 0,011	—	—	—
			19,3	195	50	6900	0,03	58 67	—	0,012 0,016	—	—	—
			24,0	242	20	2600	0,1	196 216	338 —	0,090 0,099	0,277 —	15,6 —	—
			24,0	242	30	2200	0,1	286 308	538 —	0,163 0,196	0,377 —	21,2 —	—
			23,0	232	40	2000	0,1	318 333	490 —	0,155 0,180	0,284 —	16,0 —	—
			27,0	273	10	500	0,2	262 266	370 —	0,473 0,578	0,9 —	15,0 —	—
			27,0	273	20	700	0,2	338 343	430 —	0,495 0,541	0,69 —	11,5 —	—
			27,0	273	30	900	0,2	416 419	478 —	0,785 0,850	1,77 —	29,6 —	—

На предыдущую страницу

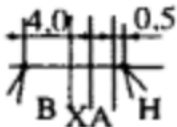
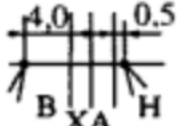








№ образца; материал	Тип образца. Вид нагружения	Зоны приварки термопар; тип термопары	P , кН	σ_a , МПа	f , Гц	N , цикл	$2e_p$, %	t_{max} , °C		i , град цикл		i' , без теплоот- вода	i, i
								при тепло- отводе	без тепло- отвода	при тепло- отводе	без тепло- отвода		
№ 5 X18H9	Тип 5. Управл. по перемещ.		30,0	295	10	400	0,2	97 102	125 —	0,200 0,215	0,25 —	4,2 —	—
			30,0	295	20	900	0,2	182 190	250 —	0,240 0,260	0,34 —	5,7 —	—
	Мягкое нагруж.		30,0	295	30	1200	0,2	437 447	558 —	0,667 0,756	0,81 —	13,5 —	—
			30,0	295	30	3900	0,2	452 458	— —	0,175 0,183	— —	— —	—
			28,3	277	30	400	0,2	105 92	—	0,492 0,430	—	—	—
№ 6 X18H9	Тип 2. Мягкое нагруж.		22,5	246	10	500	0,1	28 25	—	— 0,023	—	—	—
			22,5	246	20	1000	0,1	37 37	— 65	0,030 0,036	— 0,053	— 2,98	—
			22,5	246	30	1500	0,1	48 53	— 110	0,035 0,043	— 0,063	— 3,51	—
			22,5	246	40	1500	0,1	57 62	— 115	0,045 0,050	— 0,061	— 3,43	—
			22,5	246	50	1500	0,1	60 64	— 113	0,050 0,051	— 0,068	— 3,83	—
			22,5	246	60	2000	0,1	78 87	— 157	0,038 0,048	— 0,074	— 4,16	—
			22,5	246	70	1500	0,1	58 63	— 115	— 0,036	— 0,054	— 3,04	—

Таблица 7.4 (продолжение)

№ образца: материал	Тип образ- ца. Вид на- груж.	Зоны приварки термопар; тип термопары	P , кН	σ_a , МПа	f , Гц	N , цикл	$2e_p$, %	t_{\max} , °C		\dot{i} , град/цикл		\dot{i}' , без теплоот- вода	\dot{i}_r/\dot{i}
								при тепло- отводе	без тепло- отвода	при тепло- отводе	без тепло- отвода		
На предыдущую страницу													
№ 6 X18H9	Тип 2. Мягкое нагруж.		23,8	260	10	500	0,2	42 —	— 94	0,080 —	— 0,143	— 2,39	—
			23,8	260	20	500	0,2	62 —	— 115	0,097 —	— 0,200	— 3,34	—
			23,8	260	30	1000	0,2	97 —	— 242	0,123 —	— 0,234	— 3,91	—
			23,8	260	40	1500	0,2	143 —	— 358	0,191 —	— 0,234	— 3,91	—
			23,8	260	50	1000	0,2	153 —	— 285	0,129 —	— 0,255	— 4,26	—
			25,0	275	10	500	0,3	55 —	— 143	0,150 —	— 0,300	— 2,47	—
			25,0	275	20	700	0,3	118 —	— 322	0,283 —	— 0,440	— 3,65	—
			25,0	275	30	1000	0,3	168 —	— 412	0,180 —	— 0,437	— 3,59	—
			25,0	275	40	1100	0,3	228 —	— 498	0,211 —	— 0,402	— 3,31	—
			25,0	275	50	1300	0,3	243 —	— 518	0,182 —	— 0,500	— 4,10	—
			25,0	275	50	1900	0,3	332 —	— 513	1,950 —	— 0,429	— 3,53	—

№ образца; материал	Тип образца. Вид нагружения	Зоны приварки термопар; тип термопары	P , кН	σ_a , МПа	f , Гц	N , цикл	$2e_p$, %	t_{max} , °C		i , град/цикл		i' , без теплоотвода	$i_T i$
								при теплоотводе	без теплоотвода	при теплоотводе	без теплоотвода		
№ 7 X18H9	Тип 2. Мягкое нагруж.		26,7	290	50	2200	0,3	387 —	— 888	0,276 —	— 0,670	— 5,51	—
			31,0	340	50	1700	0,3	387 —	— 465	1,125 —	— 0,703	— 5,78	—
№ 8 X18H9	Тип 2. Мягкое нагруж.		24,5	265	50	9800	0,2	330 —	—	0,145 —	—	—	—
№ 9 X18H9	Тип 2. Мягкое нагруж.		28,0	305	30	700	0,34	277 —	— 475	0,368 —	— 0,770	— 5,21	—
			28,0	305	30	2300	0,34	530 —	— 1000	0,545 —	— 0,790	— 5,35	—
№ 10 X18H9	Тип 3. Жесткое нагруж.		7,2	315	50	3100	0,37	693 680	— 1620	0,440 1,32 тр 0,300 1,03 тр	— — 0,510 1,39 тр	— — 3,00 8,10 тр	2,7
№ 11 X18H10T	Тип 7. Жесткое нагруж.		9,8	345	70	5700	0,36	213 247	— 668	0,176 0,168	— 0,549	— 3,28	—
№ 12 X18H10T	Тип 1. Жесткое нагруж.		21,5	235	50	23400	0,2	— 563	— 2000	0,113 0,120	— 0,120	— 2,00	—

№ образца; материал	Тип образца. Вид нагружения	Зоны приварки термопар; тип термопары	P , кН	σ_a , МПа	f , Гц	N , цикл	$2e_p$, %	t_{\max} , °C		\dot{t} , град/цикл		\dot{t}' , без теплоот- вода	\dot{t}'/\dot{t}
								при тепло- отводе	без тепло- отвода	при теп- лоотводе	без теп- лоотвода		
№ 13 X18H10T	Тип 6. Жесткое нагруж.		15,0	235	50	9500	0,2	342 343	— 488	0,167 0,138	— 0,206	— 3,44	—
№ 14 X18H10T	Тип 6. Жесткое нагруж.		15,0	235	50	17200	0,2	— 647	— 2500	— 0,075	— 0,130 0,22 тр	— 2,17 3,68 тр	1,69
№ 15 15X2МФА	Тип 6. Жесткое нагруж.		38,3	600	50	2500	—	437 480	— 980	0,270 0,270 0,35 тр	— 0,230 0,75 тр	—	3,26
№ 16 15X2МФА	Тип 6. Жесткое нагруж.		42,0	645	30	2400	—	453 —	944	0,767	0,868 1,93 тр	—	2,22

Примечание.

1. Обозначения на рисунках В и Н для термопар соответствуют их показаниям, отраженным в верхних и нижних строках в колонках t_{\max} и \dot{t} ;
2. Обозначения в таблице: P — усилие при нагружении образца; σ_a — напряжения в образце; f — частота нагружения; N — количество циклов нагружения; $2e_p$ — размах пластической деформации в цикле; t_{\max} — максимальная температура саморазогрева; \dot{t} — скорость повышения температуры (саморазогрева) по параметру числа циклов нагружения; \dot{t}' — параметр связи скорости саморазогрева с размахом пластической деформации; \dot{t}'/\dot{t} — отношение скоростей разогрева в условиях отсутствия теплоотдачи при наличии трещины и без трещины; ХА — хромель-алюмелевая термопара, ХК — хромель-копелевая термопара.

повышение температуры материала. Данное обстоятельство было проиллюстрировано (см. рис. 7.2) результатами сопоставления экспериментально зарегистрированного понижения температуры при упругом деформировании образца с соответствующими расчетными данными для идеального адиабатного процесса.

В пересчете на напряжения, действующие в образцах в рассматриваемых экспериментах, величины дополнительного повышения температур за счет этого эффекта на приведенных выше уровнях пластической деформации составят в каждом цикле соответственно $\Delta t'' = 0,164$ и $0,2$ град/цикл., что в сумме с $\Delta t'$ даст полную величину повышения температуры в цикле, как $\Delta t = \Delta t' + \Delta t''$, соответственно для рассматриваемых деформаций: $\Delta t = 0,328$ град/цикл. ($2e_p = 0,1\%$) и $0,528$ град/цикл. ($2e_p = 0,2\%$).

Полученные величины Δt нанесены в виде двух точек (выше линии 3) на график зависимости интенсивности разогрева материала образца от уровня действующих пластических деформаций (см. рис. 7.24). Эти точки расположены в поле данных, полученных из непосредственных экспериментов. Это обстоятельство указывает на правомерность описанного выше подхода к анализу рассматриваемых эффектов тепловыделения.

Следует заметить, что в данном случае был сделан ряд допущений, которые следует принимать во внимание. В первую очередь это тот факт, что величина параметра “ K ”, как уже упоминалась, получена в экспериментах с относительно малой скоростью деформирования, а рассматриваемые экспериментальные данные относятся к нагружению с “герцовыми” частотами. Однако есть основания полагать, что частотная зависимость этого коэффициента с учетом эффекта теплоотдачи в процессе нагружения не должна быть сильно выраженной. Здесь же следует заметить, что величина K получена практически при комнатных температурах материала, и данные об ее изменении с повышением температуры (в область более 100°C , что имеет место в рассматриваемых условиях) отсутствуют.

Обращаясь к уравнению (7.7) для определения теоретического уменьшения температуры при упругом растяжении, можно видеть, что входящие в него величины коэффициента температурного линейного расширения α , плотности материала ρ и его удельной теплоемкости C_p являются физическими константами конкретного материала, и в выполненных вычислениях их значения принимались по справочным данным и для комнатной температуры.

Однако, несмотря на сделанные замечания, соответствие между расчетными рассматриваемыми величинами интенсивности саморазогрева образца материала за цикл и их экспериментальными

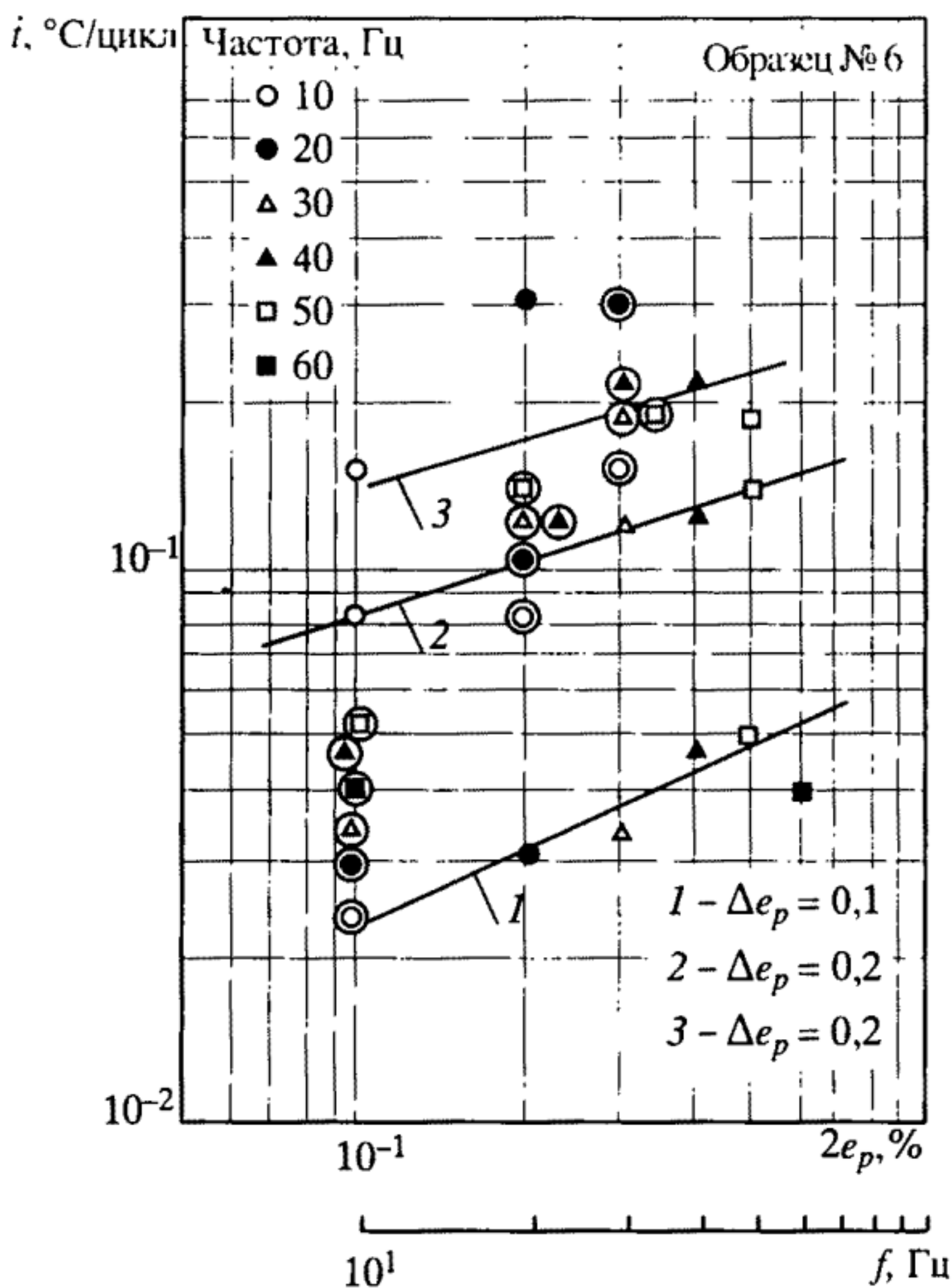


Рис. 7.27. Зависимость скорости нагрева i от частоты нагружения f при наличии теплоотдачи

Пояснения см. в тексте

значениями, полученными в опытах на промежуточных (герцовых) частотах, следует считать удовлетворительным.

Для условий наличия теплоотдачи была получена зависимость скорости нагрева за цикл i от частоты нагружения f (в диапазоне частот 10–50 Гц). Для обр. 6 (рис. 7.27) она составила $i \approx f^{0,4-0,5}$ с тенденцией уменьшения показателя степени при росте величины пластической деформации $2\epsilon_p$.

При испытаниях других образцов показатель степени в среднем составил величину 0,5. В области частот более 50 Гц нельзя ожидать справедливости такой зависимости, так как в этом случае доля теплоты, отданной за счет теплоотдачи, в общем количестве полученной теплоты будет уменьшаться по мере роста частоты, и условия нагрева будут приближаться к нагреву при отсутствии теплоотдачи. Обработка кривых нагрева образцов, перестроенных с учетом кривых охлаждения (для образцов каждого

типа бралась своя кривая охлаждения) показала, что скорость нагрева за цикл i не зависит от частоты (см. рис. 7.24, 7.25). При этом на рис. 7.25 приведены данные для большинства типов исследованных образцов.

Упомянутая выше величина $i' = i/(2e_p)^{1,75}$ принимала значения в диапазоне $2 \div 6$ для частот в пределах 10–70 Гц. Таким образом, для скорости нагрева образца без теплоотдачи в единицу времени можно записать

$$i_{\tau} = \alpha_i \cdot (2e_p)^{1,75} f, (^\circ\text{C}/\text{с}) \quad \text{или} \quad i_{\tau} = \alpha_i \cdot (2e_p)^m \cdot f, \quad (7.19)$$

где α_i – коэффициент, средняя величина которого может быть принята равной примерно 4; m – показатель степени, равный приблизительно 1,75.

В диапазон значений $\alpha_i = 2 \div 6$ укладываются и большинство величин i' , полученных при развитии трещин (см. табл. 7.3). На этой основе при $\alpha_i = 4$ для $2e_p = 0,1\%$ и $f = 1$ Гц получим $i_{\tau} = 0,07$ град/с, а для $2e_p = 0,1\%$ и $f = 1000$ Гц – $i_{\tau} = 70$ град/с.

Разброс величин α_i и i_{τ} обусловливается различием типов образцов, материалов и степени их упрочнения. Получаемая величина скорости нагрева i_{τ} зависит также от мест приварки термопар, мест образования и развития трещин. Большое значение имеет также точность контроля и компенсации размаха деформаций (напряжений) в ходе испытания при непрерывном повышении температуры образца.

До момента образования трещины саморазогрев гладкого образца в макромасштабе, как видно из представленных выше термограмм (см. рис. 7.18, 7.19), происходит равномерно на достаточно протяженной длине базы образца, на которой в последующем произойдет разрушение. В момент образования здесь трещины и при последующем ее развитии в вершине последней наблюдается зона существенно более высокой локальной температуры (на десятки и сотни градусов). На трубчатых образцах ярко светящаяся вершина трещины “пробегает” вместе с трещиной по поверхности образца перпендикулярно его оси, и образец разрушается. Время этого пробега τ наблюдаемого в описанных в п. 7.4 экспериментах, составляло $1 \div 1,5$ с.

На термограмме, зарегистрированной в момент разрушения образца (см. рис. 7.19, б), отчетливо в виде яркой полосы видна траектория этого разрушения. Термопары, отстоящие от зоны разрушения приблизительно на 5 мм, показывали в этот момент температуру на уровне $t = 630 \div 650$ °С. Местный локальный саморазогрев в вершине развивающейся трещины при ярком свечении

этой зоны по данным термограммы характеризовался местными температурами более 1000°C .

Как показали эксперименты, выполненные на образцах с концентрацией напряжений (см. табл. 7.4), скорость локального повышения температуры у вершин образующихся в них трещин была примерно в 3 раза выше, чем в гладкой части образца. Для циклически разупрочняющейся стали 15Х2МФА это превышение было большим, чем для других сталей.

Осмотр поверхностей излома образцов показал наличие цветов побежалости с большим изменением температур по мере развития трещины. Нагрев образцов с теплоотдачей к моменту образования трещин доходил до 700°C (обр. 10, см. табл. 7.4), а максимальный расчетный нагрев без теплоотдачи составил 2500°C (обр. 14, см. табл. 7.4) с последующим разрушением из-за развития трещин. На корсетных образцах при высоких уровнях деформаций и значений частот происходило расплавление в зоне минимального сечения. Это соответствует новому типу предельного состояния, не отраженному в расчетах ЖРД для экстремальных случаев.

Такие уровни локальных температур могут при соответствующих условиях работы несущих элементов ракетных двигателей способствовать их возгоранию.

7.6. Исследование характеристик неравномерности распределения микродеформаций

Как показано выше, саморазогрев образца определяется, в основном, величиной макродеформации и локальной деформацией в зонах концентрации, а также свойствами материала. Исходные данные по саморазогреву образцов при деформировании в упругопластической области получаются при измерении деформаций на рабочей базе образца и температур в средней зоне этой рабочей части.

При упругопластическом деформировании поликристаллических материалов вследствие структурной неоднородности, обусловленной различной ориентацией отдельных зерен и их различными свойствами, возникает неоднородность деформации поликристалла [115, 116]. Практически независимо от вида нагружения для одного и того же материала характер неоднородности при статическом и длительном статическом нагружениях сохраняется [117, 118]. Внутриверенная неоднородность порождает неравномерность микродеформации [119, 120] на отдельных малых участках деформируемого образца (рис. 7.28). Можно полагать, что неоднородность микродеформаций будет порождать и мик-

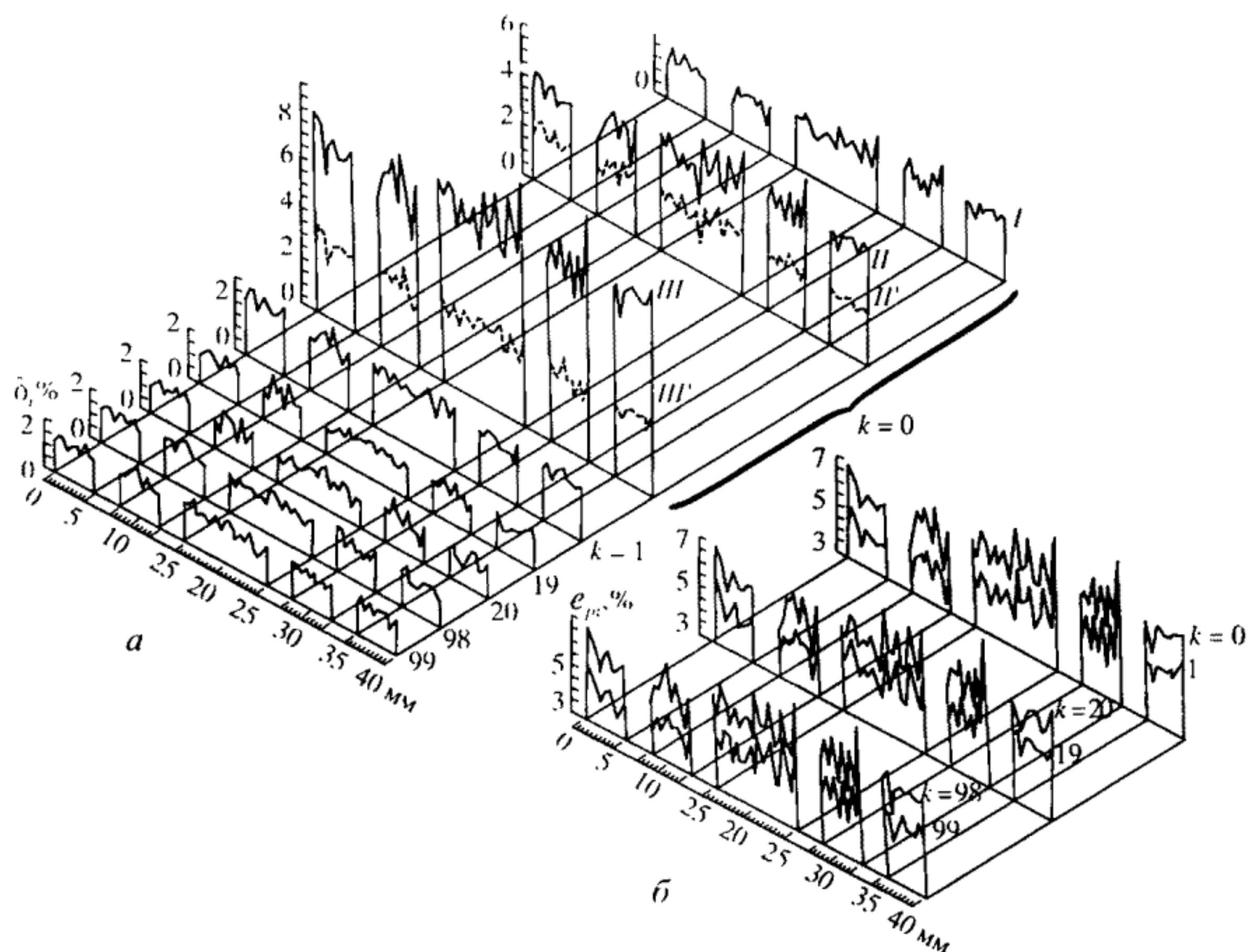


Рис. 7.28. Неоднородность циклических (а) и односторонне накопленных (б) пластических деформаций на базе образца

ронеоднородность полей температур в соответствии с данными пп. 7.1–7.5 и уравнением (7.19).

Наряду с этим вследствие неровности микрогеометрии поверхности, обусловленной механической обработкой, дополнительно неоднородность микродеформаций может быть следствием концентрации напряжений в локальных участках поверхности, и, чем выше качество поверхности, тем меньше неоднородность микродеформаций от микронеровностей. Для полированных поверхностей основная микронеоднородность деформаций связана со структурной неоднородностью материала. Это также может способствовать появлению микронеоднородных тепловых полей.

Для исследования особенностей развития деформации [119, 120] использовались трубчатые образцы из аустенитной стали Х18Н10Т с длиной рабочей части 40 мм, на которой с помощью алмазной пирамиды на приборе ПМТ-3 наносились риски (предварительно поверхность образца была отполирована) на расстоянии 0,5 мм. Деформирование осуществлялось при циклическом нагружении растяжением–сжатием с частотой 1 цикл в минуту на установке УМЭ-10Т (см. гл. 6).

Измерение деформаций на базе осуществлялось с помощью продольного деформометра с погрешностью 2% от измеряемой величины, а запись петли гистерезиса производилась на двухкоординатном потенциометре. Кроме того, с использованием инструментального микроскопа и прибора ПМТ-3 измерялась также деформация на базах 0,5; 5; 40 мм. Погрешность при этом зависела от уровня пластической деформации и базы измерения и находилась в пределах 0,5–2,5%.

Как видно из рис. 7.28, а, при упругопластическом деформировании в отдельных зонах рабочей базы при средней деформации на всей базе 2,0% наблюдаются деформации от 1,2 до 3,2%. С увеличением общей деформации местные деформации продолжают расти и при средней деформации 4,2% достигали величины 6%, а при 7,4% – от 5 до 9,5%. Причем увеличение средней деформации сопровождается ростом местной, как правило, на одних и тех же участках.

После снятия нагрузки на отдельных участках исходного деформирования последующее нагружение в ту же сторону (растяжение) сопровождается преимущественным деформированием тех же зон (пунктирные кривые на рис. 7.28, а получены в предположении, что исходным является нагружение после разгрузки). Однако интенсивность развития деформаций в этих зонах неодинакова и происходит при этом некоторое выравнивание общих деформаций по всей базе измерений. После разгрузок в процессе дальнейшего нагружения, в том числе и при смене знака нагрузки, средняя деформация по базе поддерживается сравнительно равномерной.

При смене знака нагрузки максимальные местные циклические деформации сжатия наблюдаются в тех же участках, где они были наибольшими при растяжении. С увеличением количества циклов нагружения происходит некоторое перераспределение деформаций в отдельных участках базы образца. Однако зоны с повышенным уровнем деформации, определяемой на базах 0,5 мм, остаются.

Аналогичным образом развиваются и односторонне накапливаемые деформации: с увеличением количества циклов нагружения продолжают сохраняться участки с повышенным уровнем деформации, накопленной в сторону растяжения (см. рис. 7.28, б).

Средние значения деформаций (циклических и односторонне накопленных), полученные путем суммирования по отдельным участкам, равным 0,5 мм и 5 мм:

$$\delta_{p, \text{cp}} = \frac{1}{n} \sum_1^n \delta_{pi}; \quad e_{p, \text{cp}} = \frac{1}{n} \sum_1^n e_{pi}, \quad (7.20)$$

где δ_{pi} и e_{pi} соответственно циклическая и односторонне накопленная деформация на i -м 0,5-миллиметровом участке рабочей базы, практически совпадают с величинами деформаций, определяемых непосредственно на базе 40 мм, и различие их не превышало 2% от измеряемой величины, что находилось в пределах точности их измерения, т.е. практически:

$$\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (\delta_{pi} - \delta_{p, \text{ср}}) = 0; \quad \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (e_{pi} - e_{p, \text{ср}}) = 0.$$

Неоднородность циклической пластической деформации и односторонне накопленной в цикле может быть охарактеризована коэффициентами микронеднородности: циклической $K_{\mu\delta}$ и односторонне накопленной $K_{\mu e}$ пластической деформации, определяемыми, как:

$$K_{\mu\delta} = \delta_{pi \text{ max}} / \delta_{p, \text{ср}} \quad \text{и} \quad K_{\mu e} = e_{pi \text{ max}} / e_{p, \text{ср}}, \quad (7.21)$$

где $\delta_{pi \text{ max}}$ – местная пластическая деформация в цикле; $\delta_{p, \text{ср}}$ – средняя величина ширины петли гистерезиса в цикле, измеренная на всей рабочей базе; $e_{pi \text{ max}}$ – местная односторонне накопленная деформация в рассматриваемом цикле нагружения; $e_{p, \text{ср}}$ – средняя односторонне накопленная к данному циклу пластическая деформация на большой базе измерения.

Как видно из рис. 7.29, наибольшая неоднородность имеет место в первые полуциклы нагружения (см. рис. 7.29, а) и при малых степенях деформаций (см. рис. 7.29, б). С увеличением количества полуциклов нагружения и величины деформаций (как циклических, так и односторонне накопленных) неоднородность уменьшается и на некоторой стадии статического (нулевой полуцикл) и циклического деформирования стабилизируется (как в полуциклах растяжения, так и сжатия). При этом коэффициенты микронеднородности $K_{\mu\delta}$ и $K_{\mu e}$ стремятся к одному и тому же значению, которое при дальнейшем нагружении незначительно изменяется вплоть до появления микротрещин.

Проведенная статистическая обработка местных деформаций показала, что они подчиняются нормальному распределению, функция плотности вероятности которого описывается уравнением вида:

$$\varphi(x) = \frac{1}{S \sqrt{2\pi}} \cdot e^{-\frac{(x-a)^2}{2S^2}}, \quad (7.22)$$

где a – математическое ожидание; S – стандартное отклонение; x – случайная величина, которой в данном случае являются местные

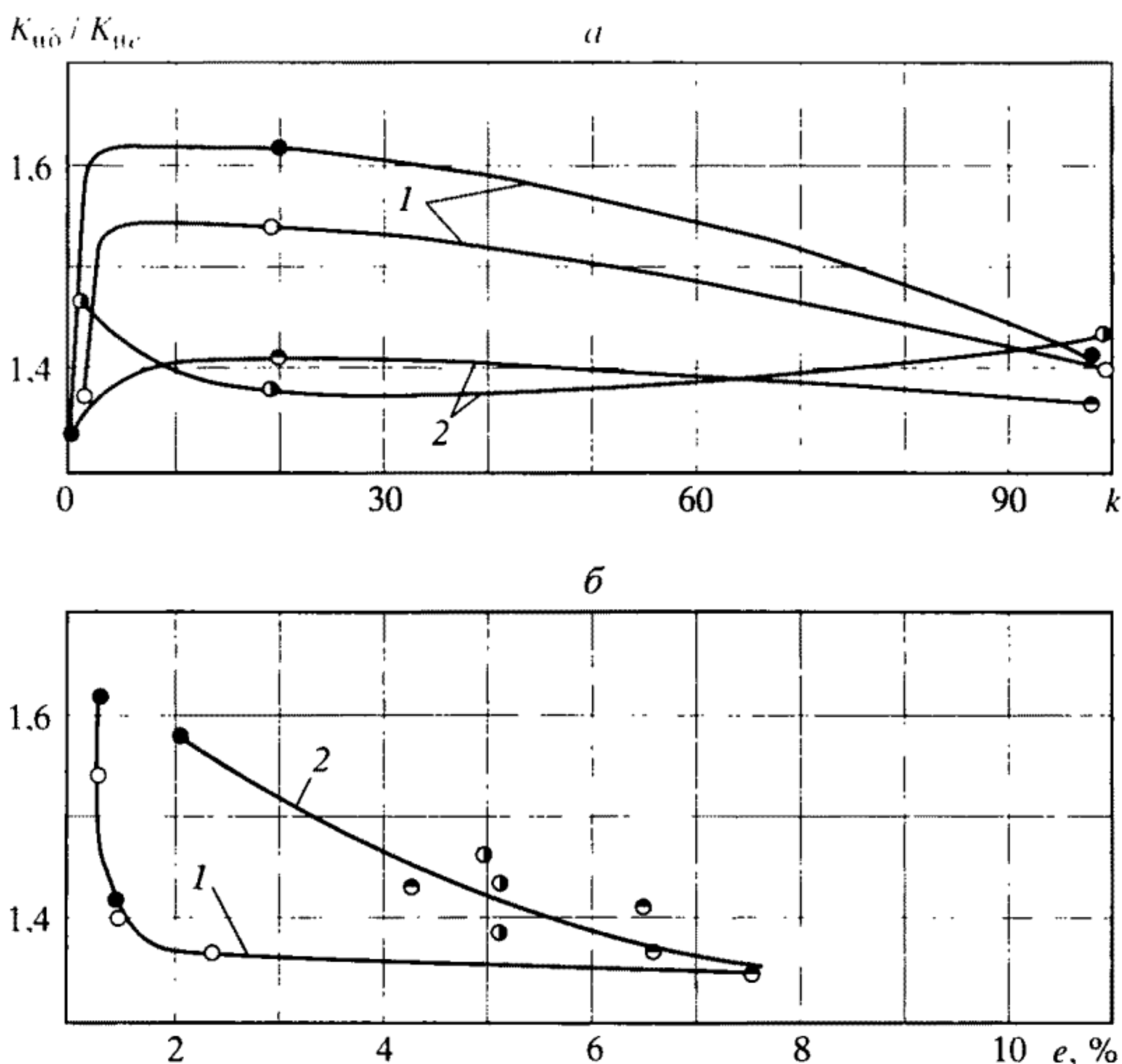


Рис. 7.29. Изменение коэффициентов неоднородности циклических (1) и односторонне накопленных (2) деформаций в зависимости от числа полупериодов нагружения (а) и уровня деформации (б)

Темные значки - полупериоды растяжения, светлые - полупериоды сжатия

циклическая δ_{pi} или односторонне накопленная e_{pi} деформации i -го участка. В нашем случае в силу большого числа ($n = 80$) участков измерения $a = \delta_{p,ср}$ или $a = e_{p,ср}$.

На рис. 7.30 и 7.31 представлены вероятностные кривые распределения местных циклических деформаций δ_{pi} и односторонне накопленных пластических деформаций e_{pi} , а также их кривые функций плотности вероятности распределения, определяемые соответственно уравнениями

$$\begin{aligned} \varphi(\delta_i) &= \frac{1}{S_{\delta} \sqrt{2\pi}} \cdot e^{-\frac{(\delta_i - \delta_{p,ср})^2}{2S_{\delta}^2}}, \\ \varphi(e_i) &= \frac{1}{S_e \sqrt{2\pi}} \cdot e^{-\frac{(e_i - e_{p,ср})^2}{2S_e^2}}, \end{aligned} \quad (7.23)$$

где $\delta_{p,ср}$ и $e_{p,ср}$ соответственно средняя циклическая и односторонне

накопленная деформации, определяемые по уравнению (7.20). S – среднее квадратичное отклонение, определяемое для δ_{pi} как

$$S_{\delta} = \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_1^n (\delta_{pi} - \delta_{p, \text{cp}})^2}, \quad (7.24)$$

и для e_{pi} , как

$$S_e = \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_1^n (e_{pi} - e_{p, \text{cp}})^2}.$$

Указанные выше кривые даны как для статической (нулевой полупериод нагружения, который был реализован за три этапа со средними деформациями 2,08; 4,30; 7,52%, после каждого из которых производилась разгрузка, а затем проводилось измерение местных и общей средней деформаций), так и циклических деформаций после следующих полупериодов нагружения: $k = 0; 1; 19; 20; 98; 99$.

Как видно из рис. 7.30, при увеличении статической деформации увеличивается разброс местных деформаций: среднее квадратичное отклонение S_{δ} повышается с ростом средней деформации $\delta_{p, \text{cp}}$ (соответственно увеличивается наклон вероятностных кривых и уменьшается острота пиков кривых функции плотности вероятности распределения после первого $k = 0$ (I), второго $k = 0$ (II) и третьего $k = 0$ (III) этапов деформирования в нулевом полупериоде), хотя в силу роста средних значений деформации коэффициент вариации v_{δ} убывает (см. рис. 7.30, а).

Если местные деформации после каждого этапа нагружения в нулевом полупериоде (статические деформации) измерять, считая за исходное состояние состояние после очередного этапа, а не с начала деформирования, то оказывается, что с увеличением деформации рассеяние значений местных деформаций уменьшается: наклон вероятностных кривых и кривых функции плотности вероятности распределения (штриховые кривые $k = 0$ (I') и $k = 0$ (II')) соответственно на рис. 7.30, а и 7.30, б) уменьшается. Это свидетельствует о том, что при статическом нагружении на первой стадии $k = 0$ (I) пластической деформации подвержены лишь отдельные локальные участки.

Дальнейшее увеличение деформации на этапах $k = 0$ (II) и $k = 0$ (III) сопровождается последовательным вовлечением в пластическое деформирование наряду с уже начавшими пластически деформироваться на предыдущем этапе новых участков (см. рис. 7.30, а). При этом вовлеченные новые участки и участки, уже деформировавшиеся прежде, имеют близкие рассеяния на каждом очередном этапе, но если принимать в качестве исходного после

a

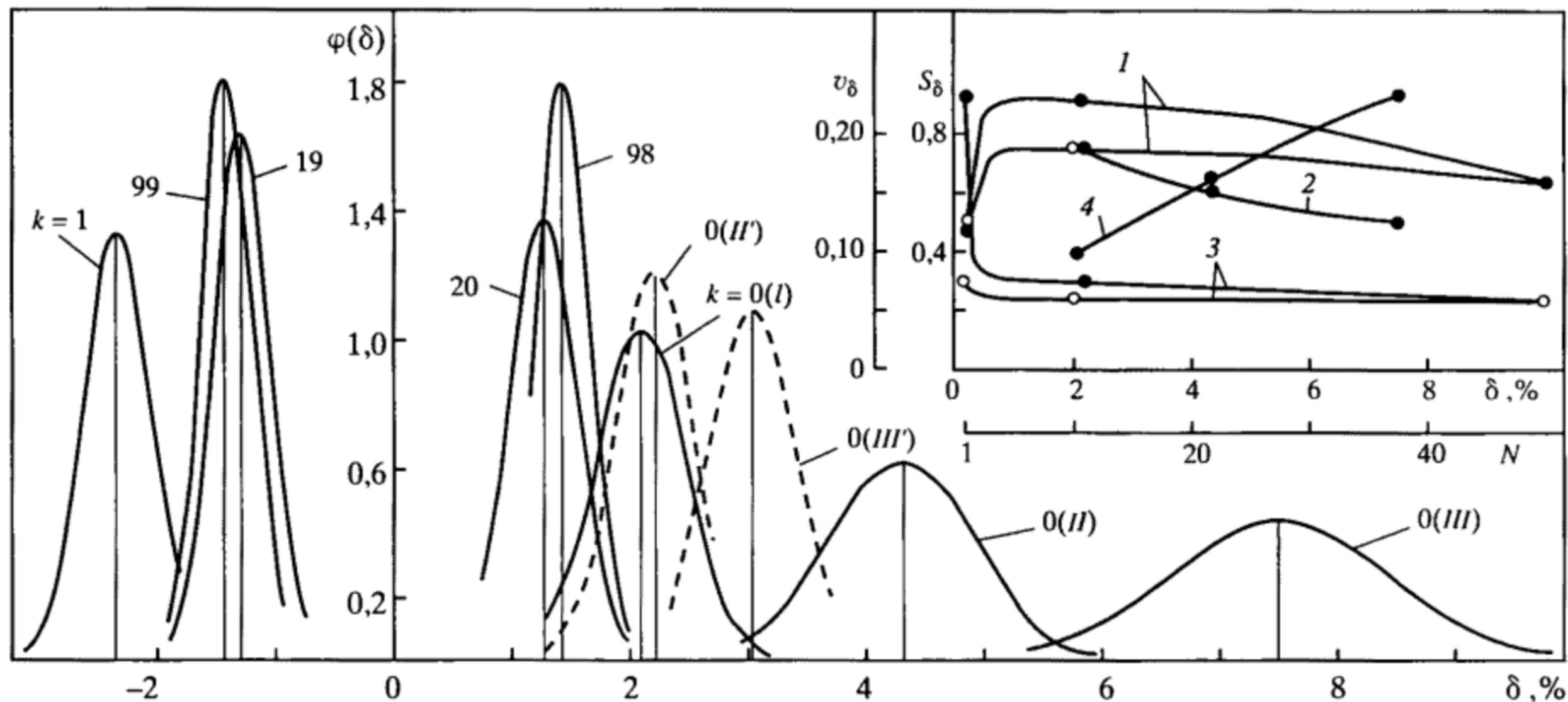


Рис. 7.30. Изменение параметров нормального закона распределения величин местных циклических пластических деформаций

a. 1 – $v_\delta = f(N)$; 2 – $v_\delta = f(\delta)$; 3 – $S_\delta = f(N)$; 4 – $S_\delta = f(\delta)$; *б.* Кривые накопленной вероятности для величин местных деформаций. Темные значки на верхнем рисунке – полуциклы растяжения, светлые – полуциклы сжатия

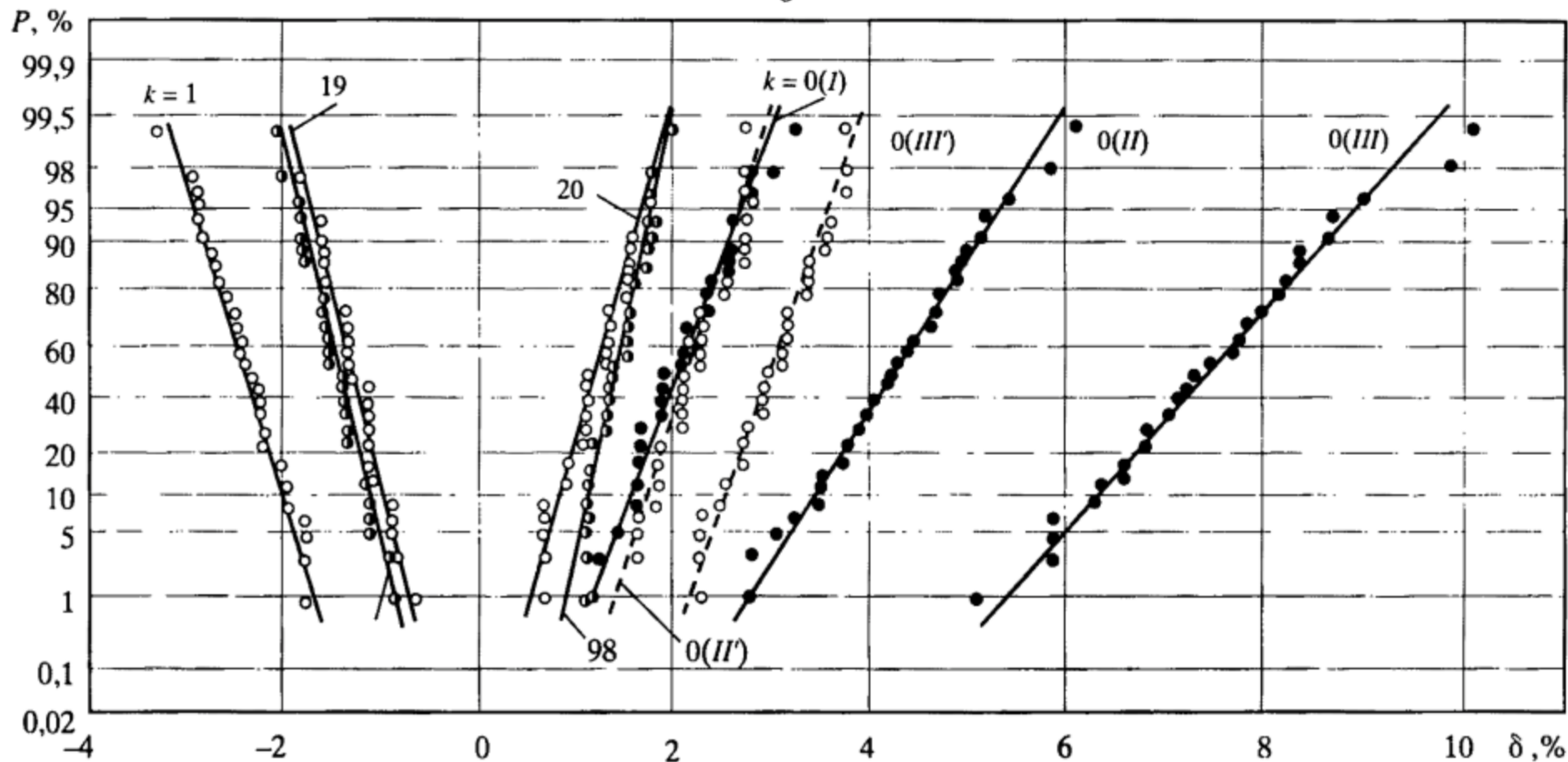


Рис. 7.30 (окончание)

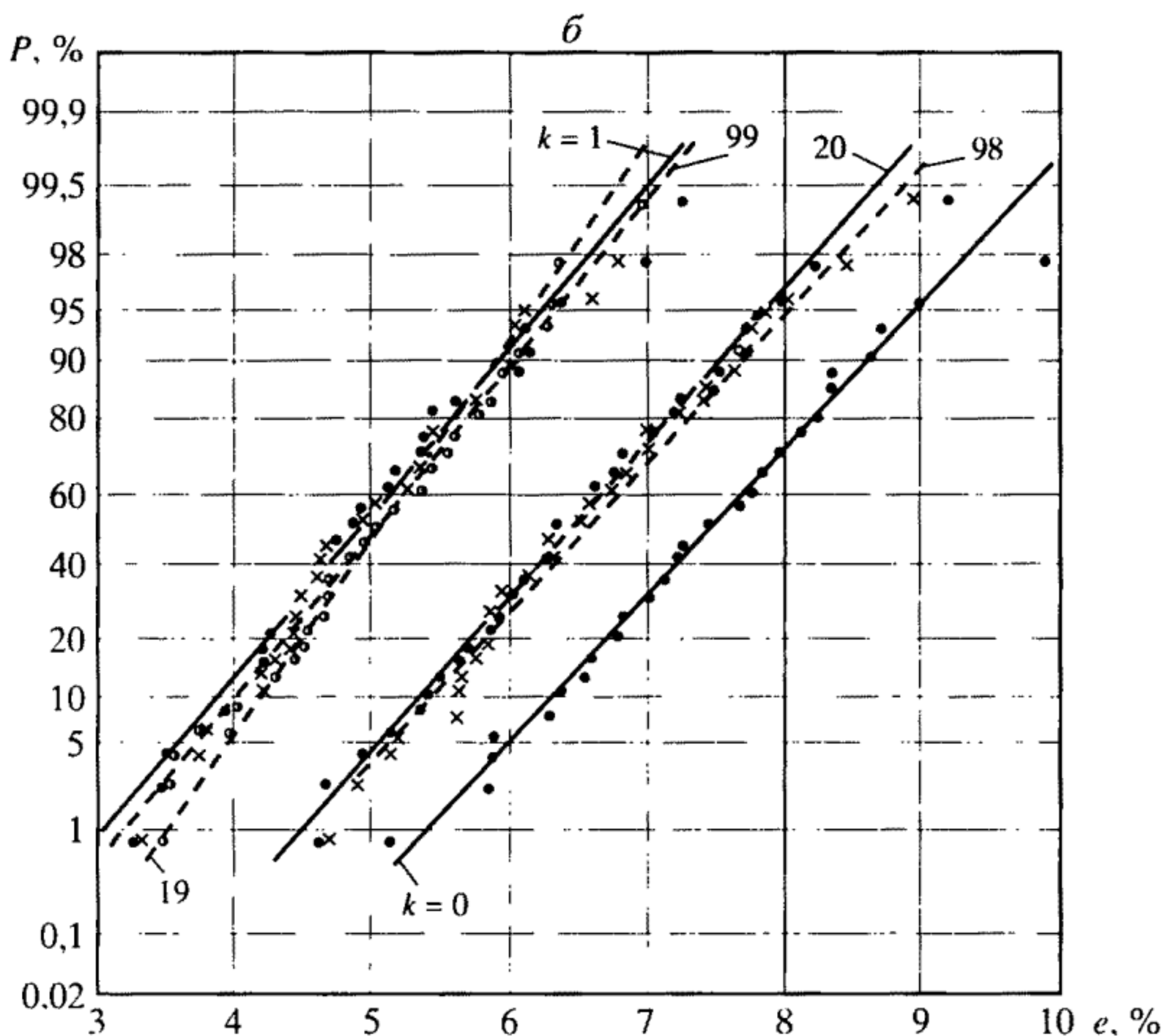
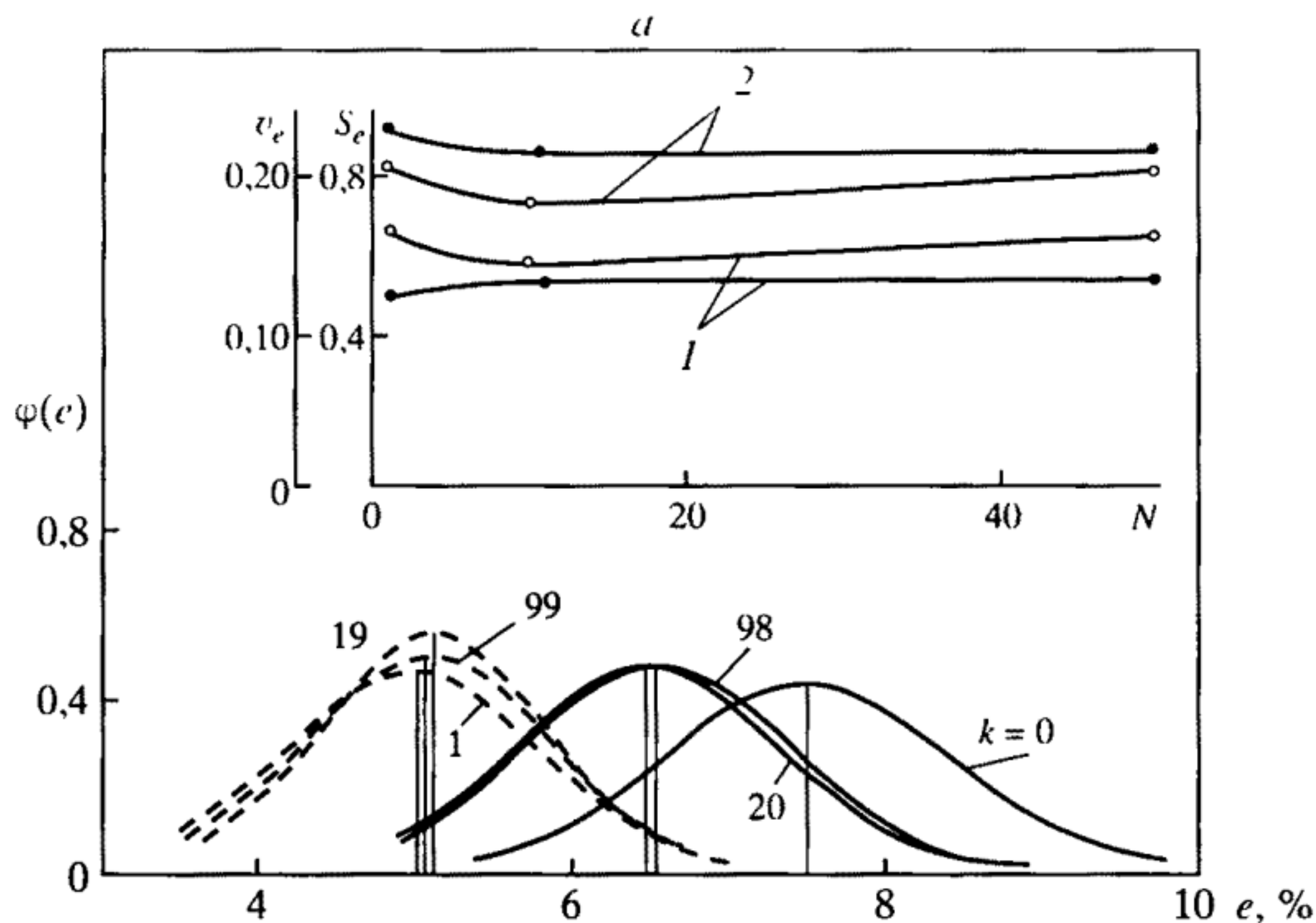


Рис. 7.31. Изменение параметров нормального закона распределения величин местных односторонне накопленных деформаций

a. 1 – $v_e = f(N)$, 2 – $S_e = f(N)$; *б.* Кривые накопленной вероятности для величин местных односторонне накопленных деформаций. Темные точки на верхнем рисунке – полуциклы растяжения, светлые – полуциклы сжатия

каждого этапа начальное состояние недеформированного образца, то рассеяние, например, после $k = 0$ (III) оказывается существенно бóльшим, чем в каждом из рассматриваемых этапов, поскольку деформация участков, начавших пластически деформироваться при $k = 0$ (I) и при $k = 0$ (III), сильно различается (см. рис. 7.28, а).

При смене знака нагрузки (в первом полуцикле) в сторону сжатия рассеяние результатов резко уменьшается и, как видно из рис. 7.30, значение функции плотности вероятности распределения для $k = 1$ увеличивается, а наклон кривой вероятности распределения местных деформаций уменьшается. При этом среднее квадратичное отклонение также резко уменьшается (см. рис. 7.30, а). С увеличением количества циклов нагружения рассеяние как в полуцикле растяжения, так и в полуцикле сжатия уменьшается, а затем стабилизируется и, в конечном счете, оказывается одинаковым для полуциклов растяжения и сжатия. Для стали X18H10T стадия стабилизации наступала для выбранного уровня напряжений ($\sigma_a = 420$ МПа, $N_p = 750$ цикл.) уже к 50-му циклу нагружения.

Для односторонне накопленных местных деформаций (см. рис. 7.31) рост числа циклов нагружения хотя и сопровождается некоторым уменьшением величины рассеяния, однако это уменьшение не столь ярко выражено, как для случая местных циклических деформаций: среднее квадратичное отклонение S_e и коэффициент вариации v_e стабилизируются уже к 10-му циклу нагружения, имея близкие значения соответственно как для полуциклов растяжения, так и сжатия. При этом, однако, следует иметь в виду, что в этом случае практически не наблюдалось накопление деформаций в сторону растяжения, и даже имело место некоторое накопление деформаций в сторону сжатия (см. рис. 7.31) на базе их измерения от первого цикла нагружения до 20-го цикла.

Проведенная статистическая обработка показала, что неравномерность пластической деформации на рабочей базе образца может быть оценена через параметры вероятностных кривых нормального распределения (см. рис. 7.30, б и 7.31, б), определяемых уравнением вида:

$$x = U_p S + a, \quad (7.23)$$

где x — либо местная циклическая деформация δ_{pi} , либо местная односторонне накопленная деформация e_{pi} , соответствующая заданному квантилю нормального распределения U_p ; S и a — соответственно стандартное отклонение и математическое ожидание.

Теоретические коэффициенты неоднородности деформаций $K_{\mu\delta}^*$ и $K_{\mu e}^*$ по вероятностной кривой для заданного квантиля

нормального распределения U_p могут быть определены как

$$K_{\mu}^* = (U_p S + a)/a. \quad (7.24)$$

Используя при этом параметры $a = \delta_{p, \text{ср}}$ или $a = e_{p, \text{ср}}$ кривых распределения для δ_{pi} и e_{pi} и принимая для нашего случая $a = S$, получим:

$$K_{\mu\delta}^* = (U_p S_{\delta} + \delta_{p, \text{ср}})/\delta_{p, \text{ср}}, \quad (7.25)$$

$$K_{\mu e}^* = (U_p S_e + e_{p, \text{ср}})/e_{p, \text{ср}}, \quad (7.26)$$

где S_{δ} и S_e – среднее квадратичное отклонение соответственно для δ_{pi} и e_{pi} .

Таким образом, с учетом микронеоднородности деформаций, обусловленной микрогеометрией окончательной обработки поверхности и структурной неоднородностью, в соответствии с зависимостями (7.15), (7.19), может быть оценен местный саморазогрев локальных объемов материала в сравнении со средними значениями температур саморазогрева рабочей базы образца.

В рассматриваемом случае размах локальной микропластической деформации может быть определен как

$$2e_p^* = 2e_p \cdot K_{\mu\delta}^*, \quad (7.27)$$

а величину α , в уравнении (7.19) следует принимать на нижнем из возможных уровней ($\alpha \approx 2$). При этом скорость локального повышения температуры i'_+ будет примерно в 1,5 раза выше, чем скорость i'_- , определенная по уравнению (7.19). Это обстоятельство является обоснованием тепловых поверхностных “вспышек” при статическом и циклическом деформировании металлов, обуславливая образование сеток микротрещин на поверхности образцов.

Из сказанного вытекает необходимость учета при анализе прочности и ресурса ЖРД следующих факторов:

- обусловленная саморазогревом неизотермичность локального нагружения, усиливающая нелинейность процессов циклического упругопластического деформирования;

- возможность достижения принципиально нового вида предельного состояния – возгорания высоконагруженных несущих элементов при высоких частотах и амплитудах деформаций, при наличии пульсаций высокого давления и обогащенного кислородом рабочего тела в процессе неполного сгорания топлива и окислителя;

- возможность достижения экстремального предельного состояния – расплавления металла в зонах максимального саморазогрева.

ИССЛЕДОВАНИЕ ЭФФЕКТОВ КОНЦЕНТРАЦИИ НАПРЯЖЕНИЙ

8.1. Концентрация напряжений и деформаций в упругопластической области при статическом нагружении

Решение нелинейных краевых задач в зонах концентрации напряжений на протяжении многих десятилетий входит в число фундаментальных проблем механики деформирования. Напряженно-деформированные и предельные состояния в зонах концентрации элементов конструкций анализируют расчетными и экспериментальными методами с использованием закономерностей деформирования и разрушения при однородном напряженном состоянии. При этом важнейшее значение имеет решение краевых задач в упругой постановке с определением теоретических коэффициентов концентрации напряжений α_σ .

Фундаментальные результаты в этом направлении на основе теории упругости получены в работах Н.И. Мусхелишвили [121], Г.Н. Савина [122], Г. Нейбера [123], Р. Петерсона [124]. Возникновение упругопластических деформаций в зонах конструктивной концентрации вызывает перераспределение напряжений и деформаций, зависящее от сопротивления материала неупругим деформациям, уровня номинальных напряжений и величины теоретического коэффициента концентрации.

Анализ напряженного и деформированного состояний элементов конструкций, содержащих зоны конструктивной концентрации напряжений, в упругопластической области в общем случае вызывает значительные трудности. Для этого используют точные решения задач теории пластичности, приближенные методы численного решения, экспериментальные исследования (Н.Н. Малинин, В.В. Москвитин, Ю.Н. Работнов, И.А. Биргер, Г.С. Писаренко, А.Г. Угодчиков, Ю.Г. Коротких, Г. Хесин, Г.П. Карзов, А.Б. Злочевский, В.Т. Трощенко) [57, 121–130].

Из-за сложности конструктивных форм и различного сопротивления материалов образованию упругопластических деформаций в зонах концентрации в настоящее время широко применяются способы экспериментального определения максимальных деформаций и полей распределения деформаций в сечениях (например, фотоупругость и фотопластичность, методы муара, сеток,

малобазная электротензометрия, голография (лазерная и оптическая) и интерферометрия, исследования степени деформирования структурных составляющих, рентгеновские методы и др.).

Возможность некоторых основных методов исследования проанализированы и развиты в ИМАШ РАН под руководством С.В. Серенсена, Н.А. Махутова, Н.И. Пригоровского, Г.В. Ужика, Р.М. Шнейдеровича [10–34, 60, 61, 131–137].

Приведенные ниже результаты исследования кинетики упруго-пластических деформаций при неоднородном напряженном состоянии получены, в основном, с использованием метода сеток, муара и фотоупругих покрытий [8, 11, 32, 33, 56]. Испытывали образцы – лабораторные цилиндрические при статическом нагружении с кольцевыми надрезами, имеющие теоретические коэффициенты концентрации $\alpha_\sigma = 1,39 \div 6,73$. Плоские образцы испытывали при статическом и циклическом (растяжение-сжатие) нагружении; они имели боковые надрезы с теоретическими коэффициентами концентрации α_σ 1,5, 4,1; 5,1. Испытывали также образцы с поперечным отверстием при $\alpha_\sigma = 2,5$. Сечение образцов варьировалось от 60 до 380 мм². Образцы изготовляли из сталей 22К, 12Х2МФА, 15Х2МФА, 25Х2М1Ф, 12Х18Н9Т и 08Х18Н10Т. Образцы испытывали на электромеханических и гидравлических машинах.

Деформацию на цилиндрических образцах измеряли с помощью пятна типографской краски, наносимой иглой на полированную поверхность надреза. Диаметр этого пятна 0,3–0,05 мм в зависимости от радиуса ρ основания надреза (для $\rho = 4,4 \div 0,9$ мм диаметр пятна составлял 0,3 мм, для $\rho = 0,6$ мм \div 0,2 мм и для $\rho = 0,3 \div 0,1 - 0,05$ мм).

Деформации плоских образцов измеряли с помощью квадратных сеток с шагом 0,05–0,1 мм. Эти сетки наносили на полированные боковые поверхности образцов на большом инструментальном микроскопе, имеющем соответствующее приспособление с алмазной пирамидкой от прибора ПМТ-3 для измерения микротвердости.

Местные деформации в процессе статического и циклического нагружения образцов измеряли оптической системой, собранной на базе прибора ПМТ-3. В этой системе использовали длиннофокусный ($F = 14$ мм) объектив. Расстояние между рисками с точностью до 0,1 мкм отсчитывали на компараторе с ценой деления 1 мкм при увеличении оптической системы 130 и 400. Погрешность измерения деформаций методом сеток увеличивается по мере увеличения деформаций: при деформациях до 2% она составляет примерно 15–20%, при деформациях до 5% – около 10%,

при деформациях до 10% — около 5% и при деформациях более 20% — около 3%.

В некоторых опытах при циклическом нагружении, когда максимальные местные деформации в зонах концентрации на плоских образцах $2_{\text{кн}}$ не превышали 1,5–2%, измерения осуществляли с помощью оптически активных наклеек и сеток. Наклейки наносили на одну боковую поверхность образца, а сетки — на другую. При анализе сопротивления статическим деформациям образцов с поперечным отверстием использовали метод муара.

Продольные и поперечные деформации измеряли в минимальном сечении образцов методом сеток. Максимальные местные деформации, использовавшиеся для оценки коэффициентов концентрации деформаций, определяли у контура надреза или отверстия. По опытным величинам логарифмических продольных и поперечных деформаций деформацию в направлении толщины образца вычисляли из условия несжимаемости. На плоских образцах толщиной 0,8–1 мм с поперечным отверстием деформации определяли также и из эксперимента (по изменению толщины) в предположении их равномерного распределения. Эти три составляющие деформации использовались для расчетного определения интенсивности деформаций.

Обзор методов и результатов аналитического и численного изучения напряжений и деформаций в местах концентрации в связи с образованием зон пластических деформаций содержится в работах [8, 11–34, 137]. Аналитические решения задач теории пластичности для идеально упругопластического материала позволили описать размеры и форму зон пластичности в пластинах с одним или системой отверстий при осесимметричном нагружении по контуру отверстий или пластины, а также при одно- и двухосном растяжении пластины.

Более сложным оказывается аналитическое решение задачи определения напряжений и деформаций в зоне концентрации упругопластического материала с упрочнением. Класс решаемых упругопластических задач был существенно расширен при использовании приближенных методов, основанных на методе упругих решений. В ряде работ исследования напряженного и деформированного состояния в неупругой области при наличии концентрации напряжений проводили на основе различных кинематических гипотез — неплоских сечений, подобия распределения упругопластических и упругих деформаций.

Расширение возможностей исследования напряжений и деформаций в зонах концентрации в упругопластической области связано в последние три десятилетия с применением электрон-

ных вычислительных машин (ЭВМ). Это относится, в частности, к решению задач методами упругих решений, итераций, неплоских сечений, конечных разностей и конечных элементов в связи с резким повышением возможности персональных компьютеров в настоящее время исключительно большое применение получил метод конечных элементов (МКЭ).

Для оценки прочности элементов конструкций ЖРД при однократном и малоцикловом нагружении необходимо располагать в первую очередь величинами максимальных напряжений и деформаций в зонах концентрации. Усложнение конструктивных форм, схем нагружения и практически неограниченное увеличение числа расчетных случаев (включая вариацию теоретических коэффициентов концентрации α_σ) вызывает значительные и в целом ряде случаев непреодолимые трудности при аналитическом решении упругопластических задач. В связи с этим существенное значение приобретают приближенные способы количественного определения коэффициентов концентрации, отражающие процессы перераспределения напряжений и деформаций.

Наибольшее распространение в расчетах максимальных местных напряжений и деформаций получили формулы Нейбера, Хардрата–Омана. Эти формулы проанализированы в работах [11, 32–34, 56, 137, 138].

Указанные выше экспериментальные и теоретические исследования показали, что упругопластические деформации в зонах концентрации увеличиваются непропорционально внешним нагрузкам, при этом коэффициенты концентрации напряжений уменьшаются, а коэффициенты концентрации деформаций увеличиваются. Формулы Нейбера, Хардрата–Омана позволяют определить коэффициенты концентрации интенсивности напряжений K_σ и интенсивности деформаций K_ϵ в упругопластической области по известным значениям коэффициента концентрации напряжений α_σ в упругой области:

$$K_\sigma K_\epsilon / \alpha_\sigma^2 = 1 \quad (8.1)$$

$$K_\epsilon = 1 + (\alpha_\sigma - 1) E_2 / E_1, \quad (8.2)$$

где E_2 – секущий модуль для деформации, равной максимальной деформации в зоне концентрации; E_1 – секущий модуль для номинальной деформации. Формула (8.2) Хардрата–Омана может быть преобразована:

$$K_\epsilon = \frac{\alpha_\sigma - 1}{K_\sigma - 1} K_\sigma. \quad (8.3)$$

В формулах (8.1) и (8.2) α_σ определяется как корень квадратный из произведения теоретических коэффициентов концентрации интенсивностей упругих напряжений и деформаций. Предельное значение коэффициента концентрации деформаций K_e по формулам (8.1) и (8.2) получается при снижении величины K_σ от значения α_σ до единицы: при этом по формуле (8.1) предельное значение K_e равно α_σ^2 , а по формуле (8.3) получаются бесконечно большие величины K_e . По данным экспериментов [8, 11, 32–34, 137], для материалов с незначительным упрочнением в упруго-пластической области и для образцов с высокой концентрацией напряжений формула Нейбера (8.1) дает завышенные значения местных деформаций и напряжений.

Максимальные упругопластические деформации в зонах концентрации можно определить [32, 33] с помощью интерполяционных функций, вводимых в формулы для коэффициентов концентрации напряжений и деформаций в упругой области. В соответствии с этим максимальная интенсивность местной упругопластической деформации и напряжений (индекс i интенсивности напряжений и деформаций для сокращения записи ниже опущен)

$$\bar{e}_{\max k} = \bar{e}_n K_e \quad \text{и} \quad \bar{\sigma}_{\max k} = \bar{\sigma}_n K_\sigma, \quad (8.4)$$

где \bar{e}_n , $\bar{\sigma}_n$ – интенсивности относительных номинальных деформаций и напряжений ($\bar{\sigma} = \sigma/\sigma_T$, $\bar{e} = e/e_T$; $e_T = \sigma_T/E$). Коэффициент концентрации деформаций K_e зависит от уровня концентрации напряжений в упругой области α_σ , интенсивности номинальных напряжений $\bar{\sigma}_n$ и сопротивления материала упругопластическим деформациям:

$$K_e = F_1[\alpha_\sigma, \bar{\sigma}_n, f(\bar{\sigma}_n, \bar{e}_n)], \quad (8.5)$$

где $f(\bar{\sigma}_n, \bar{e}_n)$ – кривая деформирования в упругопластической области в относительных координатах ($\bar{\sigma}_n = \sigma_n/\sigma_T$, $\bar{e}_n = e_n/e_T$).

По величине интенсивности деформаций $\bar{e}_{\max k}$ и кривой деформирования определяют интенсивность напряжений в точке с максимальной концентрацией:

$$\bar{\sigma}_{\max k} = f(\bar{e}_{\max k}). \quad (8.6)$$

Функция F_1 в выражении (8.5) должна отражать увеличение концентрации деформаций при упругопластическом деформировании, связанное со снижением сопротивления упругопластическим деформациям и изменением геометрии контура в зонах концентрации.

Для определения коэффициента концентрации деформаций может быть использовано соотношение типа (8.1), связывающее

K_e , K_σ и α_σ и зависящее от степени упрочнения материала в упруго-пластической области, уровня действующих напряжений $\bar{\sigma}_n$ и величины α_σ :

$$\frac{K_\sigma K_e}{\alpha_\sigma^2} = F_2[\alpha_\sigma, \bar{\sigma}_n, f(\bar{\sigma}_n, \bar{e}_n)]. \quad (8.7)$$

В соответствии с формулой (8.1), во всем диапазоне упруго-пластических деформаций $F_2 = 1$.

По данным эксперимента и расчетов [11, 32, 33, 56], функция F_2 должна обладать следующими свойствами:

- в предельном упругом состоянии, когда $K_\sigma = K_e = \alpha_\sigma$, $F_2 = 1$;
- при увеличении упругопластических деформаций численные значения функции F_2 убывают до определенных минимальных величин, соответствующих моменту потери устойчивости пластической деформации в зоне концентрации;

- по мере роста пластических деформаций после потери их устойчивости в зоне концентрации значения функции F_2 увеличиваются.

Указанным свойствам удовлетворяют функции F_2 вида

$$F_2[\alpha_\sigma, \bar{\sigma}_n, f(\bar{\sigma}_n, \bar{e}_n)] = (1/(\alpha_\sigma, \bar{\sigma}_n))^{n(1-m)[1 - (\bar{\sigma}_n - 1/\alpha_\sigma)]}, \quad (8.8)$$

$$F_2[\alpha_\sigma, \bar{\sigma}_n, f(\bar{\sigma}_n, \bar{e}_n)] = (1/(\alpha_\sigma, \bar{\sigma}_n))^{n(1 - \bar{G}_T)[1 - (\bar{\sigma}_n - 1/\alpha_\sigma)]}, \quad (8.9)$$

где n – постоянная, определяемая из расчета или эксперимента для данных α_σ и $\bar{\sigma}_n$; m – показатель степени при степенной аппроксимации диаграммы деформирования $f(\bar{\sigma}_n, \bar{e}_n)$; \bar{G}_T – модуль упрочнения в упругопластической области при линейной аппроксимации диаграммы деформирования ($\bar{G}_T = \bar{E}_T$).

В предельном упругом случае $\alpha_\sigma \bar{\sigma}_n = 1$, $\bar{\sigma}_n = 1/\alpha_\sigma$ и $F_2 = 1$, при упругих деформациях в зоне концентрации $m = \bar{G}_T = 1$ и $F_2 = 1$.

При указанных выше методах аппроксимации диаграмм деформирования (см. гл. 2, 3) максимальные напряжения и деформации по (8.6) в зоне концентрации определяются соотношениями:

$$\bar{\sigma}_{\max k} = \bar{e}_{\max k} \quad \text{при } \bar{\sigma}_{\max k} \leq 1; \quad (8.10)$$

$$\bar{\sigma}_{\max k} = \bar{e}_{\max k}^m \quad \text{при } \bar{\sigma}_{\max k} \geq 1; \quad (8.11)$$

$$\bar{\sigma}_{\max k} = 1 + \bar{G}_T(\bar{e}_{\max k}^m - 1) \quad \text{при } \bar{\sigma}_{\max k} \geq 1. \quad (8.12)$$

Аналогичными соотношениями связаны между собой номинальные напряжения $\bar{\sigma}_n$ и деформации \bar{e}_n :

$$\bar{\sigma}_n = \bar{e}_n \quad \text{при } \bar{\sigma}_n \leq 1; \quad (8.13)$$

$$\bar{\sigma}_n = \bar{e}_n^m \quad \text{при } \bar{\sigma}_n \geq 1; \quad (8.14)$$

$$\bar{\sigma}_n = 1 + \bar{G}_T(\bar{e}_n - 1) \quad \text{при } \bar{\sigma}_n \geq 1. \quad (8.15)$$

Из уравнений (8.10)–(8.15) получают зависимости между коэффициентами концентрации напряжений K_σ и деформаций K_e :

$$K_\sigma = K_e^m \bar{e}_n^m / \bar{\sigma}_n; \quad (8.16)$$

$$K_\sigma = \frac{1}{\bar{\sigma}_n} + \frac{\bar{G}_T}{\bar{\sigma}_n} (K_e \bar{e}_n - 1). \quad (8.17)$$

Подставляя уравнение (8.8) в (8.7) и решая систему (8.7) и (8.16), при степенной аппроксимации диаграммы деформирования получим:

$$K_e = \frac{\alpha_\sigma^{2/(1+m)} \bar{\sigma}_n^{(1-m)/(1+m)}}{(\alpha_\sigma \bar{\sigma}_n)^{n(1-m)[1-(\bar{\sigma}_n - 1/\alpha_\sigma)]/(1+m)}} \quad \text{при } \bar{\sigma}_n \leq 1; \quad (8.18)$$

$$K_e = \frac{\alpha_\sigma^{2/(1+m)}}{(\alpha_\sigma \bar{\sigma}_n)^{n(1-m)[1-(\bar{\sigma}_n - 1/\alpha_\sigma)]/(1+m)}} \quad \text{при } \bar{\sigma}_n \geq 1; \quad (8.19)$$

$$K_\sigma = \frac{\alpha_\sigma^{2m/(1+m)}}{\bar{\sigma}_n^{(1-m)/(1+m)} (\alpha_\sigma \bar{\sigma}_n)^{n(1-m)[1-(\bar{\sigma}_n - 1/\alpha_\sigma)]/(1+m)}} \quad \text{при } \bar{\sigma}_n \leq 1; \quad (8.20)$$

$$K_\sigma = \frac{\alpha_\sigma^{2m/(1+m)}}{(\alpha_\sigma \bar{\sigma}_n)^{n(1-m)[1-(\bar{\sigma}_n - 1/\alpha_\sigma)]/(1+m)}} \quad \text{при } \bar{\sigma}_n \geq 1. \quad (8.21)$$

После подстановки уравнения (8.9) в (8.7) и решения системы уравнений (8.7) и (8.17) в случае линейной аппроксимации диаграммы деформирования получаем:

$$K_e = \sqrt{\frac{\alpha_\sigma^2}{\bar{G}_T (\alpha_\sigma \bar{\sigma}_n)^{n(1-\bar{G}_T)[1-(\bar{\sigma}_n - 1/\alpha_\sigma)]}} + \frac{(1-\bar{G}_T)^2}{4\bar{G}_T \bar{\sigma}_n^2} - \frac{1-\bar{G}_T}{2\bar{G}_T \bar{\sigma}_n}} \quad \text{при } \bar{\sigma}_n \leq 1; \quad (8.22)$$

$$K_e = \sqrt{\frac{\alpha_\sigma^2 \bar{\sigma}_n}{\bar{G}_T \bar{e}_n (\alpha_\sigma \bar{\sigma}_n)^{n(1-\bar{G}_T)[1-(\bar{\sigma}_n - 1/\alpha_\sigma)]}} + \frac{(1-\bar{G}_T)^2}{4\bar{G}_T \bar{\sigma}_n^2} - \frac{1-\bar{G}_T}{2\bar{G}_T \bar{e}_n}} \quad \text{при } \bar{\sigma}_n \geq 1; \quad (8.23)$$

$$K_\sigma = \sqrt{\frac{\alpha_\sigma^2 \bar{G}_T}{(\alpha_\sigma \bar{\sigma}_n)^{n(1-\bar{G}_T)[1-(\bar{\sigma}_n - 1/\alpha_\sigma)]}} + \frac{(1-\bar{G}_T)^2}{4\bar{\sigma}_n^2} + \frac{1-\bar{G}_T}{2\bar{\sigma}_n}} \quad \text{при } \bar{\sigma}_n \leq 1; \quad (8.24)$$

$$K_\sigma = \sqrt{\frac{\alpha_\sigma^2 \bar{G}_T}{\bar{\sigma}_n (\alpha_\sigma \bar{\sigma}_n)^{n(1-\bar{G}_T)[1-(\bar{\sigma}_n - 1/\alpha_\sigma)]}} + \frac{(1-\bar{G}_T)^2}{4\bar{\sigma}_n^2} + \frac{1-\bar{G}_T}{2\bar{\sigma}_n}} \quad \text{при } \bar{\sigma}_n \geq 1. \quad (8.25)$$

Формула (8.1) в случае степенной аппроксимации диаграмм деформирования с использованием уравнения (8.16) может быть представлена в виде:

$$K_e = \alpha_{\sigma}^{2/(1+m)} \bar{\sigma}_n^{(1-m)/(1+m)} \quad \text{при } \bar{\sigma}_n \leq 1; \quad (8.26)$$

$$K_e = \alpha_{\sigma}^{2/(1+m)} \quad \text{при } \bar{\sigma}_n \geq 1; \quad (8.27)$$

$$K_{\sigma} = \alpha_{\sigma}^{2m/(1+m)} \bar{\sigma}_n^{(1-m)/(1+m)} \quad \text{при } \bar{\sigma}_n \leq 1; \quad (8.28)$$

$$K_{\sigma} = \alpha_{\sigma}^{2m/(1+m)} \quad \text{при } \bar{\sigma}_n \geq 1. \quad (8.29)$$

В случае линейной аппроксимации диаграмм деформирования по выражению (3.13) можно получить:

$$K_e = \frac{1 - \bar{G}_T}{2 \bar{\sigma}_n \bar{G}_T} \left[\sqrt{\alpha_{\sigma}^2 \frac{4 \bar{\sigma}_n^2 \bar{G}_T}{(1 - \bar{G}_T)^2} + 1} - 1 \right] \quad \text{при } \bar{\sigma}_n \leq 1; \quad (8.30)$$

$$K_e = \frac{1 - \bar{G}_T}{2 [\bar{\sigma}_n - (1 - \bar{G}_T)]} \left[\sqrt{\alpha_{\sigma}^2 \frac{4 \bar{\sigma}_n^2 [\bar{\sigma}_n - (1 - \bar{G}_T)]^2}{(1 - \bar{G}_T)^2} + 1} - 1 \right] \quad \text{при } \bar{\sigma}_n \geq 1; \quad (8.31)$$

$$K_{\sigma} = \frac{1 - \bar{G}_T}{2 \bar{\sigma}_n} + \sqrt{\frac{(1 - \bar{G}_T)^2}{4 \bar{\sigma}_n^2} + \alpha_{\sigma}^2 \bar{G}_T} \quad \text{при } \bar{\sigma}_n \leq 1; \quad (8.32)$$

$$K_{\sigma} = \frac{1 - \bar{G}_T}{2 \bar{\sigma}_n} + \sqrt{\frac{(1 - \bar{G}_T)^2}{4 \bar{\sigma}_n^2} + \alpha_{\sigma}^2 \frac{\bar{\sigma}_n - (1 - \bar{G}_T)}{\bar{\sigma}_n}} \quad \text{при } \bar{\sigma}_n \geq 1. \quad (8.33)$$

Коэффициенты K_e и K_{σ} на основе формулы (8.3) при степенной аппроксимации диаграммы деформирования получают из решения уравнений:

$$\frac{\bar{e}_n^m}{\bar{\sigma}_n} \left[K_e^m - \frac{(\alpha_{\sigma} - 1)}{K_e^{1-m}} \right] - 1 = 0; \quad (8.34)$$

$$K_{\sigma} = \left[1 - \frac{(\alpha_{\sigma} - 1)}{K_{\sigma}^{1/m}} \frac{\bar{e}_n}{\bar{\sigma}_n^{1/m}} \right] - 1 = 0. \quad (8.35)$$

При линейной аппроксимации диаграммы деформирования решение уравнений (8.3) и (8.17) дает:

$$K_e = \frac{1}{2} \left\{ \sqrt{\left[\frac{(1 - \bar{G}_T) - \bar{G}_T \bar{e}_n (\alpha_{\sigma} - 1) - \bar{\sigma}_n}{\bar{G}_T \bar{e}_n} \right]^2 + \frac{4(1 - \bar{G}_T)(\alpha_{\sigma} - 1)}{\bar{G}_T \bar{e}_n}} - \frac{(1 - \bar{G}_T) - \bar{G}_T \bar{e}_n (\alpha_{\sigma} - 1) - \bar{\sigma}_n}{\bar{G}_T \bar{e}_n} \right\}; \quad (8.36)$$

$$K_{\sigma} = \frac{1}{2} \left\{ \sqrt{\left[\frac{(1 - \bar{G}_T) + \bar{G}_T e_n (\alpha_{\sigma} - 1) + 1}{\bar{\sigma}_n} \right]^2 + \frac{4(1 - \bar{G}_T)}{\bar{\sigma}_n}} - \frac{(1 - \bar{G}_T) + \bar{G}_T e_n (\alpha_{\sigma} - 1) + 1}{\bar{\sigma}_n} \right\}. \quad (8.37)$$

Значения коэффициентов концентрации напряжений K_{σ} и деформаций K_e по приведенным выше уравнениям сопоставляли с экспериментальными. На рис. 8.1 показана зависимость функции F_2 , определяемой по уравнениям (8.1) и (8.8), при $n = 0,5$ от $\alpha_{\sigma} \bar{\sigma}_n$. Точками обозначены результаты экспериментов, выполненных на стали 15Х2МФА. Испытывали лабораторные плоские образцы шириной 14, 24 и 55 мм. Для исследовавшихся образцов теоретический коэффициент концентрации напряжений $\alpha_{\sigma} = 2,2 \div 9,6$. Диаграмму деформирования стали аппроксимировали степенной функцией с показателем степени $m = 0,08$. Номинальные напряжения по брутто-сечению $\bar{\sigma}_n = 0,5 \div 0,55$. Экспериментально определенные значения функции F_2 при всех значениях $\alpha_{\sigma} \bar{\sigma}_n > 1$ отличаются от $F_2 = 1$, получаемой по уравнению (8.1). Для материала, не обладающего упрочнением в упругопластической области ($m = 0$), при номинальном напряжении $\bar{\sigma}_n = 1$ и $K_{\sigma} = 1$ коэффициент

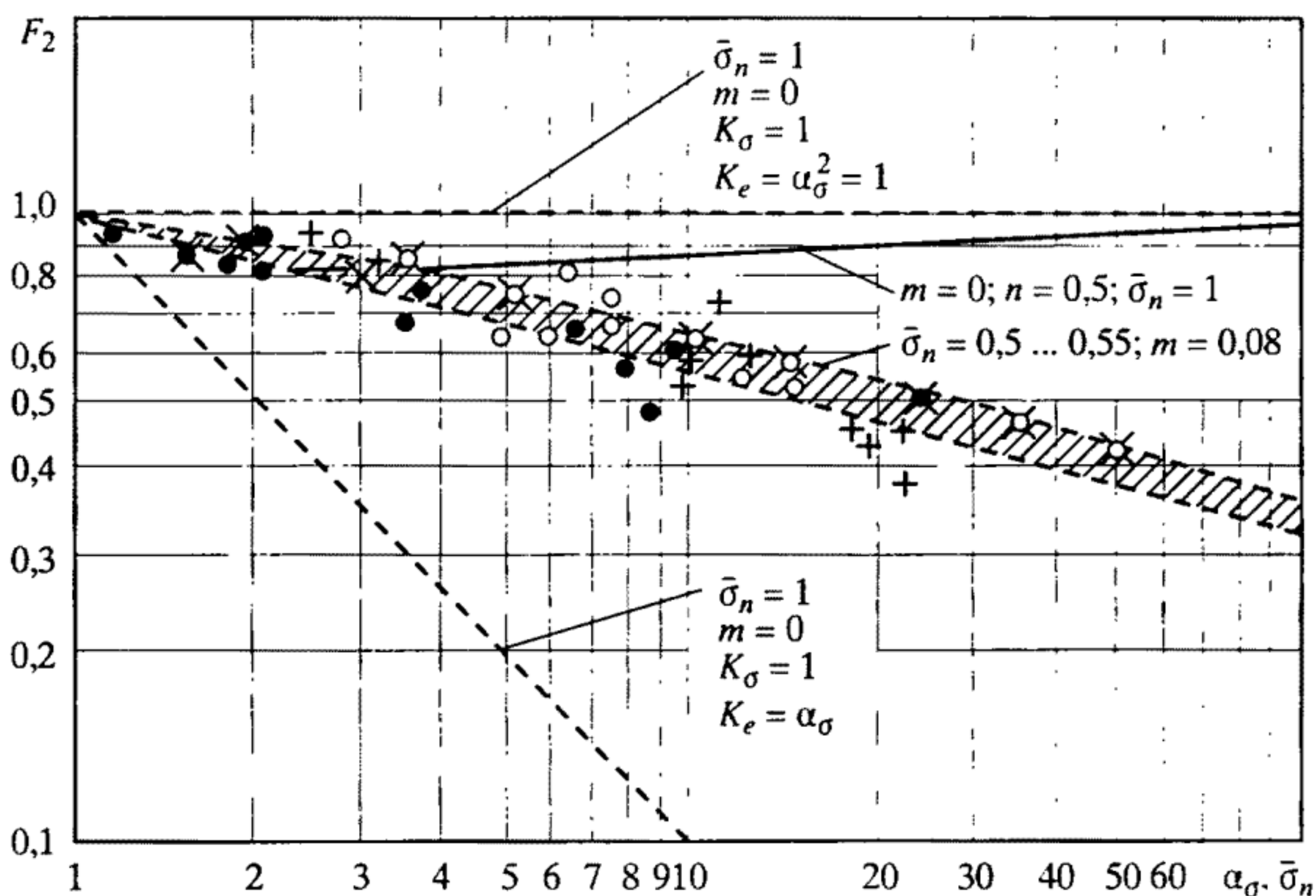


Рис. 8.1. Зависимость функции F_2 от условных упругих деформаций

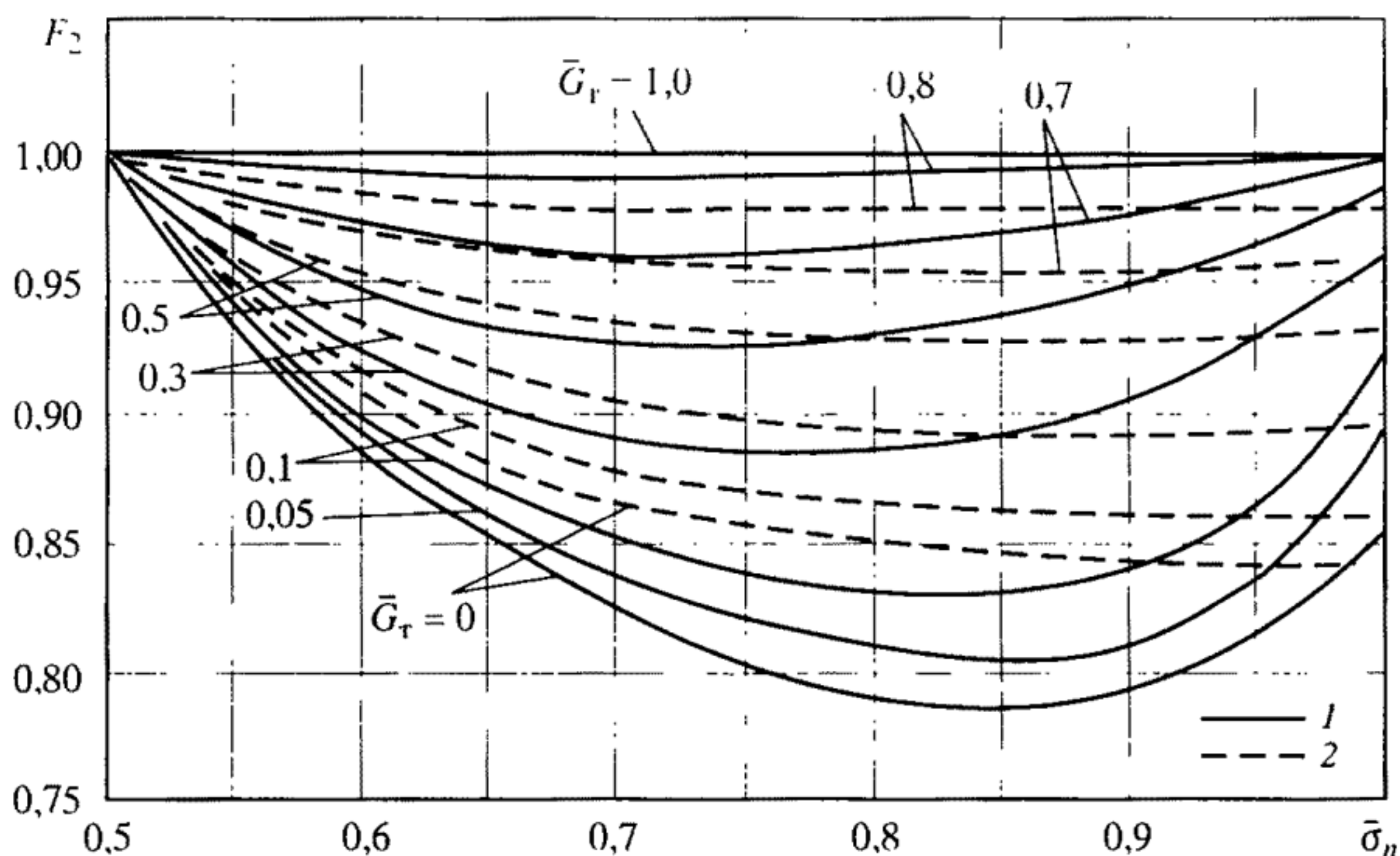


Рис. 8.2. Связь между F_2 и $\bar{\sigma}_n$ для пластины с отверстием
1 – расчет на ЭВМ; 2 – расчет по формуле (8.9)

концентрации деформаций K_e по формуле (8.1) получается равным α_σ^2 . По уравнению (8.8) при $n = 0,5$ $K_e = (0,8 \div 1) \alpha_\sigma^2$.

Предположение о том, что в упругопластической области $K_e = \alpha_\sigma$ приводит при $\bar{\sigma}_n = 1$, $m = 0$ к значениям функции F_2 , существенно меньшим, чем по уравнениям (8.1) и (8.8). Значения функции F_2 , вычисленные по уравнению (8.9) и на ЭВМ методом итерации для всесторонне растянутой пластины с отверстием из материала, обладающего линейным упрочнением в упругопластической области, в зависимости от номинального напряжения $\bar{\sigma}_n$ показаны на рис. 8.2 [11, 32, 33].

Наибольшее отличие (5–7%) величин F_2 по уравнению (8.9) и полученных на ЭВМ оказывается при номинальных напряжениях, равных 0,8–0,9.

В связи с этим для оценки максимальных напряжений в зонах концентрации могут быть использованы различные указанные выше методы расчета, в том числе и приближенные по уравнениям (8.28), (8.29), (8.32), (8.33), (8.37). Получаемые при этом значения K_σ отличаются не более чем на 10–15%. Такое изменение K_σ можно не учитывать при расчетах прочности ЖРД по критериям разрушения, выражаемым в максимальных местных напряжениях.

Однако незначительному изменению коэффициентов концентрации напряжений может соответствовать значительно большее

изменение коэффициентов концентрации деформаций K_ϵ и, следовательно, максимальных местных упругопластических деформаций. Поэтому в расчетах прочности, основанных на использовании деформационных критериев (малоцикловое, статическое и длительное статическое нагружения), следует использовать те расчетные формулы, которые позволяют наиболее точно определять местные упругопластические деформации.

На рис. 8.3 показана связь между максимальными логарифмическими деформациями $\bar{\epsilon}_{\max k}$ в зоне концентрации и номинальными напряжениями σ_n , равными отношению растягивающей нагрузки к минимальному сечению, для плоских образцов с концентрацией напряжений. Эта связь на данном рисунке иллюстрируется диаграммой деформирования для гладкого образца ($\alpha_\sigma = 1$). Результаты экспериментов показаны точками, а результаты расчетов с использованием формул (8.18) и (8.19) – линиями. При расчетах учитывали повышение сопротивления упругопластическим деформациям на 8–18% за счет объемности напряженного состояния в ослабленном сечении. Из представленных результатов следует, что формулы (8.18) и (8.19) удовлетворительно соответ-

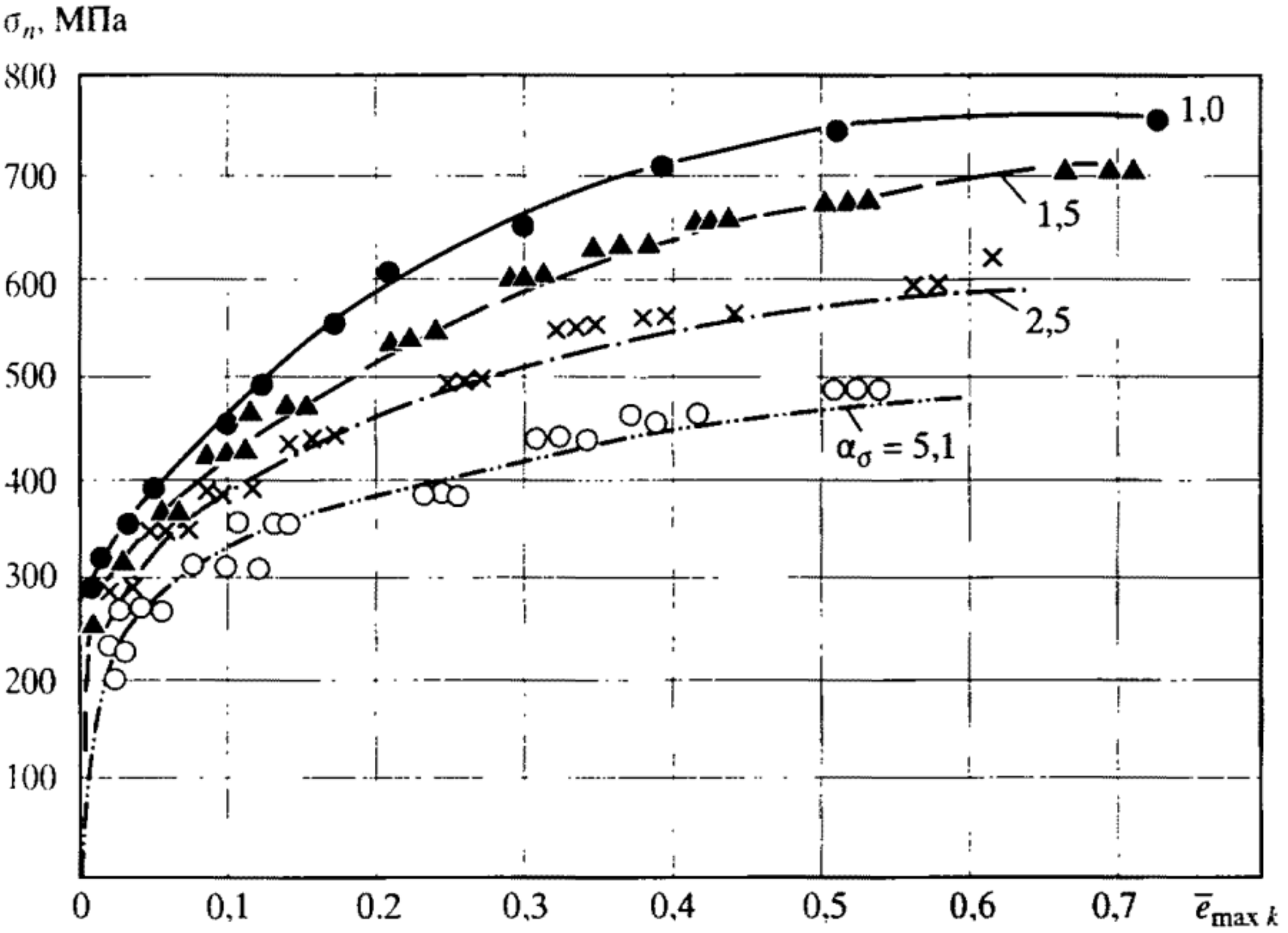


Рис. 8.3. Увеличение деформаций в зонах концентрации по мере увеличения номинальных напряжений для стали 08X18H10T

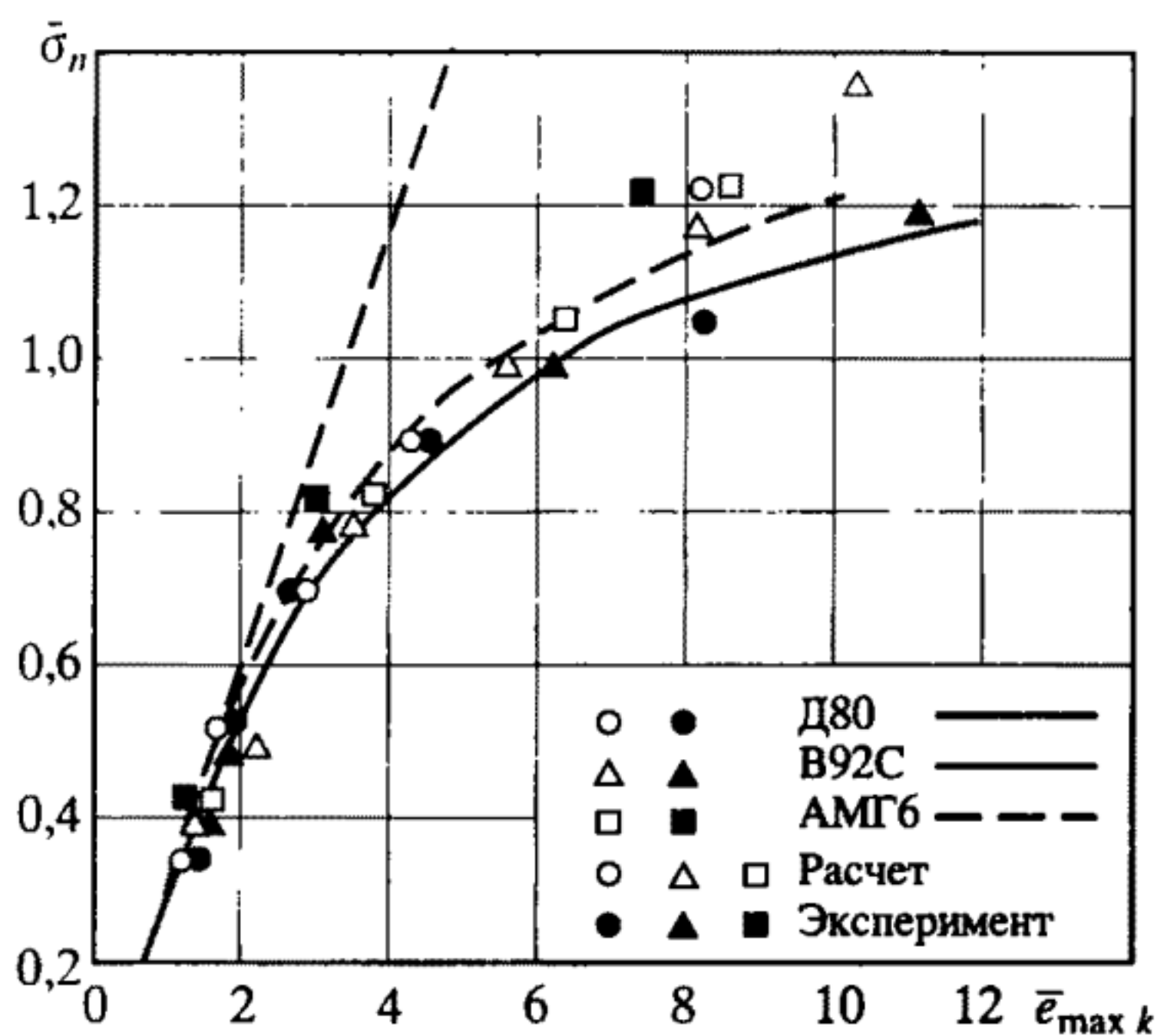


Рис. 8.4. Увеличение местных деформаций на краю отверстия в сферическом сосуде, $\alpha_\sigma = 3,5$

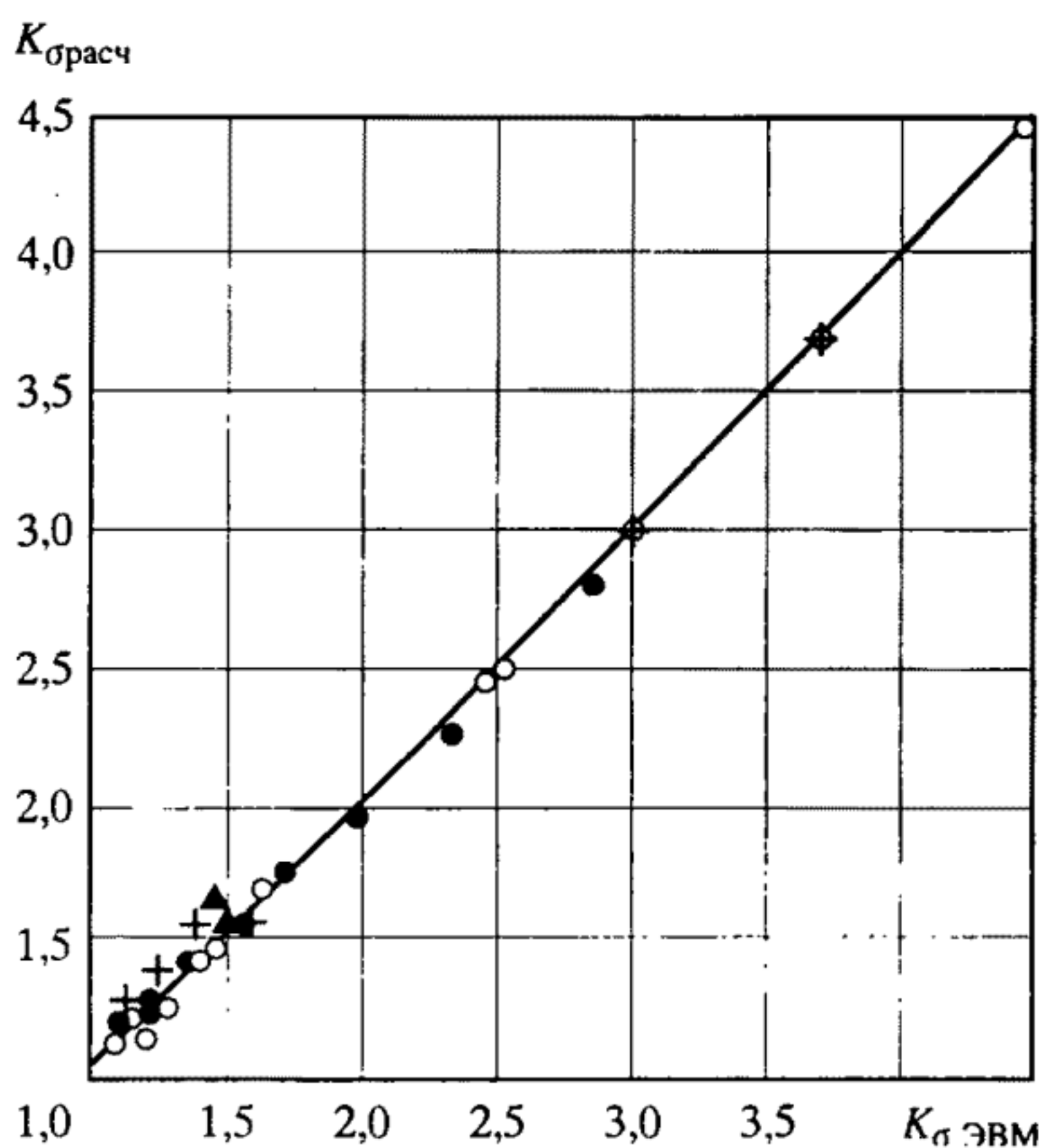


Рис. 8.5. Сопоставление расчетных значений коэффициентов концентрации напряжений (линия) и экспериментальных данных (значки), полученных для различных типов сосудов

ствуют данным эксперимента как при номинальных напряжениях ниже предела текучести, так и выше его в 2–2,8 раза.

Аналогичные данные для сферических сосудов с неукрепленным отверстием, нагруженных внутренним давлением, представлены на рис. 8.4 [11, 32, 33]. Максимальные деформации $\bar{\epsilon}_{\max k}$ определяли расчетом на ЭВМ и экспериментально с использованием малобазных датчиков. При $\bar{\epsilon}_{\max k} < 8$ результаты расчета по

формулам (8.18), (8.19) (сплошная и штриховая линии), с одной стороны, и расчета на ЭВМ и эксперимента, – с другой, совпадают удовлетворительно.

Соответствие результатов расчета на ЭВМ и по формулам (8.20) и (8.21) коэффициентов концентрации напряжений K_σ для сосудов с укрепленными и неукрепленными отверстиями и патрубками показано на рис. 8.5. Изменение коэффициентов концентрации напряжений для сосудов с отверстиями с различной величиной безразмерного параметра $\rho_0^2/R_{cp}H$ (ρ_0 – радиус отверстия, R_{cp} – средний радиус оболочки, H – толщина оболочки) по данным экспериментов (точки) и расчета по формуле (8.20) (линии) показано на рис. 8.6.

На рис. 8.7 показана зависимость между номинальными напряжениями $\bar{\sigma}_n$ для пластины с отверстием при одноосном растяжении, значениями функции F_2 и коэффициентом концентрации напряжений K_σ и деформаций K_ϵ . Кривые на рис. 8.7 проведены по данным расчета по формулам (8.8) и (8.18)–(8.21) для $m = 0$ и $m = 0,08$. Точками показаны результаты экспериментов для стали 12Х2МФА ($m = 0,08$). Деформации измеряли методом муара и делительных сеток. Увеличение номинальных напряжений приводит к увеличению K_ϵ и снижению K_σ .

Экспериментальные результаты во всем рассмотренном диапазоне напряжений достаточно хорошо описываются уравнениями

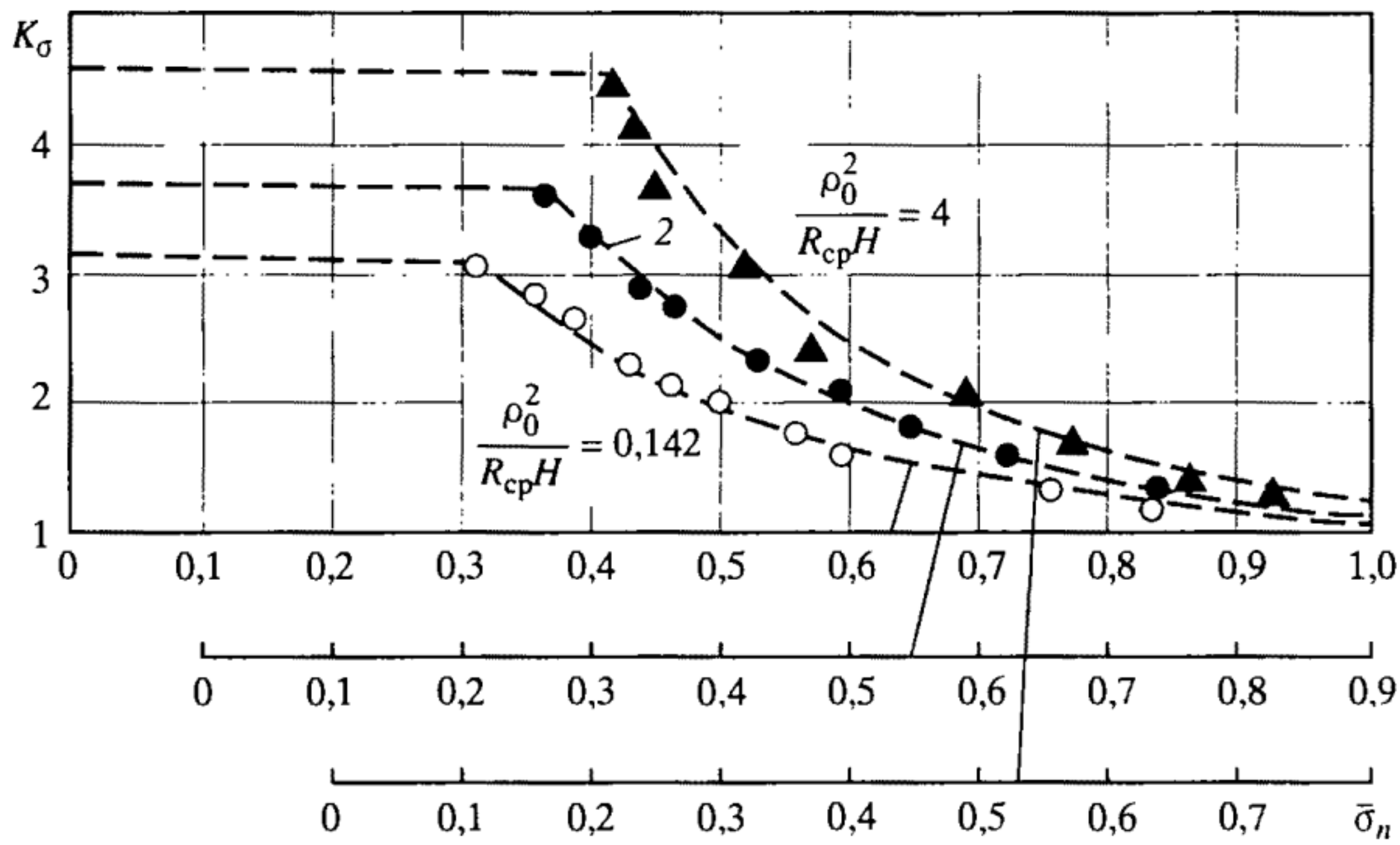


Рис. 8.6. Влияние номинальных напряжений и геометрических параметров сосудов на концентрацию напряжений у отверстия

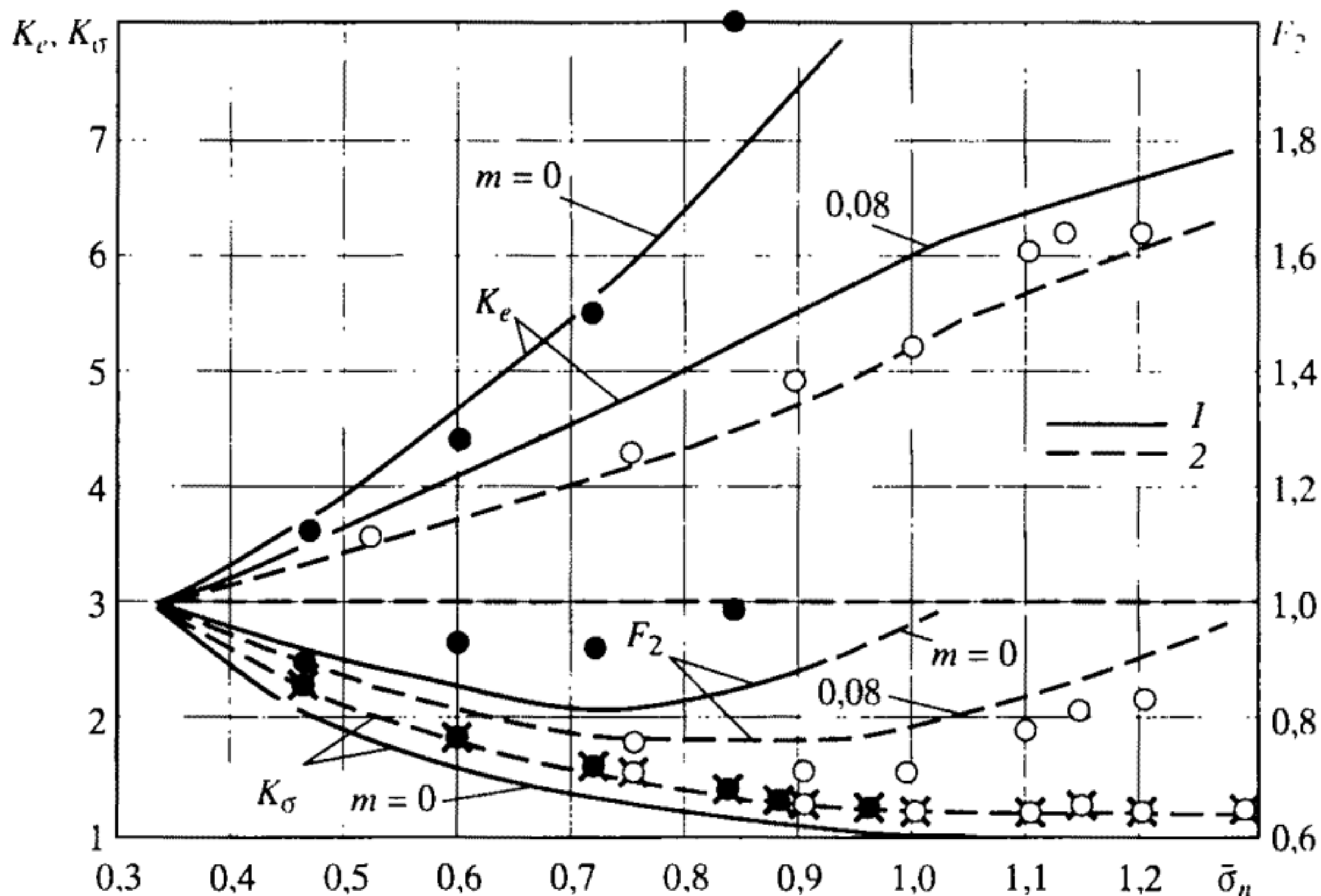


Рис. 8.7. Зависимость характеристик напряженного и деформационного состояния для пластин с отверстием от номинальных напряжений

1 - плоское напряженное состояние; 2 - плоская деформация

(8.18) -(8.21). Толщина образцов в 2,5 раза превышала радиус отверстия в пластине. В связи с этим расчет осуществлялся для двух предельных состояний – плоское напряженное состояние (тонкая пластина) и напряженное состояние, соответствующее плоской деформации у края отверстия (плита).

Более подробно вопрос об учете влияния напряженного состояния на характеристики деформирования и разрушения рассмотрен ниже. Из рис. 8.7 следует, что при указанных выше относительных размерах пластины результаты эксперимента лучше совпадают с результатами расчета по формулам (8.8) и (8.18)–(8.21) для случая плоской деформации.

Приведенные на рис. 8.3–8.7 данные показывают, что изменение коэффициентов концентрации напряжений и деформаций в упругопластической области можно оценить расчетом по формулам (8.18)–(8.25), если аппроксимировать диаграммы деформирования степенными или линейными функциями. Получаемые при этом расчете местные упругопластические деформации и напряжения оказываются близкими к экспериментальным или рассчитываемым на ЭВМ для зон концентрации в пластинах и сосудах давления. Это позволяет считать, что указанные формулы можно

использовать в расчетах прочности и ресурса ЖРД и при других формах конструктивной концентрации напряжений.

Для материалов ЖРД с незначительным упрочнением в упругопластической области коэффициент концентрации деформаций в первом приближении, идущем в запас прочности, может быть установлен на основе формулы (8.1) с учетом того, что максимальные напряжения в зоне концентрации $\bar{\sigma}_T$ равны 1. Тогда с использованием уравнения (8.4) при $1/\alpha_\sigma \leq \bar{\sigma}_n \leq 1$ получаем

$$K_\sigma = 1/\bar{\sigma}_n, \quad (8.38)$$

а величина K_e по формуле (8.1)

$$K_e = \alpha_\sigma^2 \bar{\sigma}_n. \quad (8.39)$$

Уравнения (8.38) и (8.39) для сравнительно невысоких уровней теоретических коэффициентов концентрации напряжений ($\alpha_\sigma > 3,5$) использованы в нормах [88, 89] для оценки местных упругопластических деформаций. Применение этих формул в расчетах становится более обоснованным по мере снижения теоретических коэффициентов концентрации напряжений и номинальных напряжений, а также при повышении отношения предела прочности к пределу текучести (т.е. при увеличении характеристик упрочнения m и G_T).

8.2. Концентрация деформаций и разрушение при однократном нагружении

В зонах концентрации напряжений обычно возникает нелинейное напряженное состояние, характеризуемое главными напряжениями σ_1 , σ_2 и σ_3 и деформациями e_1 , e_2 и e_3 . Для дальнейшего рассмотрения напряженного и деформированного состояния вводят соотношения:

$$\bar{\sigma}_1 = \sigma_1/\sigma_1 = 1; \quad \bar{\sigma}_2 = \sigma_2/\sigma_1; \quad \bar{\sigma}_3 = \sigma_3/\sigma_1; \quad (8.40)$$

$$\bar{e}_1 = e_1/e_1 = 1; \quad \bar{e}_2 = e_2/e_1; \quad \bar{e}_3 = e_3/e_1. \quad (8.41)$$

Интенсивности напряжений и деформаций определяются по формулам:

$$\sigma_i = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}; \quad (8.42)$$

$$e_i = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(e_1 - e_2)^2 + (e_2 - e_3)^2 + (e_3 - e_1)^2}. \quad (8.43)$$

С учетом соотношений (8.40) и (8.41) уравнения (8.42) и (8.43) принимают вид:

$$\sigma_i = \frac{\sigma_1}{\sqrt{2}} \sqrt{(1 - \bar{\sigma}_2)^2 + (\bar{\sigma}_2 - \bar{\sigma}_3)^2 + (\bar{\sigma}_3 - 1)^2}; \quad (8.44)$$

$$e_i = \frac{e_1 \sqrt{2}}{3} \sqrt{(1 - \bar{e}_2)^2 + (\bar{e}_2 - \bar{e}_3)^2 + (\bar{e}_3 - 1)^2}. \quad (8.45)$$

Напряжения и деформации в упругой стадии нагружения связаны между собой обобщенным законом Гука:

$$\left. \begin{aligned} \bar{e}_1 &= [\bar{\sigma}_1 - \mu(\bar{\sigma}_2 + \bar{\sigma}_3)] \\ \bar{e}_2 &= [\bar{\sigma}_2 - \mu(\bar{\sigma}_3 + \bar{\sigma}_1)] \\ \bar{e}_3 &= [\bar{\sigma}_3 - \mu(\bar{\sigma}_1 + \bar{\sigma}_2)] \end{aligned} \right\}, \quad (8.46)$$

где μ – коэффициент Пуассона.

Соотношения (8.40)–(8.46) могут быть использованы как для анализа номинального напряженного состояния, так и для анализа напряженного состояния в зонах концентрации ЖРД. Линейное номинальное напряженное состояние характеризуется напряжениями и деформациями, отнесенными к пределу текучести:

$$\bar{\sigma}_{1n}; \bar{\sigma}_{2n} = \bar{\sigma}_{3n} = 0; \quad \bar{e}_{1n} = \bar{\sigma}_{1n}; \quad \bar{e}_{2n} = \bar{e}_{3n} = -\mu_n \bar{e}_{1n}; \quad (8.47)$$

$$\bar{\sigma}_{in} = \bar{\sigma}_{1n}; \quad \bar{e}_{in} = \frac{2}{3}(1 + \mu_n) \bar{\sigma}_{1n}. \quad (8.48)$$

Плоское номинальное напряженное состояние характеризуется напряжениями и деформациями:

$$\bar{\sigma}_{1n}; \bar{\sigma}_{2n} = \bar{\sigma}_{1n} \bar{\sigma}_{2n}; \quad \bar{\sigma}_{3n} = 0; \quad (8.49)$$

$$\bar{\sigma}_{in} = \bar{\sigma}_{1n} \sqrt{1 - \bar{\sigma}_{2n} + \bar{\sigma}_{2n}^2}; \quad (8.50)$$

$$\bar{e}_{in} = \frac{2}{3}(1 + \mu_n) \bar{\sigma}_{1n} \sqrt{1 - \bar{\sigma}_{2n} + \bar{\sigma}_{2n}^2}. \quad (8.51)$$

Объемное номинальное напряженное состояние характеризуется

$$\bar{\sigma}_{1n}; \bar{\sigma}_{2n} = \bar{\sigma}_1 \bar{\sigma}_{2n}; \quad \bar{\sigma}_{3n} = \bar{\sigma}_{1n} \bar{\sigma}_{3n}; \quad (8.52)$$

$$\bar{\sigma}_{in} = \frac{1}{\sqrt{2}} \bar{\sigma}_{1n} \sqrt{(1 - \bar{\sigma}_{2n})^2 + (\bar{\sigma}_{2n} - \bar{\sigma}_{3n})^2 + (\bar{\sigma}_{3n} - 1)^2}. \quad (8.53)$$

$$\bar{e}_{in} = \frac{\sqrt{2}}{3} \bar{\sigma}_{1n} (1 + \mu_n) \sqrt{(1 - \bar{\sigma}_{2n})^2 + (\bar{\sigma}_{2n} - \bar{\sigma}_{3n})^2 + (\bar{\sigma}_{3n} - 1)^2}. \quad (8.54)$$

Для максимальных напряжений и деформаций в зонах концентрации в выражениях (8.47)–(8.54) индекс i заменяют на индексах k . Используемый для упругой области теоретический коэффициент концентрации

$$\alpha_{\sigma 1} = \bar{\sigma}_{1 \max k} / \bar{\sigma}_{1 n}. \quad (8.55)$$

Аналогично можно ввести понятие теоретических коэффициентов концентрации $\alpha_{\sigma i}$ интенсивностей напряжений и деформаций:

$$\alpha_{\sigma i} = \bar{\sigma}_{i \max k} / \bar{\sigma}_{i n}; \quad \alpha_{ei} = \bar{e}_{i \max k} / \bar{e}_{i n}. \quad (8.56)$$

Теоретический коэффициент концентрации α_{σ} , использованный выше:

$$\alpha_{\sigma} = \sqrt{\alpha_{\sigma i} \alpha_{ei}}. \quad (8.57)$$

Для линейного напряженного состояния в зонах концентрации и вне их на основе уравнений (8.47), (8.48), (8.55) и (8.56)

$$\left. \begin{aligned} \bar{\sigma}_{1 \max k} &= \bar{\sigma}_{1 n} \alpha_{\sigma 1}; & \bar{\sigma}_{2 \max k} &= 0; & \bar{\sigma}_{3 \max k} &= 0; \\ \bar{\sigma}_{i \max k} &= \bar{\sigma}_{1 n} \alpha_{\sigma 1}; \\ \bar{e}_{i \max k} &= \frac{2}{3}(1 + \mu_{\max}) \bar{\sigma}_{1 n} \alpha_{\sigma 1}; \\ \alpha_{\sigma i} &= \alpha_{\sigma 1}; & \alpha_{ei} &= \frac{1 + \mu_{\max}}{1 + \mu_n} \alpha_{\sigma 1}. \end{aligned} \right\} \quad (8.58)$$

При плоском номинальном напряженном состоянии и линейном напряженном состоянии в зоне концентрации аналогично можно записать:

$$\left. \begin{aligned} \bar{\sigma}_{1 \max k} &= \bar{\sigma}_{1 n} (\alpha_{\sigma 1} - \bar{\sigma}_{2 n}); & \bar{\sigma}_{2 \max k} &= 0; & \bar{\sigma}_{3 \max k} &= 0; \\ \bar{\sigma}_{i \max k} &= \bar{\sigma}_{1 n} (\alpha_{\sigma 1} - \bar{\sigma}_{2 n}); \\ \bar{e}_{i \max k} &= \frac{2}{3}(1 + \mu_{\max}) \bar{\sigma}_{1 n} (\alpha_{\sigma 1} - \bar{\sigma}_{2 n}); \\ \alpha_{\sigma i} &= \frac{\alpha_{\sigma 1} - \bar{\sigma}_{2 n}}{\sqrt{1 - \bar{\sigma}_{2 n} + \bar{\sigma}_{2 n}^2}}; \\ \alpha_{ie} &= \frac{\alpha_{\sigma 1} - \bar{\sigma}_{2 n}}{\sqrt{1 - \bar{\sigma}_{2 n} + \bar{\sigma}_{2 n}^2}} \frac{1 + \mu_{\max}}{1 + \mu_n}. \end{aligned} \right\} \quad (8.59)$$

Для линейного номинального напряженного состояния и плоской деформации в зоне концентрации при $\bar{e}_{3\max k} = 0$

$$\left. \begin{aligned} \bar{\sigma}_{1\max k} &= \bar{\sigma}_{1n} \alpha_{\sigma 1}; & \bar{\sigma}_{2\max k} &= \mu_{\max} \bar{\sigma}_{1n} \alpha_{\sigma 1}; & \bar{\sigma}_{3\max k} &= 0; \\ \bar{\sigma}_{i\max k} &= \alpha_{\sigma 1} \bar{\sigma}_{1n} \sqrt{1 - \mu_{\max} + \mu_{\max}^2}; \\ \bar{e}_{i\max k} &= \frac{2}{3} \bar{\sigma}_{1n} \alpha_{\sigma 1} (1 - \mu_{\max}) \sqrt{1 - \mu_{\max} + \mu_{\max}^2}; \\ \alpha_{i\sigma} &= \alpha_{\sigma 1} \sqrt{1 - \mu_{\max} + \mu_{\max}^2}; \\ \alpha_{ei} &= \alpha_{\sigma 1} \frac{1 + \mu_{\max}}{1 + \mu_n} \sqrt{1 - \mu_{\max} + \mu_{\max}^2}. \end{aligned} \right\} \quad (8.60)$$

Для плоского номинального напряженного состояния и плоской деформации в зоне концентрации

$$\left. \begin{aligned} \bar{\sigma}_{1\max k} &= \bar{\sigma}_{1n} (\alpha_{\sigma 1} - \bar{\sigma}_{2n}); \\ \bar{\sigma}_{2\max k} &= \mu_{\max} \bar{\sigma}_{1n} (\alpha_{\sigma 1} - \bar{\sigma}_{2n}); & \bar{\sigma}_{3\max k} &= 0; \\ \bar{e}_{i\max k} &= \frac{2}{3} \bar{\sigma}_{1n} (\alpha_{\sigma 1} - \bar{\sigma}_{2n}) (1 + \mu_{\max}) \sqrt{1 - \mu_{\max} + \mu_{\max}^2}; \\ \alpha_{\sigma i} &= (\alpha_{\sigma 1} - \bar{\sigma}_{2n}) \sqrt{\frac{1 - \mu_{\max} + \mu_{\max}^2}{1 - \bar{\sigma}_{2n} + \bar{\sigma}_{2n}^2}}; \\ \alpha_{ei} &= (\alpha_{\sigma 1} - \bar{\sigma}_{2n}) \frac{1 + \mu_{\max}}{1 + \mu_n} \sqrt{\frac{1 - \mu_{\max} + \mu_{\max}^2}{1 - \bar{\sigma}_{2n} + \bar{\sigma}_{2n}^2}}. \end{aligned} \right\} \quad (8.61)$$

По формулам (8.57)–(8.61) можно определить

$$\alpha_{\sigma} = \alpha_{\sigma 1} f(\mu) f(\bar{\sigma}_n), \quad (8.62)$$

где $f(\mu)$, $f(\bar{\sigma}_n)$ – безразмерные функции, зависящие от коэффициента Пуассона и объемности номинального напряженного состояния. Для линейного напряженного состояния вне зоны и в зоне концентрации

$$f(\mu) = \sqrt{\frac{1 + \mu_{\max}}{1 + \mu_n}}; \quad f(\bar{\sigma}_n) = 1; \quad (8.63)$$

для плоского номинального напряженного состояния и линейного напряженного состояния в зоне концентрации

$$f(\mu) = \sqrt{\frac{1 + \mu_{\max}}{1 + \mu_n}}; \quad f(\bar{\sigma}_n) = \frac{1}{\sqrt{1 - \bar{\sigma}_{2n} + \bar{\sigma}_{2n}^2}}; \quad (8.64)$$

для линейного номинального напряженного состояния и плоской деформации в зоне концентрации

$$f(\mu) = \sqrt{\frac{1 + \mu_{\max}}{1 + \mu_n}} (1 - \mu_{\max} + \mu_{\max}^2); \quad f(\bar{\sigma}_n) = 1; \quad (8.65)$$

для плоского номинального напряженного состояния и плоской деформации в зоне концентрации

$$f(\mu) = \sqrt{\frac{1 + \mu_{\max}}{1 + \mu_n}} (1 - \mu_{\max} + \mu_{\max}^2); \quad f(\bar{\sigma}_n) = \frac{1}{\sqrt{1 - \bar{\sigma}_{2n} + \bar{\sigma}_{2n}^2}}. \quad (8.66)$$

Значения функций $f(\mu)$ и $f(\bar{\sigma}_n)$, определяемые по уравнениям (8.63)–(8.66), приведены на рис. 8.8 и 8.9. Максимальные значения функции $f(\mu)$ равны 1,07, а минимальные – 0,75; функция $f(\bar{\sigma}_n)$ изменяется в пределах 1–1,33. При линейном напряженном состоянии в зонах концентрации и вне их в предельном случае α_σ больше $\alpha_{\sigma 1}$ на 5–7%. В соответствии с приведенными данными коэффициенты концентрации α_σ по формуле (8.62) могут отличаться от коэффициентов концентрации напряжений $\alpha_{\sigma 1}$ на 25%.

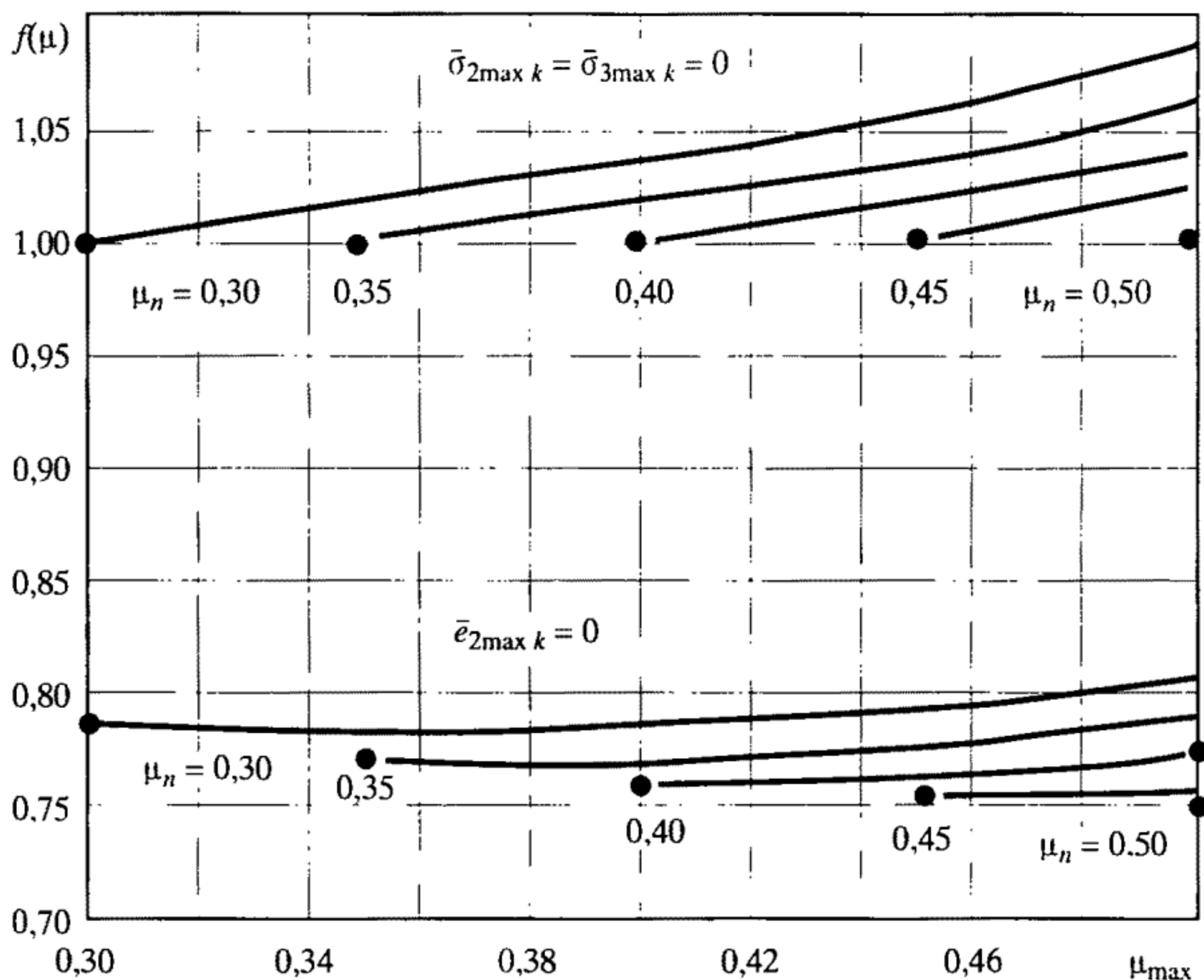


Рис. 8.8. Значения функции $f(\mu)$

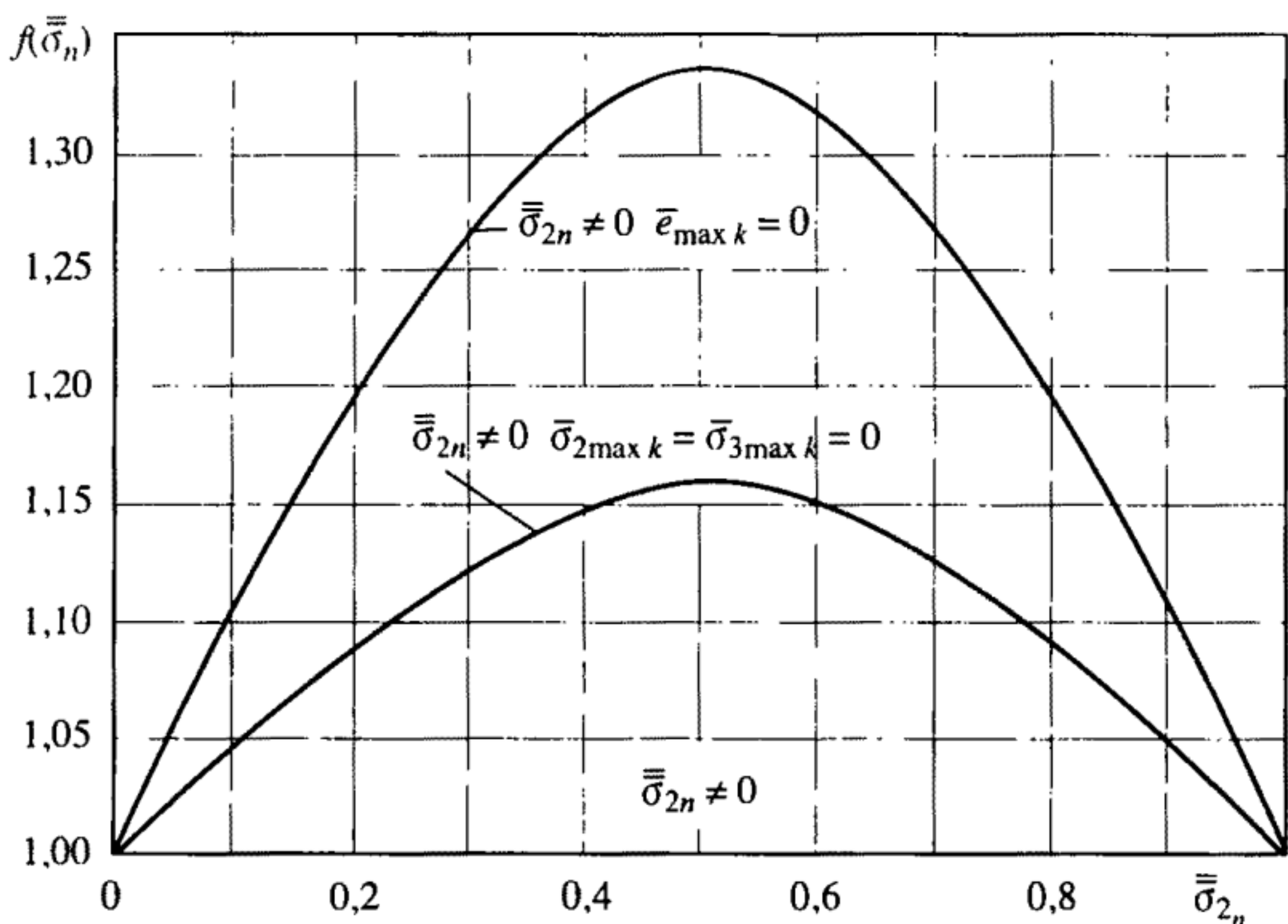


Рис. 8.9. Значения функции $f(\bar{\sigma})$

Коэффициент Пуассона μ_n и μ_{\max} , входящий в уравнения коэффициентов концентрации напряжений и деформаций, зависит от упругих и упругопластических деформаций [8, 11, 32, 33, 56]. Эта зависимость удовлетворительно аппроксимируется выражением

$$\mu_n = 0,5 - 0,2\bar{\sigma}_{in}/\bar{e}_{in}. \quad (8.67)$$

Используя степенное уравнение (3.14) для описания диаграммы деформирования, можно записать:

$$\mu_n = 0,5 - \frac{0,2}{\bar{\sigma}_{in}^{(1-m)/m}} = 0,5 - \frac{0,2}{e_{in}^{1-m}}. \quad (8.68)$$

Для случая линейной аппроксимации диаграммы деформирования уравнением (3.13)

$$\mu_n = 0,5 - 0,2 \frac{\bar{\sigma}_{in}}{(\bar{\sigma}_{in} - 1)/\bar{G}_T - 1} = 0,5 - 0,2 \frac{1 + \bar{G}_T(\bar{e}_{in} - 1)}{\bar{e}_{in}}. \quad (8.69)$$

Значения коэффициентов μ_{\max} можно получить из уравнений (8.67)–(8.69) при замене $\bar{\sigma}_{in}$ и \bar{e}_{in} на $\bar{\sigma}_{i \max k}$ и $\bar{e}_{i \max k}$. Зависимость μ_n и μ_{\max} от напряжений $\bar{\sigma}_{in}$ и $\bar{\sigma}_{i \max k}$ и деформаций \bar{e}_{in} и $\bar{e}_{i \max k}$, определяемая уравнением (8.68), показана на рис. 8.10 и 8.11.

При номинальных напряжениях и деформациях в пределах упругости можно принять $\mu_n = 0,3$, а μ_{\max} определить в первом

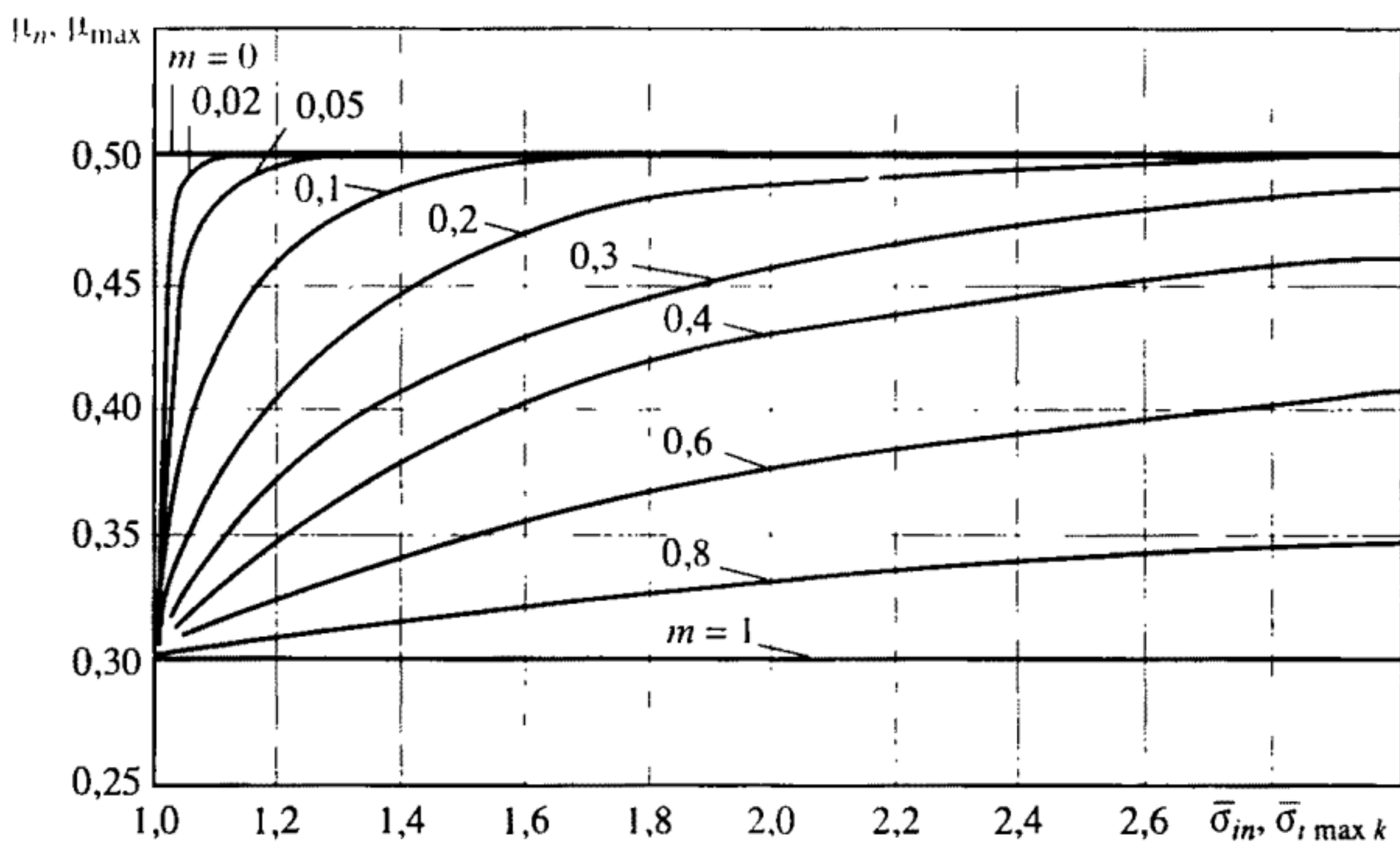


Рис. 8.10. Зависимость коэффициента Пуассона от напряжений

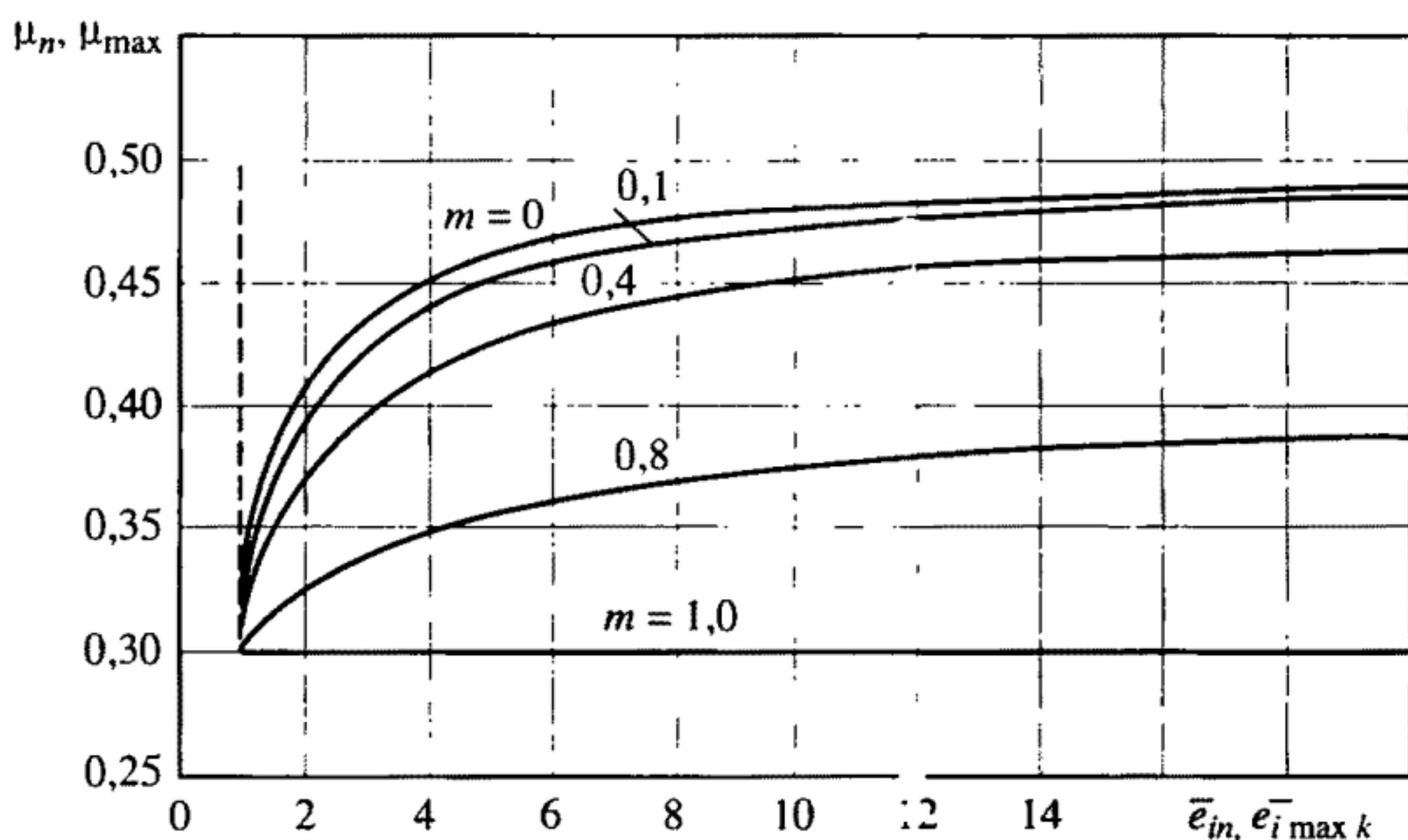


Рис. 8.11. Зависимость коэффициента Пуассона от деформаций

приближении на основе соотношений (8.4), (8.26), (8.28) и (8.67) и предположения, что $\alpha_\sigma > \alpha_{\sigma 1}$:

$$\mu_{\max} = 0,5 - \frac{0,2}{\alpha_\sigma^{2(1-m)/(1+m)}}. \quad (8.70)$$

Связь между μ_{\max} , α_σ и m , определяемая уравнением (8.70), показана на рис. 8.12. Зависимость позволяет получать значения функций $f(\mu)$ по уравнениям (8.63)–(8.66) с погрешностью до 3%.

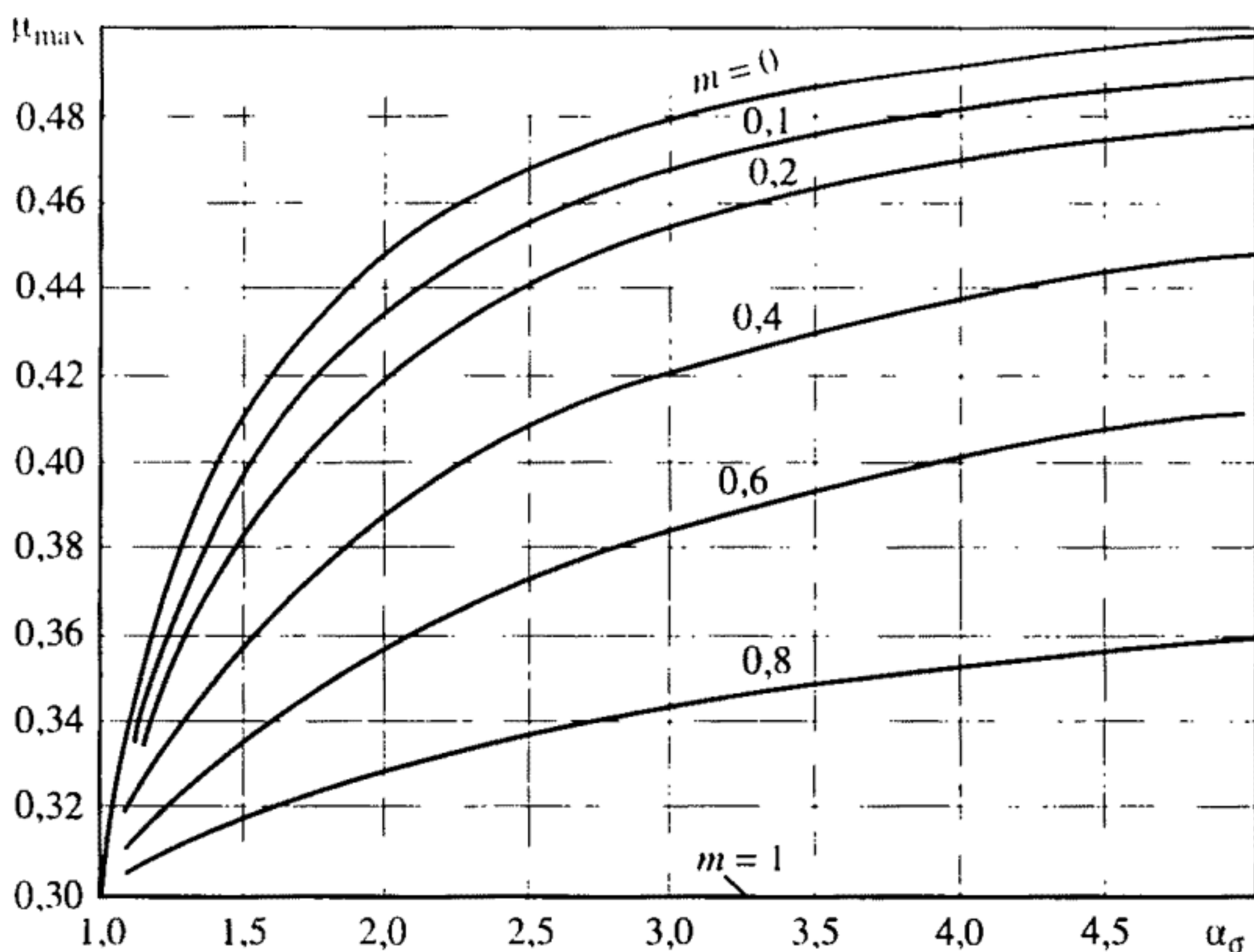


Рис. 8.12. Зависимость коэффициента Пуассона от теоретического коэффициента концентрации напряжений и показателя упрочнения

Приведенные выше данные являются исходными для оценки распределения деформаций в зонах концентрации в упругопластической области. Интенсивность упругопластических деформаций в точке ρ сечения определяют по формулам (8.18), (8.19), (8.22) и (8.23), в которые вместо α_σ вводят коэффициенты $\alpha_{\sigma\rho}$, характеризующие отношение интенсивности напряжений $\bar{\sigma}_{i\rho}$ и деформаций $\bar{e}_{i\rho}$ в этой точке к интенсивности номинальных напряжений $\bar{\sigma}_n$ и деформаций \bar{e}_n . При этом $\alpha_{\sigma\rho}$ определяют по уравнению (8.57), а $\alpha_{\sigma\rho i}$ и $\alpha_{e\rho i}$ — по (8.56). На рис. 8.13 показано [11, 32, 33] перераспределение интенсивностей деформаций $\bar{e}_{i\rho}$ для пластины с отверстием радиуса ρ_0 при всестороннем растяжении (плоское напряженное состояние), вычисленных по указанному выше способу (8.18) (сплошная линия) и на основе аналитического решения (штриховая линия) для различных m при $\bar{\sigma}_n = 1$.

Сопоставление местных деформаций $\bar{e}_{i\rho}$, рассчитанных с использованием уравнений (8.18) и (8.19) (линии), с экспериментально полученными на пластине из стали 12Х2МФА ($m = 0,08$) с отверстием ($\alpha_\sigma = 2,7$) при одностороннем растяжении и с рассчитанными (треугольники) по методу конечных элементов при $\alpha_\sigma = 2$ и $m = 0$ показано на рис. 8.14 для различных максимальных деформаций $\bar{e}_{i \max k}$ на контуре отверстия. По оси ординат на рис. 8.14

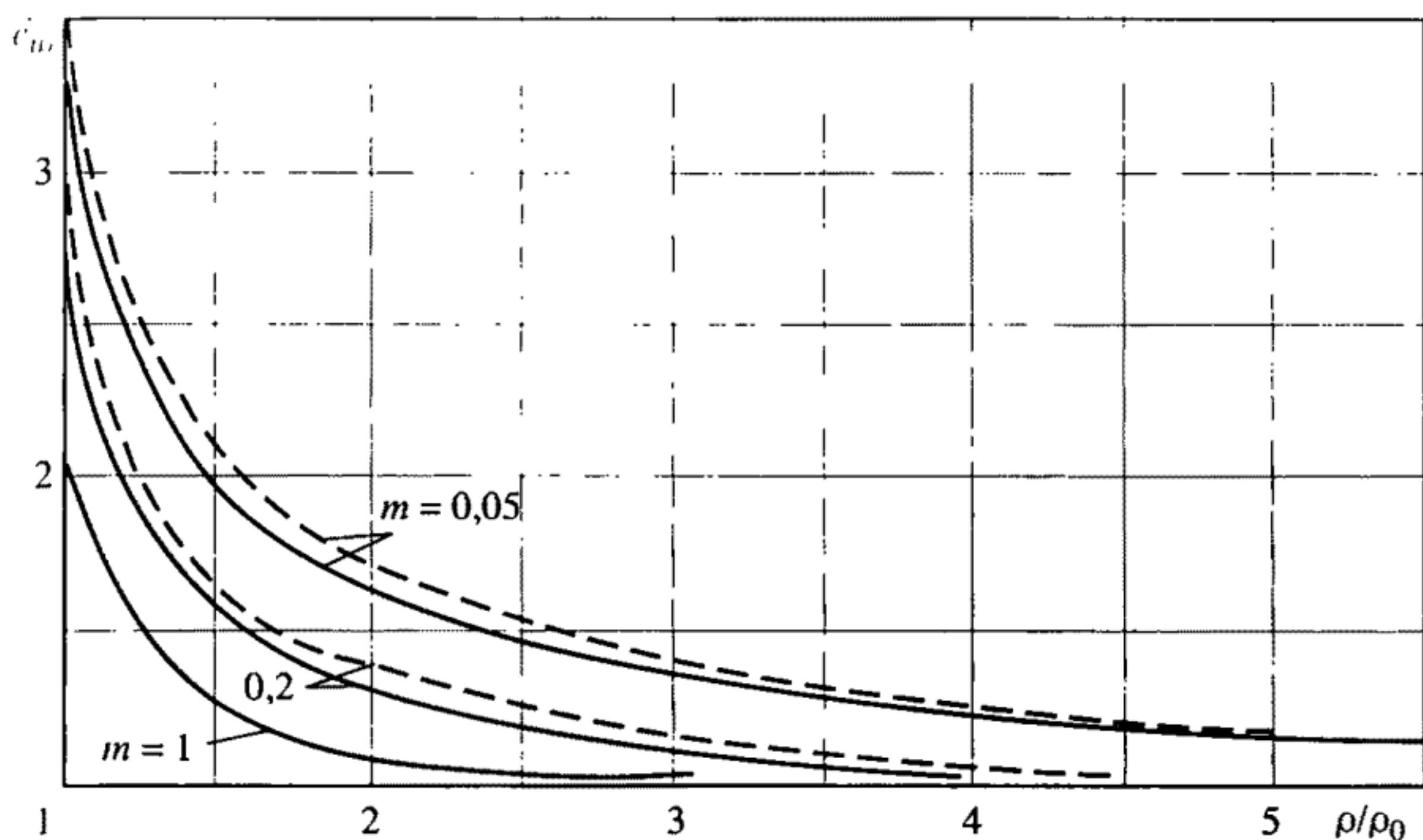


Рис. 8.13. Распределение деформаций в пластине с отверстием
Пояснения см. в тексте

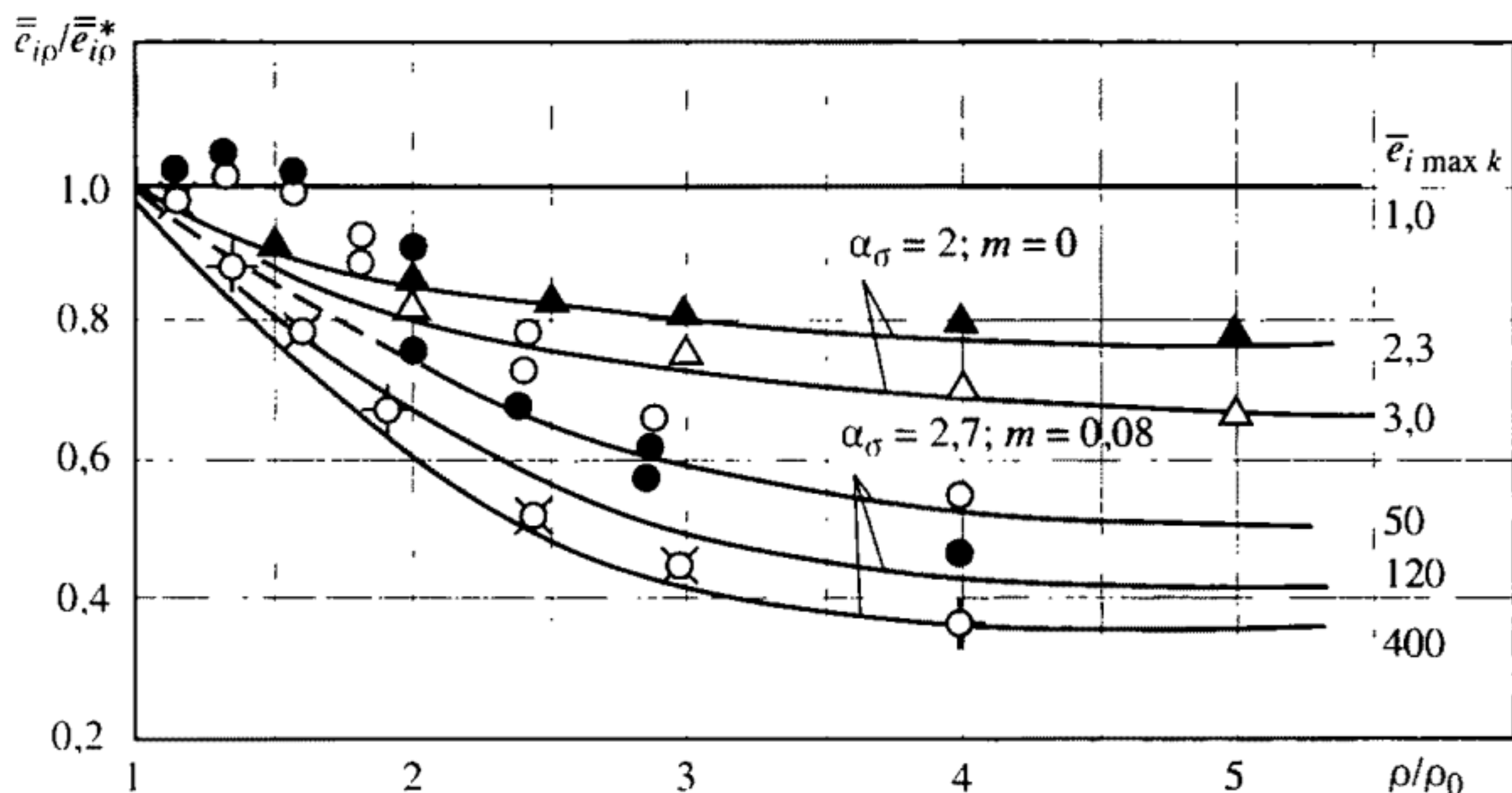


Рис. 8.14. Сопоставление результатов расчета и эксперимента для пластины с отверстием при одноосном ($\alpha_\sigma = 2,7$) и всестороннем ($\alpha_\sigma = 2$) растяжении

отложено отношение интенсивностей упругопластической (\bar{e}_{ip}) к упругой (\bar{e}_{ip}^*) деформации.

Из рис. 8.13 и 8.14 следует, что формулы (8.18) и (8.19) дают результаты, удовлетворительно совпадающие с результатами уточненных решений и эксперимента. Наибольшее отличие расчетных данных от экспериментальных соответствует зонам, прилегающим к отверстию и сопоставимым с ним по размерам. Фор-

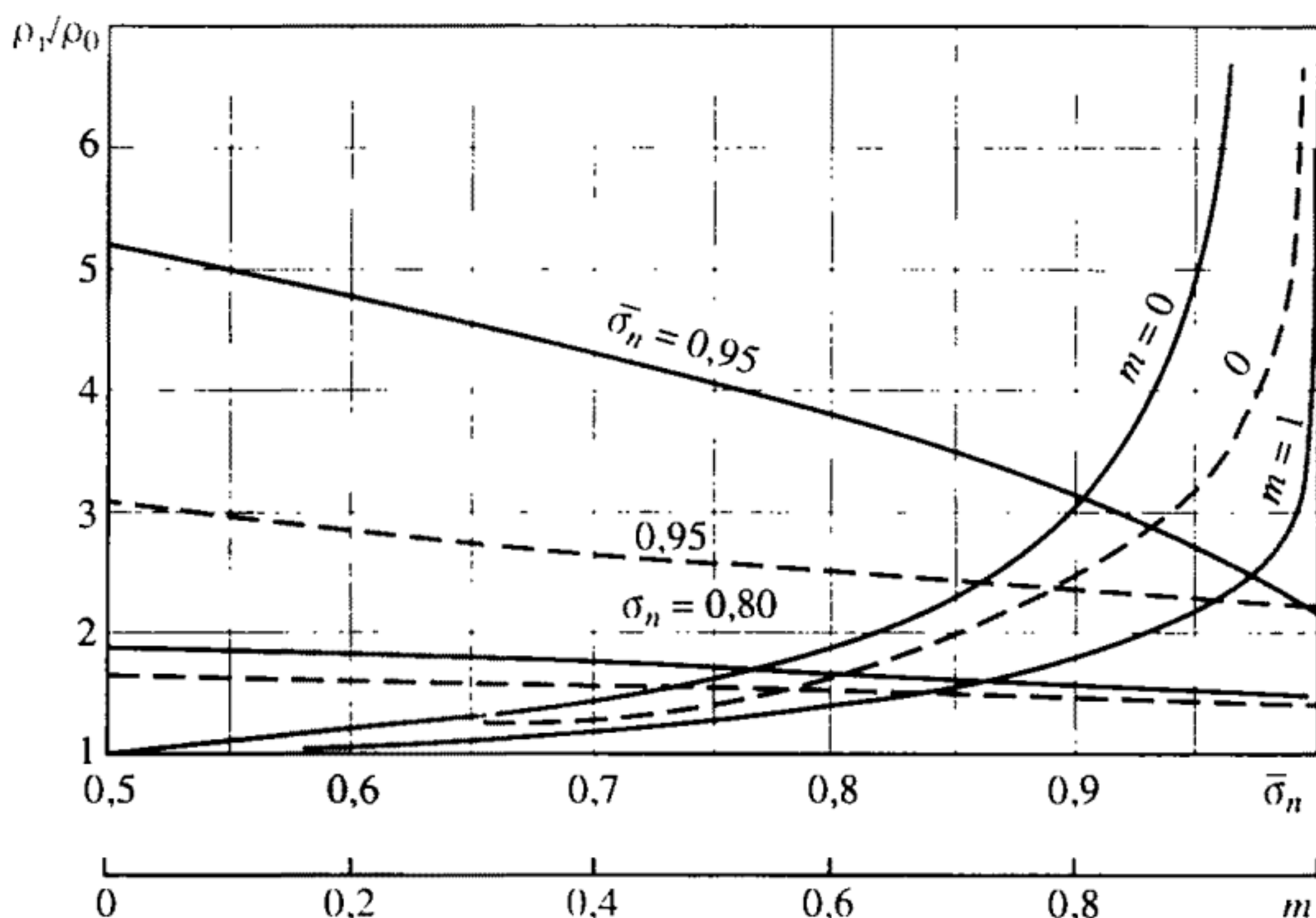


Рис. 8.15. Зависимость размеров пластической зоны от номинальных напряжений и показателя упрочнения

мулы (8.18) и (8.22) с учетом указанных выше допущений можно использовать для определения размеров зон упругопластических деформаций по условию $\bar{e}_{\rho} = 1$.

На рис. 8.15 показана зависимость отношения радиуса ρ_1 зоны пластических деформаций к радиусу ρ_0 отверстия в тонкой пластине при всестороннем растяжении ($\alpha_{\sigma} = 2$) от номинальных напряжений $\bar{\sigma}_n$ и показателя упрочнения m по данным расчета по уравнению (8.18) (сплошные линии) и по аналитическому решению (штриховые линии). При $\bar{\sigma}_n > 0,9 \div 0,95$ различие между расчетом по (8.18) и аналитическим решением становится существенным, что объясняется незначительными по величине градиентами деформаций на границе упругопластической зоны (см. рис. 8.14).

8.3. Предельные деформации в зонах концентрации при циклическом разрушении

Условия образования трещин малоциклового разрушения в зонах концентрации напряжений исследованы в работах Н.И. Марина, С.И. Ратнер, Г.П. Карзова, Б.Т. Тимофеева, Г.С. Писаренко, В.Т. Трошенко, М.А. Дауниса, В.И. Труфякова, П.И. Кудрявцева, А.Г. Мазепы, В.М. Филатова, С. Мэнсона, К. Миллера. На основе их обобщений в работах [11, 32, 33] было показано, что при испы-

таниях с заданными амплитудами нагрузок влияние концентрации напряжений на разрушающие числа циклов зависит от механических свойств металлов, уровня концентрации напряжений, амплитуды напряжений и асимметрии цикла.

Возникающие при малоцикловом нагружении в зонах концентрации напряжений местные пластические деформации вызывают перераспределение напряжений и деформаций и разрушение в условиях нестационарного процесса местного деформирования. В связи с этим оценка несущей способности элементов конструкций ЖРД при наличии концентрации напряжений требует, с одной стороны, количественного описания кинетики напряжений и деформаций и, с другой – использования соответствующих критериев разрушения с учетом этой нестационарности.

Аналитическое решение первой задачи в циклической упругопластической постановке связано с еще большими трудностями, чем при однократном статическом нагружении. В настоящее время такие решения практически отсутствуют. Поэтому в ряде важных случаев широко используют датчики сопротивления с повышенным диапазоном измеряемых циклических деформаций, оптически активные наклейки, муар и сетки. Результаты экспериментов позволили обосновать использование приближенных решений для описания поциклового изменения максимальных напряжений и деформаций в зонах и вне зон концентрации.

Для случая циклического нагружения в ИМАШ РАН (см. работы [8, 10–13, 22, 32–34, 137]) эффекты перераспределения напряжений и деформаций анализировались на основе гипотез об устойчивости относительного распределения деформаций в пределах и за пределами упругости, уравнений типа (8.1) и (8.2), теории малых упругопластических деформаций, метода конечных элементов и конечных разностей. Однако быстродействие и объем памяти большинства современных вычислительных машин даже в настоящее время пока недостаточны для решения трудоемких инженерных задач при циклическом упругопластическом нагружении для соответствующих многочисленных комбинаций режимов нагружения, разнообразия зон концентрации и циклических свойств материалов ЖРД.

Разрушающее число циклов в зонах концентрации напряжений определяют на основе силовых или деформационных критериев разрушения [11–34]. Силовые критерии малоциклового разрушения использовались для определения долговечности по кривым малоцикловой усталости типа (5.13) и (5.14), исходя из предположения, что в зонах концентрации деформирование соответствует жесткому нагружению. Уравнение (5.14) и гипотеза о равенстве коэффициентов концентрации деформаций в упругопластической

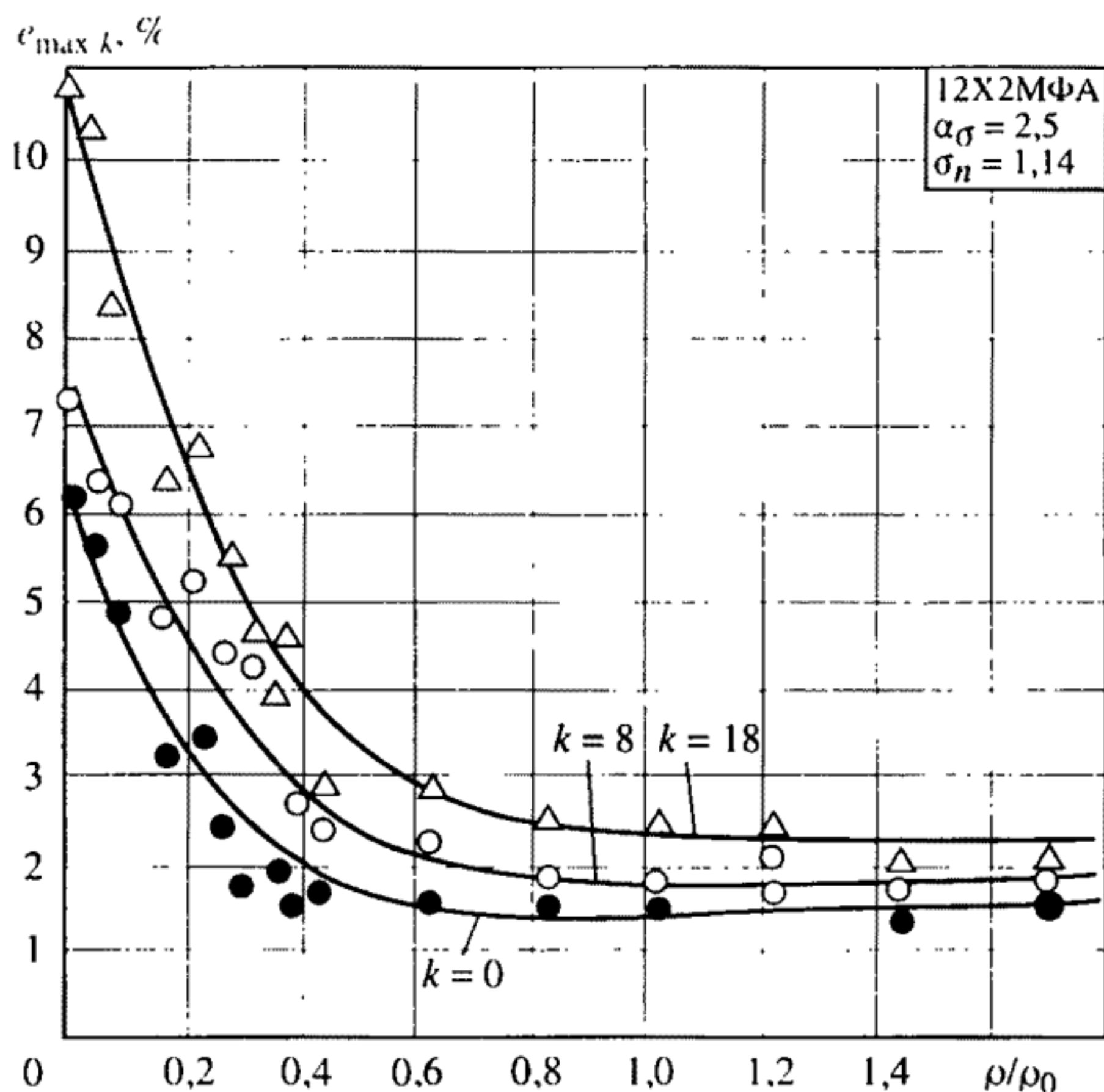


Рис. 8.16. Перераспределение деформаций в минимальном сечении образца с отверстием при увеличении числа полуциклов нагружения

области теоретическому коэффициенту концентрации напряжений использованы при обосновании норм расчета сосудов давления [88, 89]. Деформационные критерии малоциклового разрушения с учетом кинетики местных деформаций в зонах концентрации получили развитие в работах [8, 11, 13–21, 32–34, 80, 81, 137].

Экспериментальное исследование закономерностей деформирования и разрушения при циклическом упругопластическом нагружении выполнялось [11, 32, 33, 56] на плоских образцах с концентрацией при симметричном и асимметричном цикле нагрузок и симметричном цикле номинальных деформаций. Деформации измеряли методом сеток с шагом 0,025–0,1 мм, оптически чувствительных покрытий и муара. Кинетику местных деформаций и ее влияние на сопротивление образованию трещин в зонах концентрации рассчитывали с использованием уравнений, приведенных выше.

На рис. 8.16 показаны результаты испытаний плоского образца из стали 12Х2МФА при симметричном цикле номинальных напряжений. С увеличением числа полуциклов нагружения k повышаются максимальные деформации на контуре отверстия при их одновременном одностороннем накоплении.

При номинальном напряжении $\bar{\sigma}_n$ максимальные местные деформации $\bar{e}_{\max k}^{(0)}$ и напряжения $\bar{\sigma}_{\max k}^{(0)}$ нулевого полуцикла рассчитывались на основе уравнения (8.4)

$$\bar{e}_{\max k}^{(0)} = \bar{e}_n K_e^{(0)}; \quad \bar{\sigma}_{\max k}^{(0)} = \bar{\sigma}_n K_\sigma^{(0)}, \quad (8.71)$$

где $K_e^{(0)}$, $K_\sigma^{(0)}$ – коэффициенты концентрации деформаций и напряжений нулевого полуцикла.

Индекс i интенсивности напряжений и деформаций для сокращения записей ниже опущен. При $\bar{\sigma}_n \leq \bar{\sigma}_T = 1$ $\bar{e}_n = \bar{\sigma}_n$, а при возникновении пластических деформаций за пределами зон концентрации \bar{e}_n и $\bar{\sigma}_n$ связаны соотношениями (3.13) и (3.14). При последующем циклическом нагружении (симметричный цикл напряжений) относительные номинальные напряжения \bar{S}_n в координатах $\bar{S} - \bar{\epsilon}$ (см. рис. 4.2 и 4.5) определяются циклическим пределом текучести $\bar{S}_T^{(k)}$ (см. уравнение (4.3))

$$\bar{S}_n = 2\bar{\sigma}_n / \bar{S}_T^{(k)}. \quad (8.72)$$

По $\bar{e}_{\max k}^{(0)}$ и $\bar{\sigma}_{\max k}^{(0)}$ определяются характеристики упрочнения: показатель $m(k)$ по уравнению (4.19) или модуль упрочнения $\bar{G}(k)$ по уравнению (4.18) для зоны концентрации:

$$m(k) = \frac{\lg \bar{e}_{\max k}^{(0)m}}{\lg \left[\bar{e}_{\max k}^{(0)m} + \frac{A}{2} (\bar{e}_{\max k}^{(0)} - 1) F(k) \right]}; \quad (8.73)$$

$$\bar{G}(k) = \frac{1}{1 + \frac{A}{2} \bar{G}_T F(k)}, \quad (8.74)$$

где $F(k)$ – функция числа циклов полунагружения k , определяемая по формулам (4.5)–(4.7). По \bar{S}_n и $m(k)$ или $\bar{G}(k)$ и формулам (8.18)–(8.25) при замене $\bar{\sigma}_n$ на \bar{S}_n и m на $m(k)$ или \bar{G}_T на $\bar{G}(k)$ можно определить коэффициенты концентрации деформаций $K_\epsilon^{(k)}$ и напряжений $K_\sigma^{(k)}$. В соответствии с уравнением (8.71) максимальные напряжения и деформации в координатах $\bar{S} - \bar{\epsilon}$ в k -м полуцикле

$$\bar{e}_{\max k}^{(k)} = \bar{\epsilon}_n K_\epsilon^{(k)}; \quad \bar{\sigma}_{\max k}^{(k)} = \bar{S}_n K_\sigma^{(k)}. \quad (8.75)$$

При $\bar{\sigma}_n \geq 1$ в соответствии с уравнениями (8.73) и (8.74) определяют зависящий от числа полуциклов показатель степени $m_n(k)$

или $G_n(k)$, заменяя $\bar{e}_{\max k}^{(0)}$ на e_n с учетом формул (4.16) и (4.17)

$$\dot{\bar{\epsilon}}_n^{(k)} = \bar{S}_n^{(k)1/m_n(k)}; \quad (8.76)$$

$$\bar{\epsilon}_n^{(k)} = \bar{S}_n^{(k)} + \frac{1}{G_n(k)} (\bar{S}_n^{(k)} - 2). \quad (8.77)$$

На основе соотношений (8.72)–(8.77) определяют максимальные деформации $\bar{e}_{\max k}^{(k)}$ и напряжения $\bar{\sigma}_{\max k}^{(k)}$ в зонах концентрации при циклическом нагружении. Для определения деформаций и напряжений в четных полуциклах в уравнениях (8.73) и (8.74) используется константа материала A , а в нечетных полуциклах – константа материала A^* .

Результаты расчетов и экспериментов для стали 12Х2МФА ($m = 0,08$) представлены на рис. 8.17 и 8.18. При $\bar{e}_{\max k}^{(0)} > 2$ и $k > 10^3$ величина $m(k)$ мало отличается от нуля и для оценки $K_\epsilon^{(k)}$ можно использовать диаграмму $\bar{S} - \epsilon$ идеально упругопластического материала. При $\bar{\sigma}_n = 1,14$ (см рис. 8.18) и $\alpha_\sigma = 2,5$ коэффициент концентрации деформаций $K_\epsilon^{(k)}$ увеличивается на 10–15%; однако при интенсивном (в 2 раза) увеличении амплитуд номинальных пластических деформаций $\bar{\epsilon}_{apn}^{(k)}$ местные упругопластические деформации $\bar{\epsilon}_{a \max k}^{(k)}$ возрастают быстрее, чем величина $K_\epsilon^{(k)}$.

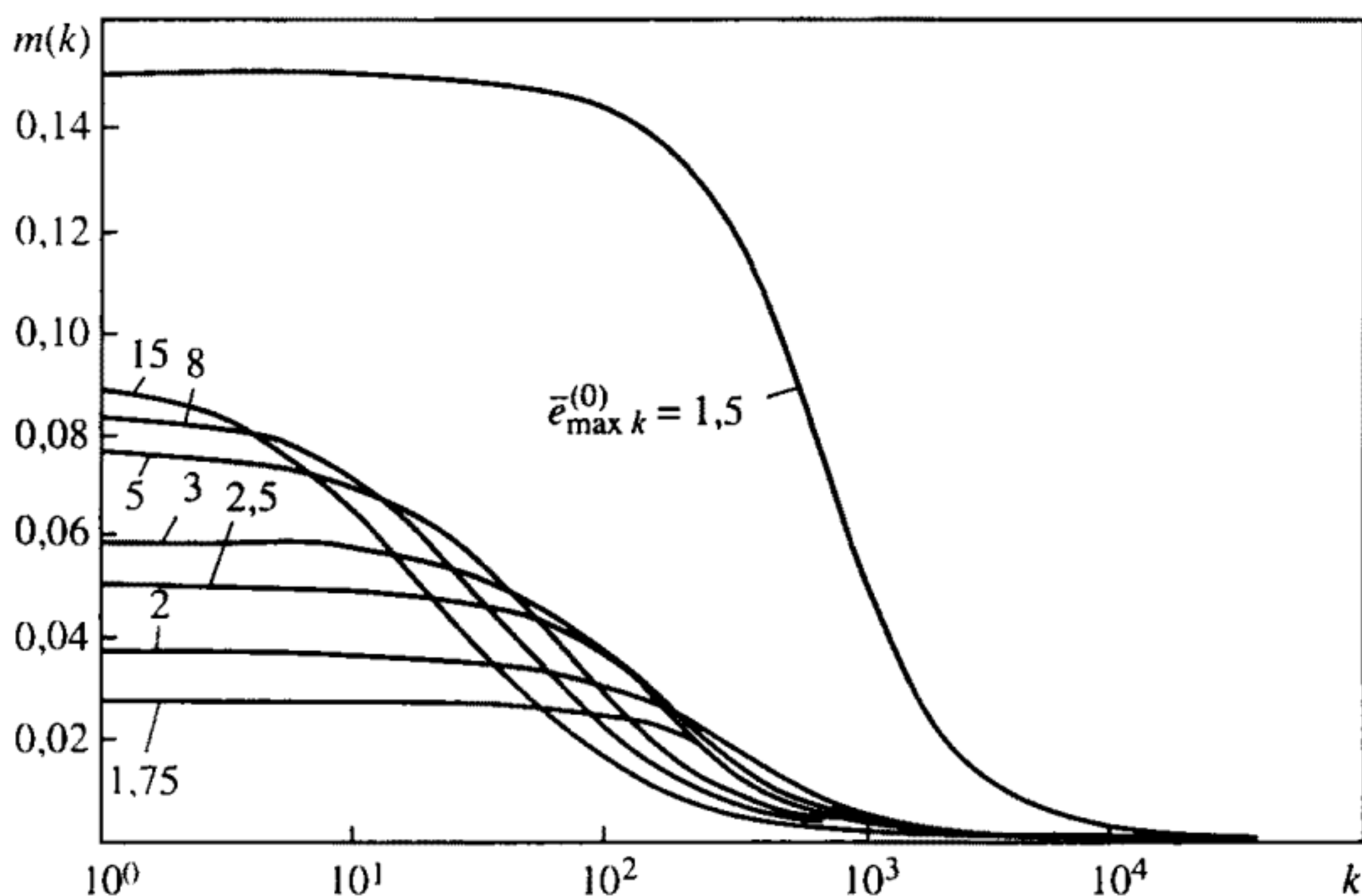


Рис. 8.17. Зависимость показателя упрочнения от максимальной деформации нулевого полуцикла и числа полуциклов

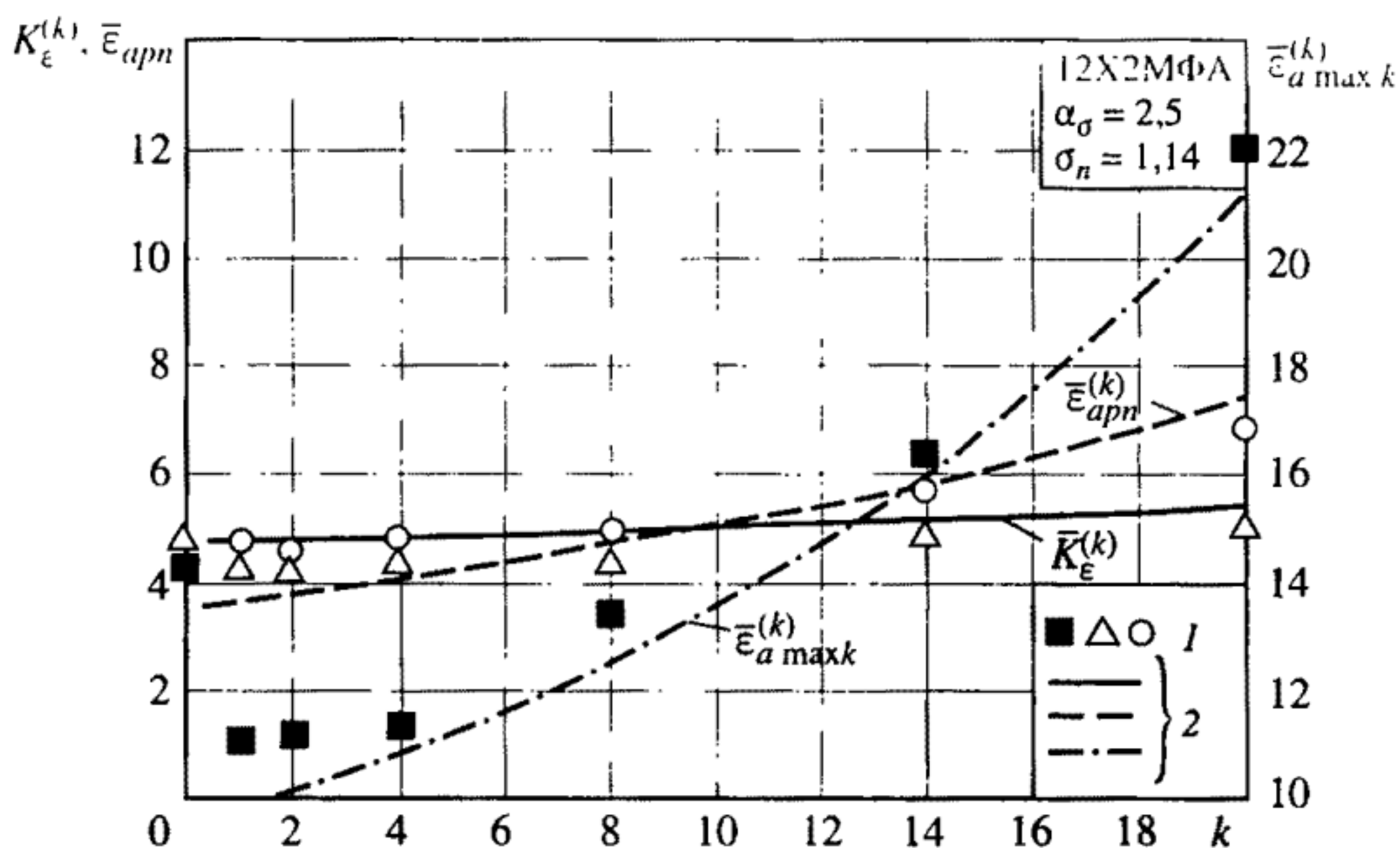


Рис. 8.18. Изменение деформаций и коэффициентов концентрации деформаций по числу полциклов

1 – эксперимент; 2 – расчет

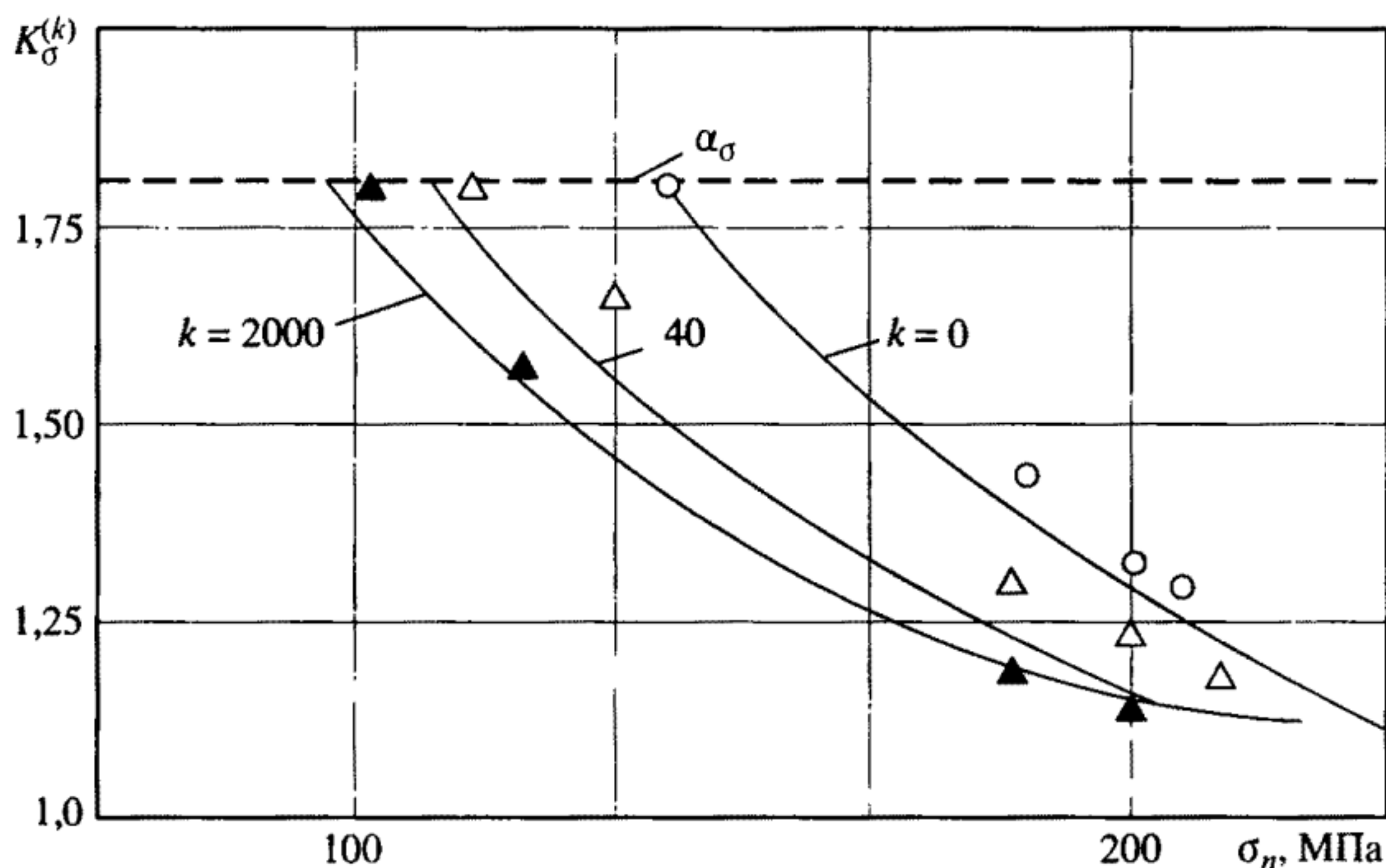


Рис. 8.19. Изменение коэффициентов концентрации напряжений для циклически разупрочняющейся стали

Изменение коэффициентов концентрации напряжений $K_\sigma^{(k)}$ по данным экспериментов и результатам расчета по рассмотренному выше способу показано на рис. 8.19. Циклическое разупрочнение стали с увеличением числа полциклов и номинальных напряжений вызывает снижение $K_\sigma^{(k)}$ по сравнению с α_σ .

Зависимость $K_{\varepsilon}^{(k)}$ и $K_{\sigma}^{(k)}$ рассчитывали для циклически разупрочняющейся стали 12Х2МФА с учетом зависимости параметра циклического разупрочнения β от деформации нулевого полуцикла $\bar{e}_{\max k}^{(0)}$ по уравнению (4.8). С увеличением числа полуциклов k наиболее сильно изменяется коэффициент концентрации деформаций $K_{\varepsilon}^{(k)}$. При этом увеличение $K_{\varepsilon}^{(k)}$ существенно зависит от уровня номинальных напряжений, особенно в начальной стадии циклического нагружения. Коэффициенты концентрации напряжений $K_{\sigma}^{(k)}$ с увеличением k уменьшаются, приближаясь к единице.

По $\bar{e}_{\max k}^{(k)}$ и $\bar{S}_{\max k}^{(k)}$ в координатах $\bar{S} - \bar{\varepsilon}$, являющихся исходными для определения по формулам (4.1) $\bar{e}_{\max k}^{(k)}$ и $\bar{\sigma}_{\max k}^{(k)}$ в координатах $\bar{\sigma} - \bar{\varepsilon}$, для зон концентрации можно найти амплитуды упругопластических $\bar{e}_{a \max k}^{(k)}$ и пластических деформаций $\bar{e}_{ap \max k}^{(k)}$ в каждом полуцикле k :

$$\bar{e}_{a \max k}^{(k)} = \bar{e}_{\max k}^{(k)} / 2; \quad (8.78)$$

$$\bar{e}_{ap \max k}^{(k)} = (\bar{e}_{\max k}^{(k)} - \bar{\sigma}_{\max k}^{(k)}) / 2. \quad (8.79)$$

Амплитуда максимальных местных напряжений

$$\bar{\sigma}_{a \max k}^{(k)} = \bar{S}_{\max k}^{(k)} / 2. \quad (8.80)$$

По величине деформаций $\bar{e}_{\max k}^{(k)}$ в четных и нечетных полуциклах можно определить односторонне накопленную в полуцикле k пластическую деформацию:

$$\bar{\Delta}_{\max k}^{(k)} = (\bar{e}_{\max k}^{(k)})_2 - (\bar{e}_{\max k}^{(k)})_1. \quad (8.81)$$

Интегрирование $\bar{\Delta}_{\max k}^{(k)}$ по числу полуциклов приводит к определению максимальной односторонне накопленной пластической деформации:

$$\bar{e}_{p \max k}^{(k)} = \int_0^k [(\bar{e}_{\max k}^{(k)})_2 - (\bar{e}_{\max k}^{(k)})_1] dk. \quad (8.82)$$

На рис. 8.20 показано изменение величин $\bar{e}_{a \max k}^{(k)}$, $\bar{\sigma}_{a \max k}^{(k)}$ и $\bar{\Delta}_{\max k}^{(k)}$, рассчитанных по формулам (8.78), (8.80) и (8.81) для стали 12Х2МФА при $\alpha_{\sigma}=3$. Амплитуды и односторонне накопленные пластические деформации существенно увеличиваются при $\bar{\sigma}_n > 1$ за счет увеличения как коэффициентов концентрации деформаций

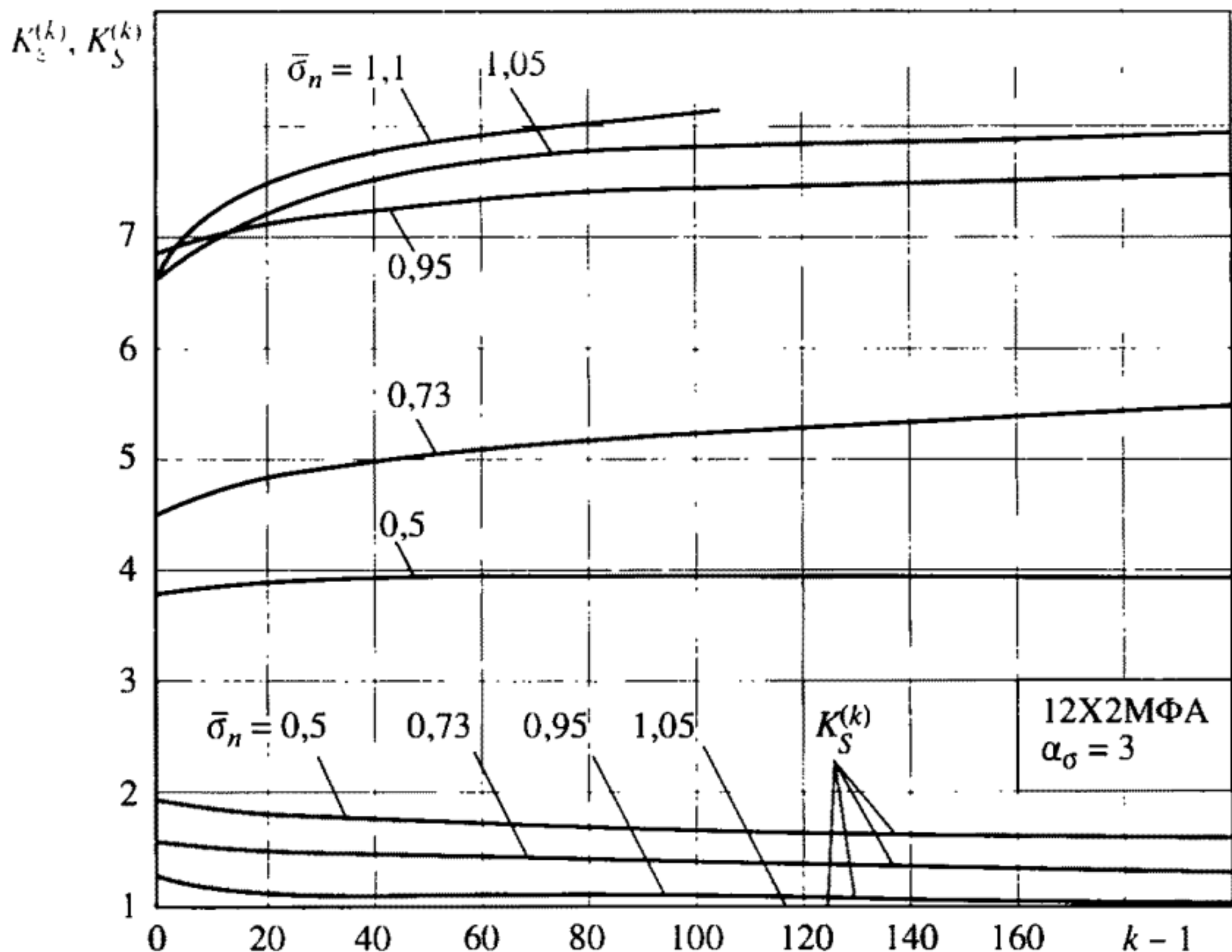


Рис. 8.20. Изменение коэффициентов концентрации напряжений и деформаций по числу полуциклов

$K_{\epsilon}^{(k)}$ (рис. 8.21), так и номинальных деформаций $\bar{\epsilon}_n^{(k)}$, определяемых по формуле (8.76) (см. рис. 8.18). Амплитуды максимальных напряжений $\bar{\sigma}_{a \max k}$ увеличиваются с увеличением номинальных напряжений для заданного числа циклов при одновременном снижении коэффициентов концентрации напряжений $K_S^{(k)}$.

При оценке кинетики упругопластических деформаций в зонах концентрации при асимметричном цикле следует иметь в виду различную чувствительность материалов к асимметрии (см. п. 4.2), характеризуемую коэффициентом χ . В соответствии с уравнениями (4.23), (4.24) и (4.26) при заданном коэффициенте асимметрии цикла напряжений $r_{\bar{\sigma}}$ отношение максимальных $\bar{\sigma}_{\max k}$ к максимальным приведенным $\bar{\sigma}_{\max \text{ пр}}$ выражаются уравнениями

$$\frac{\bar{\sigma}_{\max}}{\bar{\sigma}_{\max \text{ пр}}} = \frac{2}{(1 - r_{\bar{\sigma}}) \left(1 + \chi \frac{1 + r_{\bar{\sigma}}}{1 - r_{\bar{\sigma}}} \right)}; \quad \frac{\bar{\sigma}_{\max}}{\bar{\sigma}_{\max \text{ пр}}} = \frac{1}{1 + \chi \frac{1 + r_{\bar{\sigma}}}{1 - r_{\bar{\sigma}}}}. \quad (8.83)$$

Используя формулы (3.13) и (3.14), можно получить зависимости для максимальных деформаций. В случае степенной

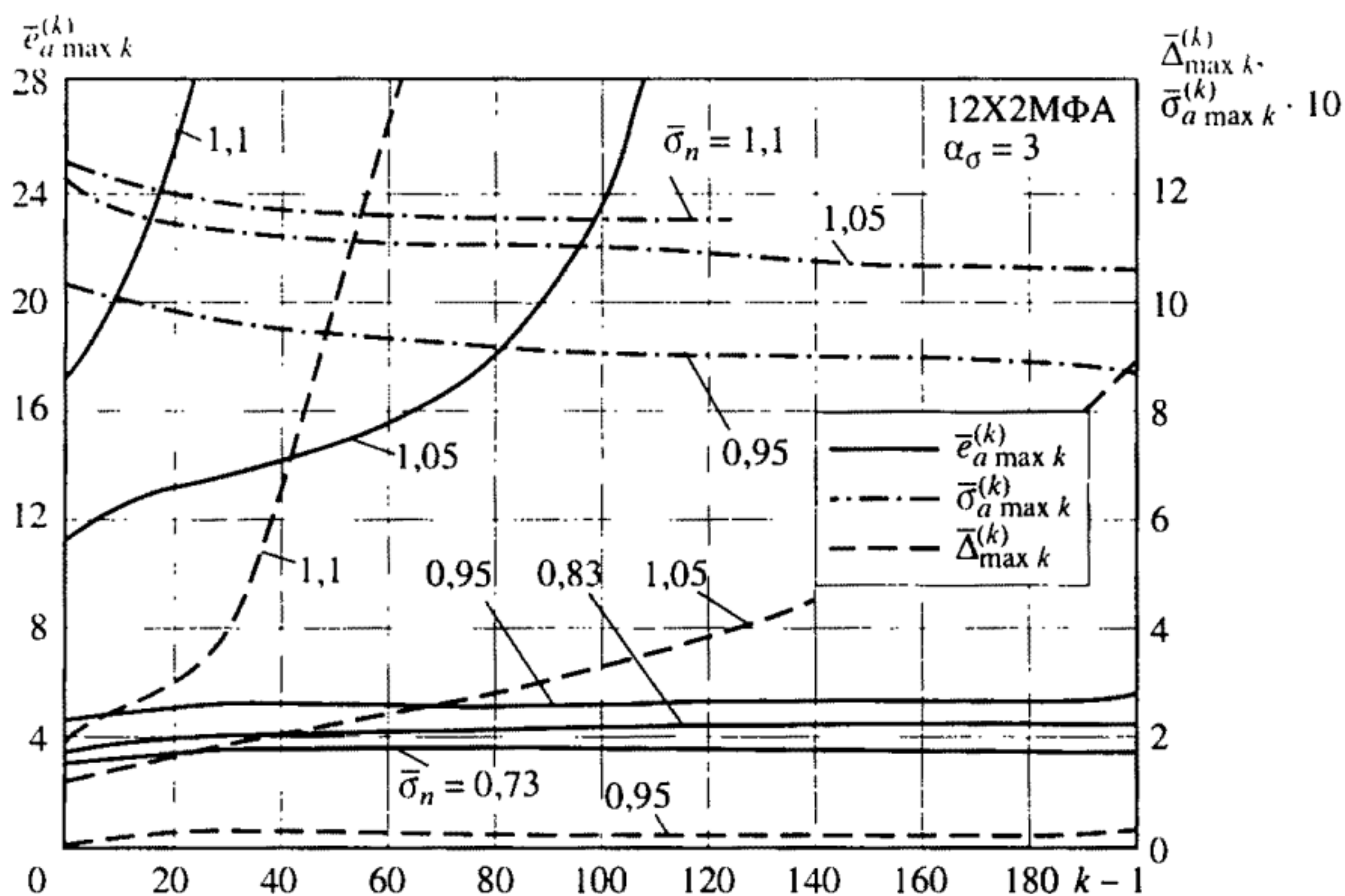


Рис. 8.21. Зависимость максимальных напряжений и деформаций от числа полуциклов

аппроксимации диаграммы деформирования

$$\frac{\bar{e}_{\max}^{(0)}}{\bar{e}_{\max \text{ пр}}^{(0)}} = \left[\frac{2}{(1 - r_{\bar{\sigma}}) \left(1 + \chi \frac{1 + r_{\bar{\sigma}}}{1 - r_{\bar{\sigma}}} \right)} \right]^{1/m}. \quad (8.84)$$

Формулы (8.83) и (8.84) можно использовать при оценке номинальных и местных деформаций в условиях концентрации напряжений несущих элементов ЖРД. Если максимальные амплитудные значения номинальных напряжений не превышают предела текучести, то анализ влияния асимметрии цикла производят только для местных напряжений в зоне концентрации.

Переходя к максимальным деформациям $\bar{e}_{\max k}^{(0)}$ в зонах концентрации напряжений, когда коэффициент асимметрии номинальных напряжений равен $r_{\bar{\sigma}n}$, по формуле (4.21) можно получить значение показателя упрочнения $m(1)$. Для заданной величины $r_{\bar{\sigma}n}$ по полученному значению $m(1)$ устанавливают напряжения $\bar{S}_{\max k}^{(1)}$ и деформации $\bar{e}_{\max k}^{(1)}$ первого полуцикла. По $\bar{\sigma}_{\max k}^{(0)}$ и $\bar{S}_{\max k}^{(1)}$ определяют минимальное напряжение $\bar{\sigma}_{\min k}^{(1)}$ в зоне концентрации и коэффициент асимметрии цикла местных напряжений

$$r_{\bar{\sigma}n} = 1 - \bar{S}_{\max k}^{(1)} / \bar{\sigma}_{\max k}^{(0)}. \quad (8.85)$$

На основе уравнения (8.83) с учетом того, что

$$\bar{\sigma}_{a \max k} = \bar{\sigma}_{\max k}^{(0)} \frac{1 - r_{\bar{\sigma}k}}{2}, \quad (8.86)$$

устанавливается приведенная амплитуда местных напряжений в зоне концентрации, а по формуле (8.11) – максимальная приведенная местная деформация. Эту деформацию используют в формуле (8.73) для определения показателя упрочнения $m(k)$.

Кинетику местных напряжений и деформаций анализируют так же, как и при симметричном цикле. Если номинальные напряжения превышают предел текучести, то учет влияния асимметрии цикла на кинетику процесса деформирования производят как для номинальных, так и для максимальных деформаций.

Изменение коэффициентов асимметрии напряжений $r_{\sigma k}$ в зоне концентрации для стали 12Х2МФА по результатам расчета на ЭВМ при максимальном номинальном напряжении $\bar{\sigma}_{n \max} = 1$ и $r_{\bar{\sigma}n} = -1 \div 0$ показано на рис. 8.22. Увеличение $r_{\bar{\sigma}n}$ приводит к уменьшению изменения $r_{\bar{\sigma}k}$: при $r_{\bar{\sigma}n} \geq -0,4$ в рассматриваемом диапазоне числа полуциклов уменьшение $r_{\bar{\sigma}k}$ (по абсолютному значению) не превышает 10%. Это позволяет не учитывать изменение асимметрии цикла местных напряжений для элементов конструкций, нагружаемых пульсирующими нагрузками. Повышение $r_{\bar{\sigma}n}$ сопровождается увеличением разницы между коэффициентами асимметрии номинальных и местных напряжений.

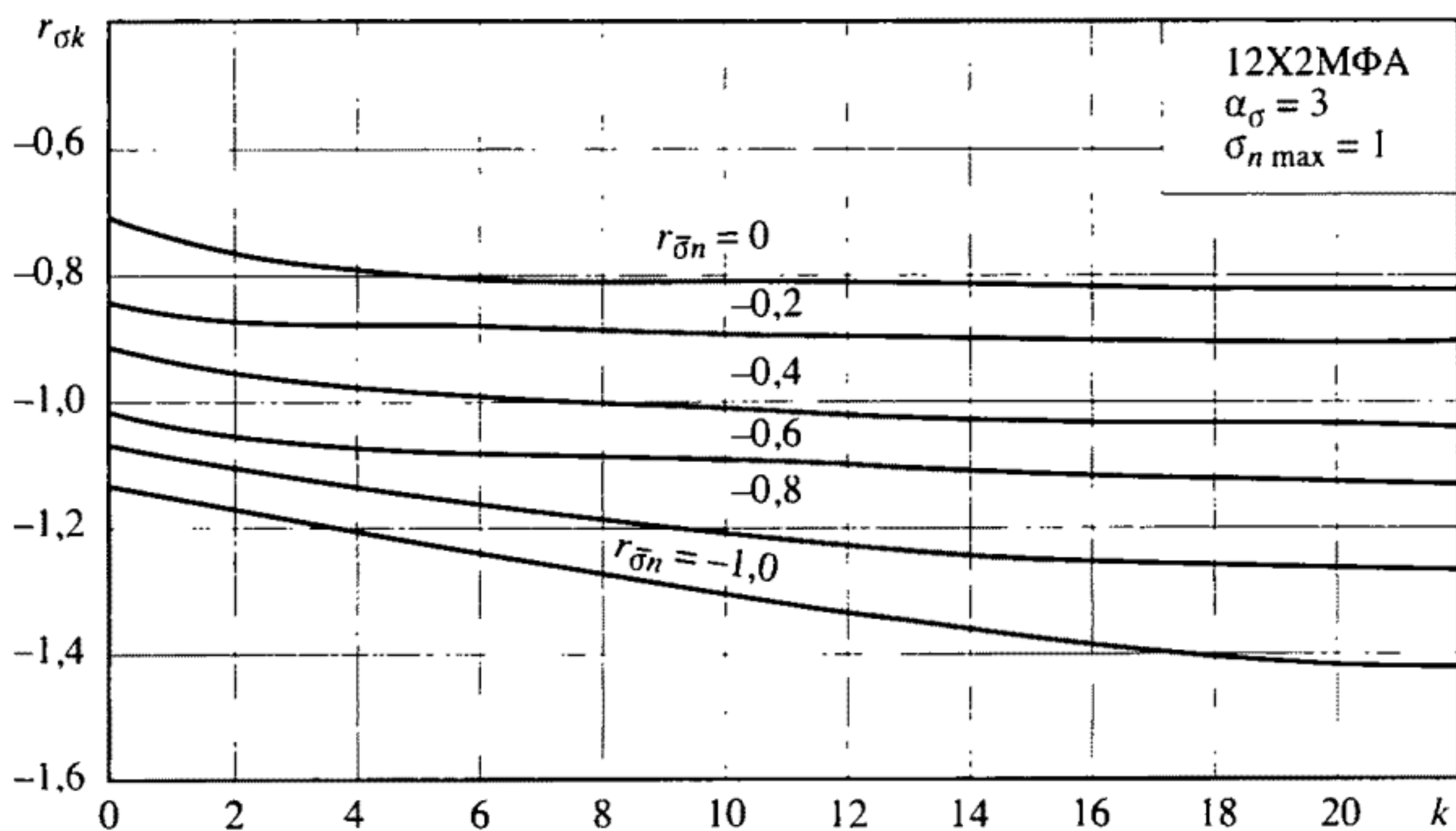


Рис. 8.22. Влияние асимметрии цикла номинальных напряжений на асимметрию цикла местных напряжений

Увеличение $r_{\bar{\sigma}n}$ для циклически разупрочняющейся стали при постоянных $\bar{\sigma}_{n \max}$ связано с уменьшением интенсивности изменения по числу k коэффициентов концентрации деформаций $K_{\varepsilon}^{(k)}$ и деформаций циклической анизотропии $\Delta_{\max k}^{(k)}$ (рис. 8.23). По мере приближения $r_{\bar{\sigma}n}$ к нулю можно считать, что процесс деформирования в зоне концентрации приближается к стационарному (знакопеременному по напряжениям). При этом интенсивность накопления односторонних пластических деформаций уменьшается.

Относительное изменение $K_{\varepsilon}^{(k)}/K_{\varepsilon}^{(1)}$ для различных $r_{\bar{\sigma}n}$ и α_{σ} при заданном $\bar{\sigma}_{n \max}$ таково, что при $\alpha_{\sigma} = 1,2 \div 3$ это изменение можно не учитывать (рис. 8.24).

Расчеты, выполненные по параметрам циклического упрочнения $B = 0 \div 0,35$ и разупрочнения $C = 0 \div 0,01$, показали, что при $r_{\bar{\sigma}n} = 0$, $\alpha_{\sigma} = 3$, $\bar{\sigma}_{n \max} = 1$ изменение циклических коэффициентов концентрации деформаций после первого полуцикла не превышает 5–7%. Варьирование коэффициента чувствительности χ стали к асимметрии цикла в пределах 0–0,1 (что соответствует отношению $\sigma_{0,2}/\sigma_B < 0,7$, см. рис. 4.6) практически не сказывается на коэффициентах асимметрии $r_{\bar{\sigma}k}$ местных напряжений в зонах концен-

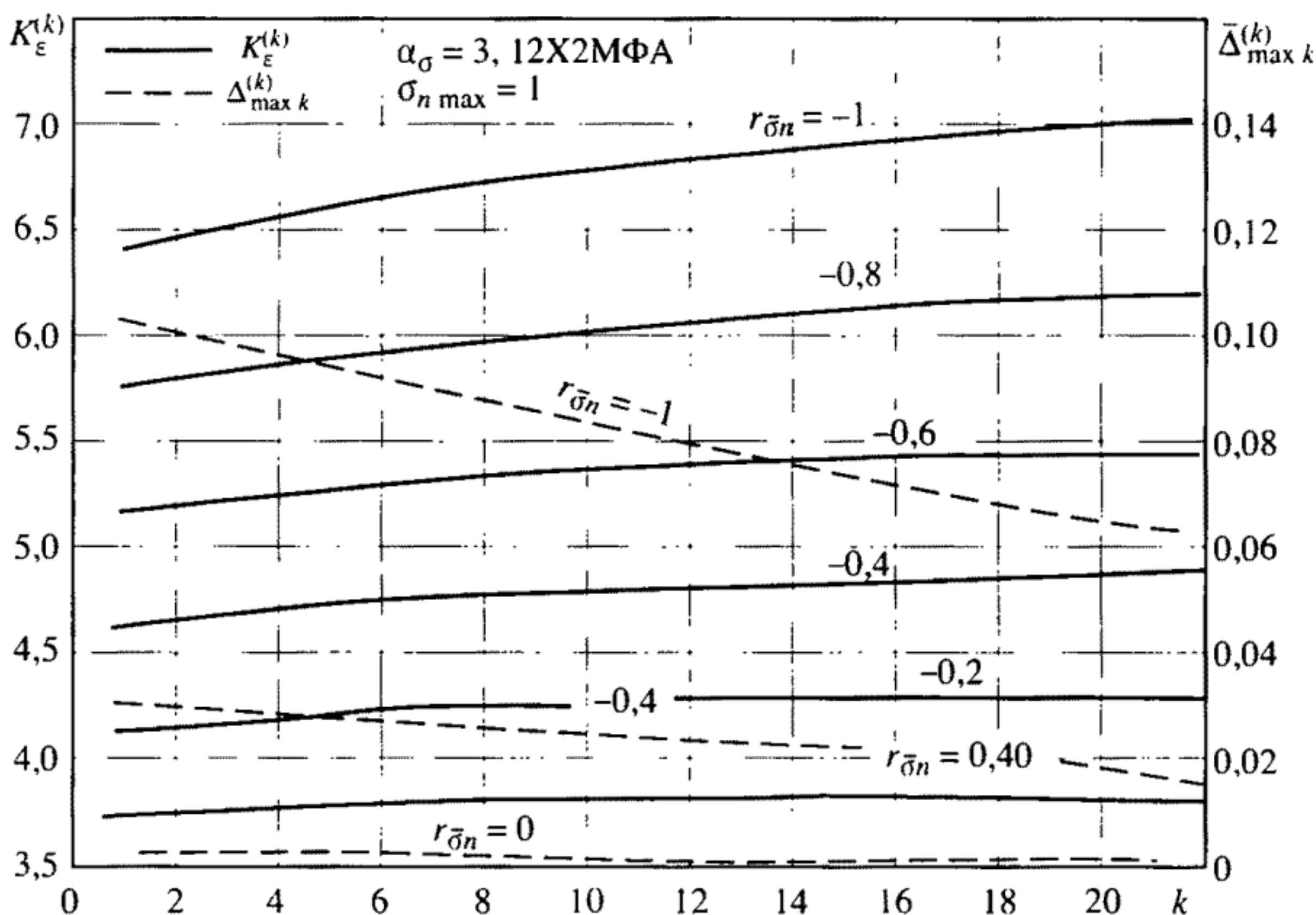


Рис. 8.23. Изменение параметров деформационного состояния в зоне концентрации в зависимости от асимметрии цикла номинальных напряжений

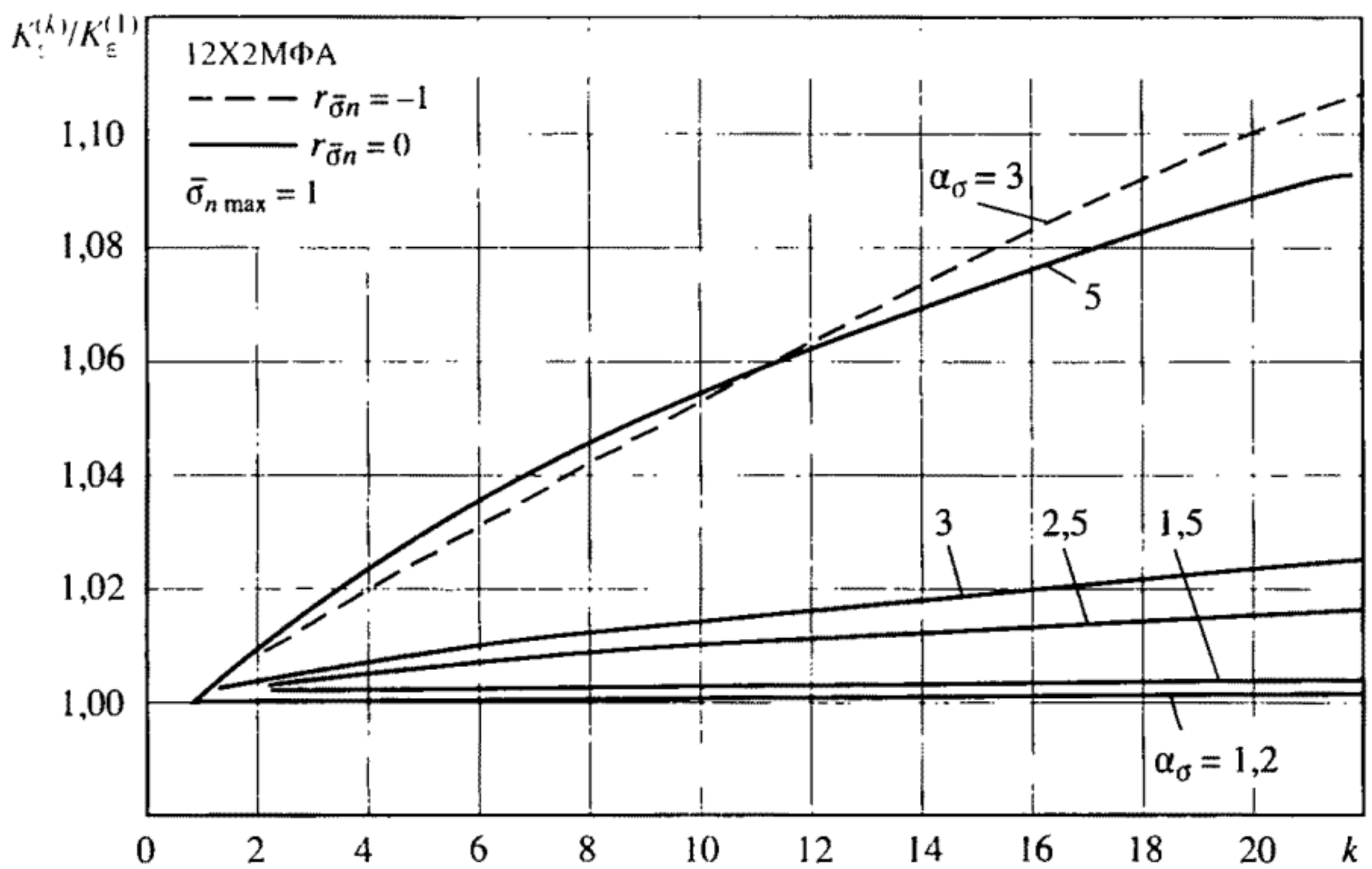


Рис. 8.24. Зависимость коэффициентов концентрации деформаций от теоретического коэффициента концентрации напряжений и асимметрии цикла напряжений

трации. При этом коэффициенты концентрации деформаций при пульсирующем цикле нагрузки увеличиваются на 4–6%.

Расчетные величины циклически изменяющихся напряжений и деформаций в зонах концентрации позволяют оценить накопленные усталостные и квазистатические повреждения d_s и d_f (см. п. 5.2). Предельное число полуциклов в соответствии с усталостным критерием разрушения при нестационарном изменении амплитуд пластических деформаций $\bar{e}_{ap \max k}^{(k)}$ по уравнению (5.36) в зоне концентрации с использованием правила линейного суммирования повреждений определяется как верхний предел интеграла

$$\int_0^{k_0} \left[\frac{\bar{\epsilon}_{\max k}^{(k)} - \bar{S}_{\max k}^{(k)}}{2} \right]^{1/m_{e0}} dk = 2 \left[\frac{1}{4e_T} \ln \frac{1}{1 - \psi_k} \right]^{1/m_{e0}}. \quad (8.87)$$

Если упругую составляющую деформаций $\bar{\sigma}_{a \max k}^{(k)}$ принять не зависящей от числа полуциклов нагружения k и равной пределу выносливости $\bar{\sigma}_{-1}$ в соответствии с формулой (5.15)

$$\bar{\sigma}_{a \max k}^{(k)} = \bar{\sigma}_{-1} / E e_T, \quad (8.88)$$

то уравнение (8.87) принимает вид

$$\int_0^{k_0} \left[\frac{e_{\max k}^{(k)}}{2} - \frac{\sigma_{-1}}{E e_{\tau}} \right]^{1/m_{e0}} dk = 2 \left[\frac{1}{4e_{\tau}} \ln \frac{1}{1 - \psi_k} \right]^{1/m_{e0}}. \quad (8.89)$$

Предельная односторонне накопленная пластическая деформация по критерию квазистатического разрушения равна деформации при однократном статическом растяжении (см. п. 5.1). Тогда число полуциклов до разрушения с учетом соотношений (5.37) и (8.82) будет определяться как верхний предел интеграла:

$$\int_0^{k_0} [(\bar{e}_{\max k}^{(k)})_2 - (\bar{e}_{\max k}^{(k)})_1] dk = 2 \frac{1}{e_{\tau}} \ln \frac{1}{1 - \psi_k}. \quad (8.90)$$

Число циклов до разрушения

$$N_0 = k_0/2, \quad (8.91)$$

где k_0 – число полуциклов, определяемое из уравнения (8.89) или (8.90).

Если принять условие линейного суммирования усталостных и квазистатических повреждений в форме уравнений (5.38), то число полуциклов до разрушения будет меньше минимального k_0 :

$$\frac{\int_0^{k_0} [(\bar{e}_{\max k}^{(k)})_2 - (\bar{e}_{\max k}^{(k)})_1] dk}{2 \frac{1}{e_{\tau}} \ln \frac{1}{1 - \psi_k}} + \frac{\int_0^{k_0} \left[\frac{\bar{e}_{\max k}^{(k)}}{2} - \frac{\sigma_{-1}}{E e_{\tau}} \right]^{1/m_{e0}} dk}{2 \left[\frac{1}{4e_{\tau}} \ln \frac{1}{1 - \psi_k} \right]^{1/m_{e0}}} = 1. \quad (8.92)$$

Уравнения (8.87), (8.89), (8.90) и (8.92) являются основными для определения разрушающих чисел полуциклов с учетом кинетики напряжений и деформаций в зонах концентрации, а также суммирования соответствующих повреждений. Однако поскольку максимальные деформации в зонах концентрации являются сложными функциями числа полуциклов нагружения по соотношениям (8.73)–(8.77), которые не позволяют выполнить прямое интегрирование уравнений (8.87), (8.89), (8.90), (8.92), то расчетное определение долговечности оказывается весьма трудоемким и возможно только с применением ЭВМ.

Результаты расчетов по уравнению (8.92) для стали 12Х2МФА при различных теоретических коэффициентах концентрации напряжений α_{σ} для двух коэффициентов асимметрии цикла

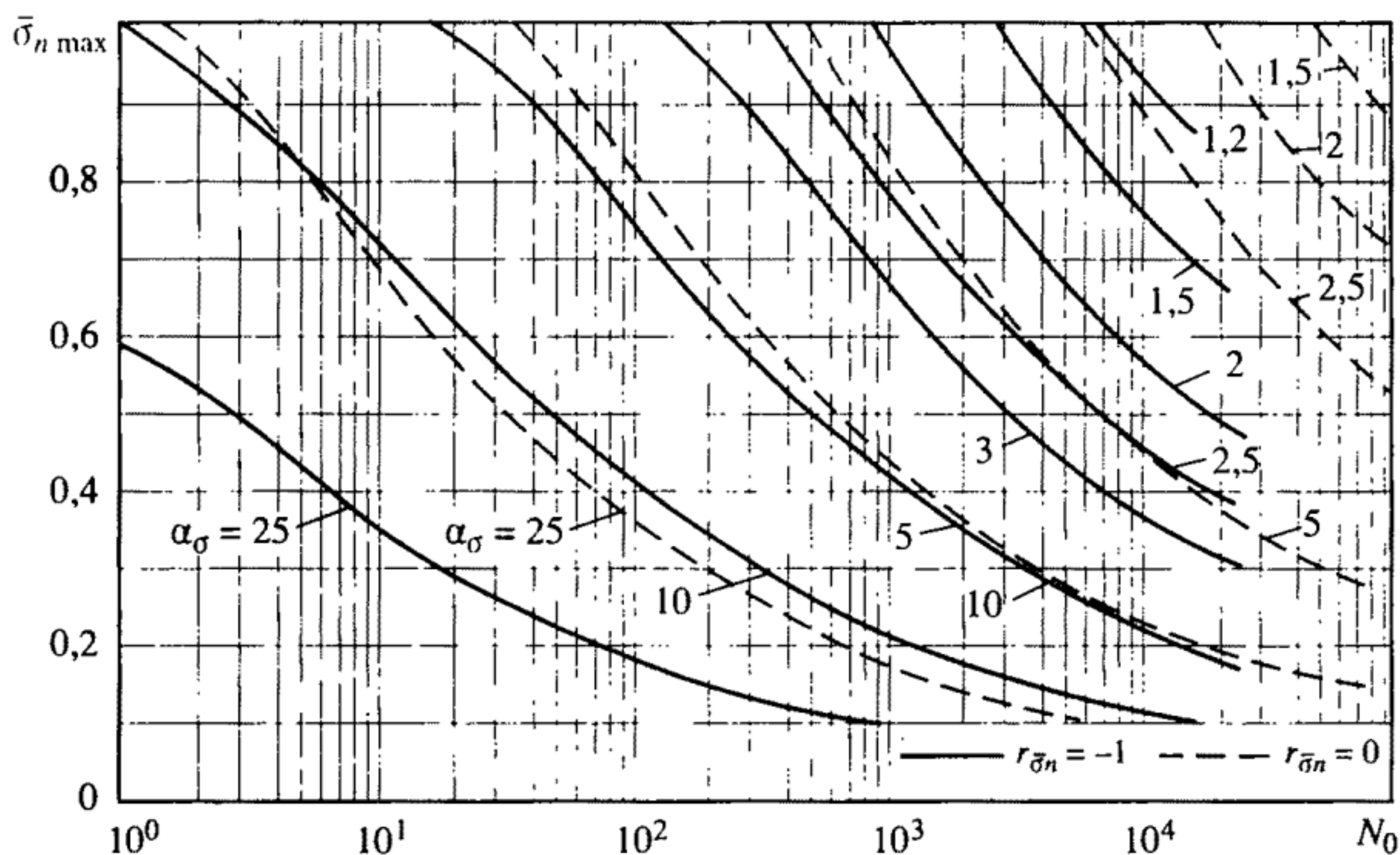


Рис. 8.25. Кривые малоциклового разрушения для образцов с концентрацией напряжений из стали 12Х2МФА

номинальных напряжений $r_{\bar{\sigma}_n}$ показаны на рис. 8.25. Двухкратное увеличение α_σ при заданном максимальном номинальном напряжении $\bar{\sigma}_{n \max}$ приводит с учетом (8.91) к уменьшению долговечности на два порядка и более. Уменьшение $r_{\bar{\sigma}_n}$ от 0 до -1 при постоянном $\bar{\sigma}_{n \max}$ вызывает такое же уменьшение долговечности, как и двухкратное увеличение α_σ . Накопление квазистатических повреждений сказывается на уменьшении (на 5–45%) долговечности при числах циклов до разрушения, меньших 10^2 .

Влияние асимметрии цикла номинальных напряжений $r_{\bar{\sigma}_n}$ на положение кривых малоциклового разрушения для образцов из стали 12Х2МФА при $\alpha_\sigma = 2$ и заданных максимальных напряжениях цикла $\bar{\sigma}_{n \max}$ показано на рис. 8.26. При $\bar{\sigma}_{n \max} > 0,7$ кривые малоциклового разрушения смещаются в область более высоких чисел циклов. Повышение долговечности с ростом $r_{\bar{\sigma}_n}$ связано с уменьшением амплитуд номинальных напряжений при постоянных $\bar{\sigma}_{n \max}$.

Как следует из рис. 8.27, с уменьшением параметра диаграммы циклического деформирования S число циклов до образования трещины увеличивается. С уменьшением амплитуды номинальных напряжений роль интенсивности циклического разупрочнения уменьшается.

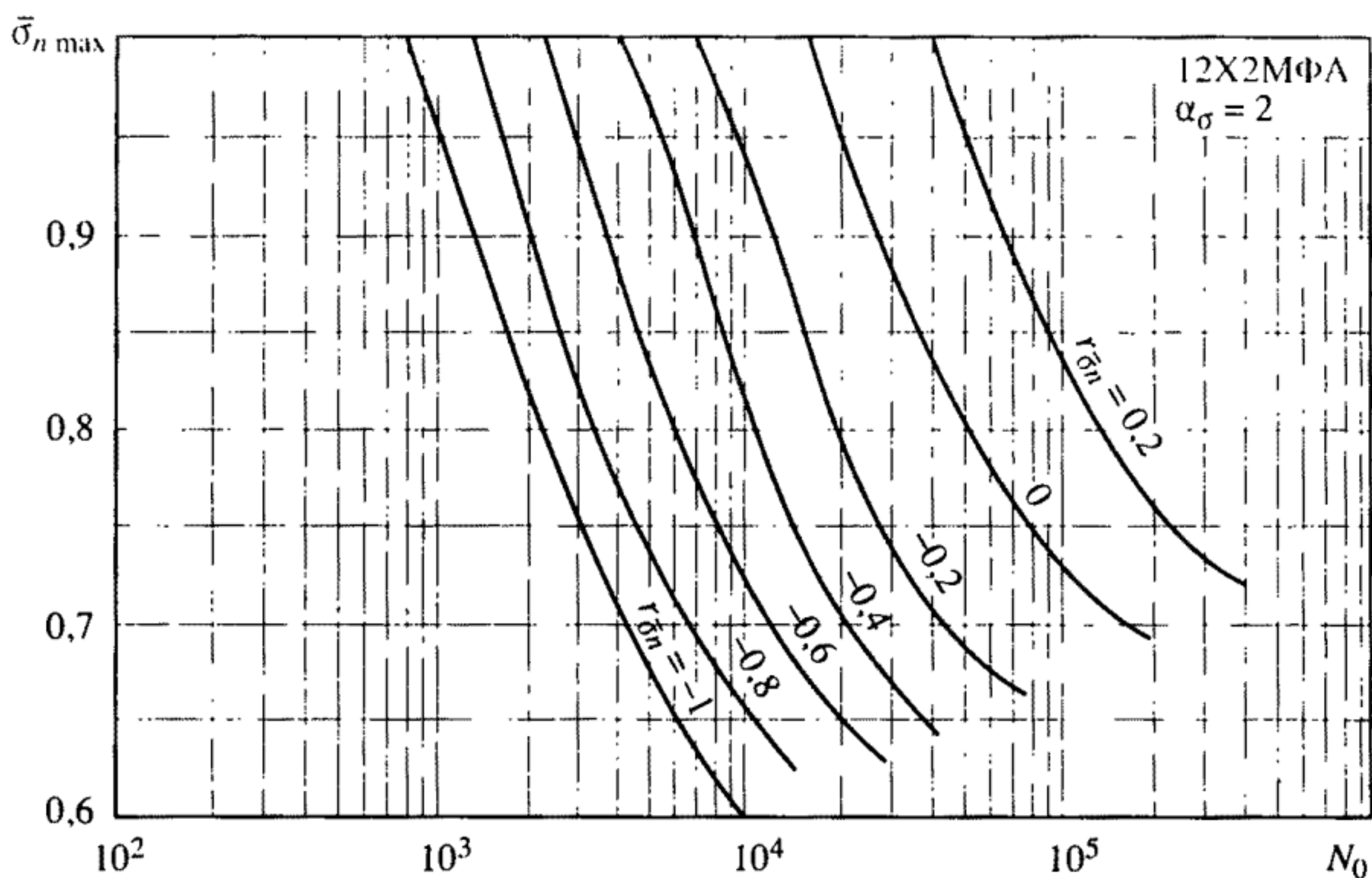


Рис. 8.26. Влияние асимметрии цикла номинальных напряжений на сопротивление разрушению в зоне концентрации

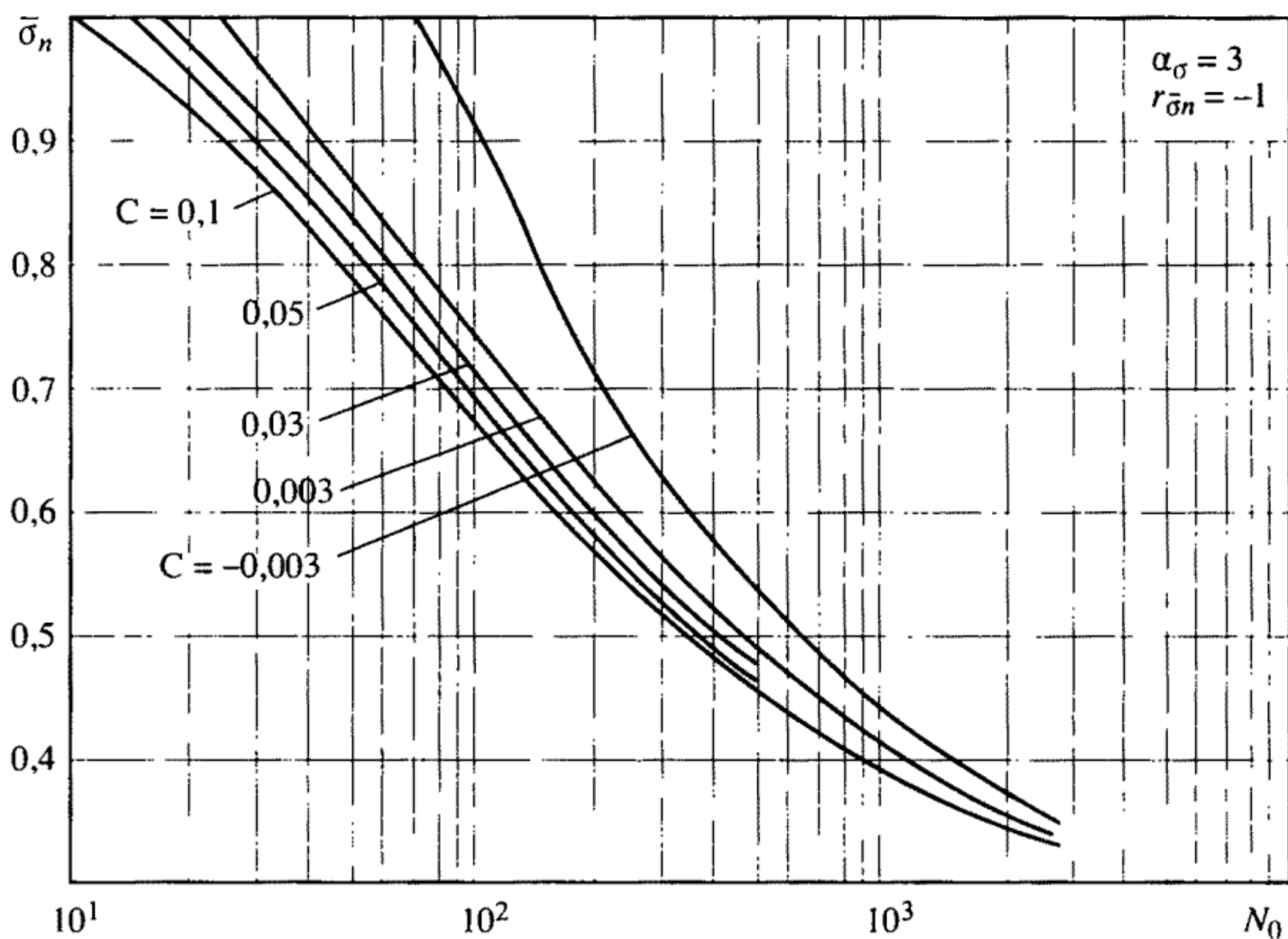


Рис. 8.27. Влияние параметра C диаграммы циклического деформирования и амплитуды номинальных напряжений на разрушающее число циклов

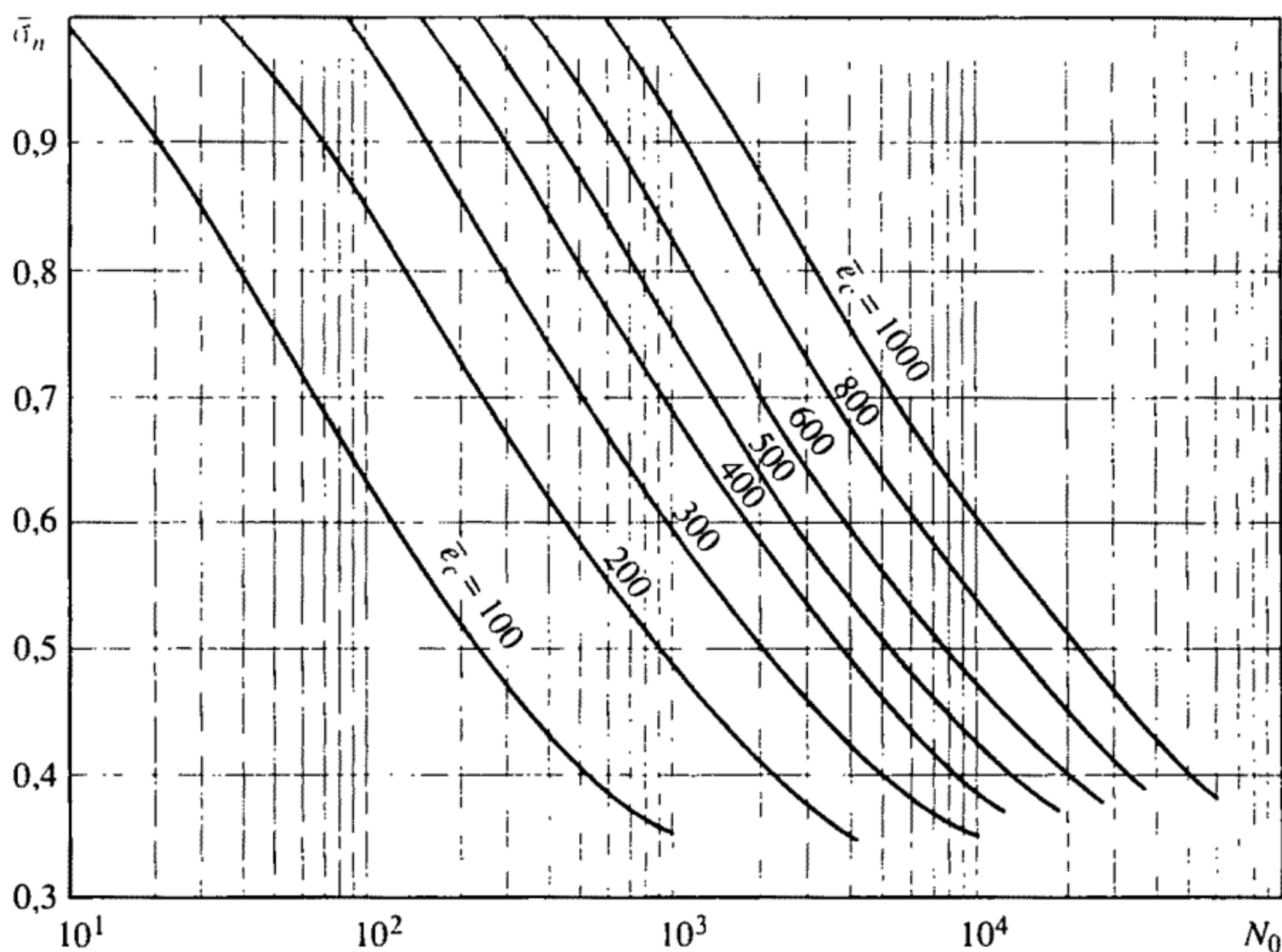


Рис. 8.28. Зависимость сопротивления малоцикловому разрушению в зонах концентрации от пластичности стали

Влияние параметра A на долговечность мало. При изменении параметра A от 0,3 до 1,5 при $\alpha_\sigma = 3$, $\sigma_n = 1$ число циклов до разрушения уменьшается не более чем на 10%.

Существенное влияние на сопротивление малоцикловому разрушению оказывает исходная пластичность стали (рис. 8.28). Уменьшение предельных пластичных деформаций $\bar{\epsilon}_c$ на порядок приводит к уменьшению долговечности в зонах концентрации примерно на два порядка, что согласуется с уравнениями типа Мэнсона–Коффина для однородного напряженного состояния (см. п. 5.2).

Зависимость долговечности при наличии концентрации напряжений от характеристик статических и циклических механических свойств, а также от условий нагружения позволяет выбирать материалы и конструктивные формы несущих элементов ЖРД и обосновывать запасы прочности и ресурса на стадии проектирования.

АНАЛИЗ ВЛИЯНИЯ ОБЪЕМНОСТИ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ НА ПРОЧНОСТЬ И РЕСУРС

9.1. Анализ взаимовлияния компонентов главных напряжений в зонах концентрации

Как отмечено в главе 1, в несущих элементах ЖРД возникает не только неоднородное распределение напряжений (см. гл. 8), но и объемное напряженное состояние вне зон и в зонах концентрации напряжений. При одинаковых величинах первых главных напряжений σ_1 и деформаций e_1 в опасных зонах величины интенсивности напряжений $\bar{\sigma}_i$ и деформаций e_i существенно зависят от вторых (σ_2, e_2) и третьих (σ_3, e_3) компонентов напряжений и деформаций (см. п. 8.2, гл. 8)

По расчетным деформациям $\bar{e}_{i\rho}$ в каждой точке рассматриваемого сечения (см. рис. 8.13) определяют значения интенсивности напряжений $\bar{\sigma}_{i\rho}$. Для определения главных напряжений $\bar{\sigma}_{1\rho}$, $\bar{\sigma}_{2\rho}$ и $\bar{\sigma}_{3\rho}$ в этих точках можно воспользоваться уравнениями типа (8.53)

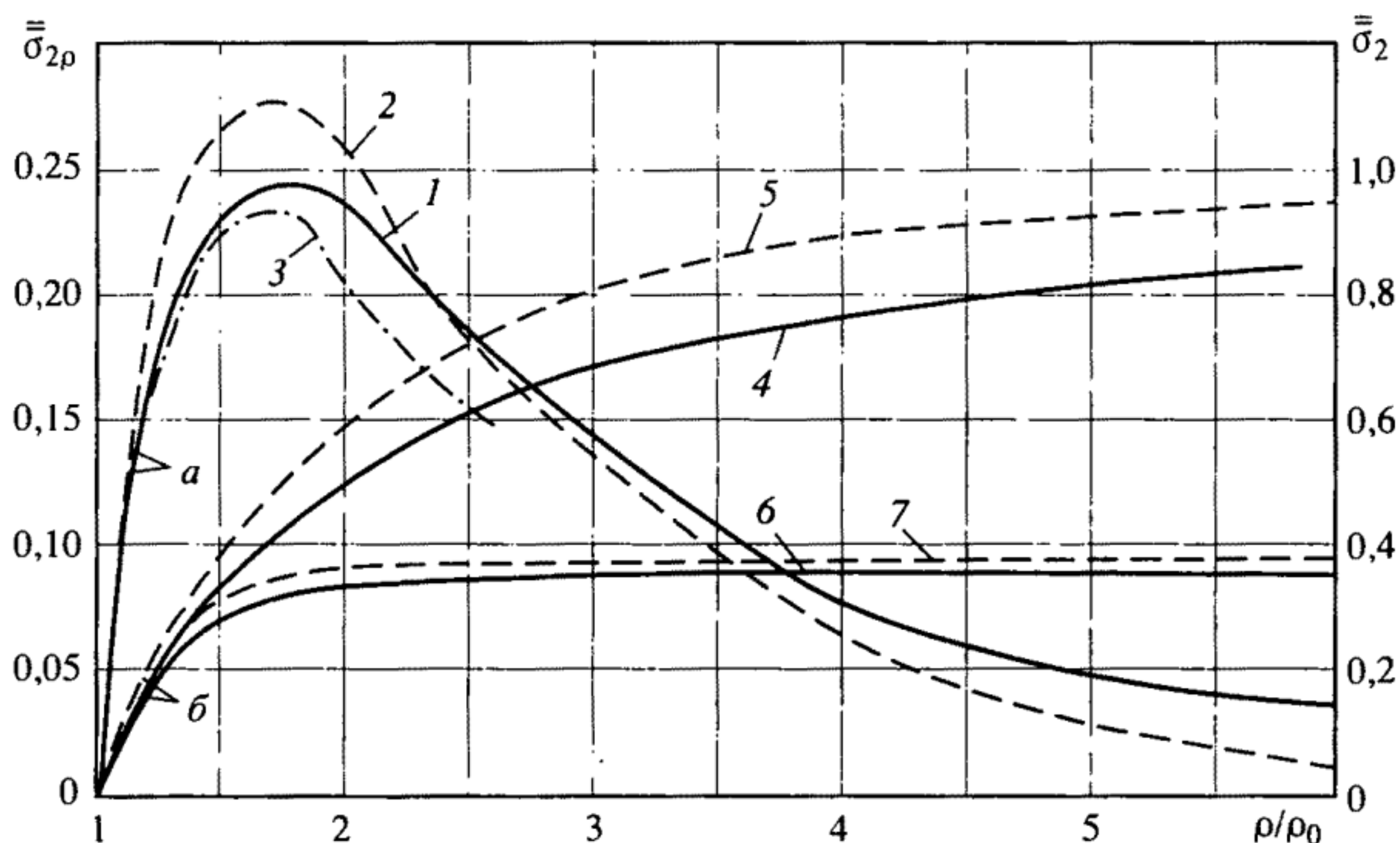


Рис. 9.1. Сопоставление распределения второго главного напряжения в упругой и упругопластической области

a — одноосное растяжение; *b* — двухосное растяжение; 1–7 — пояснения см. в тексте (левая шкала — для кривых 1–3, правая — для кривых 4–7)

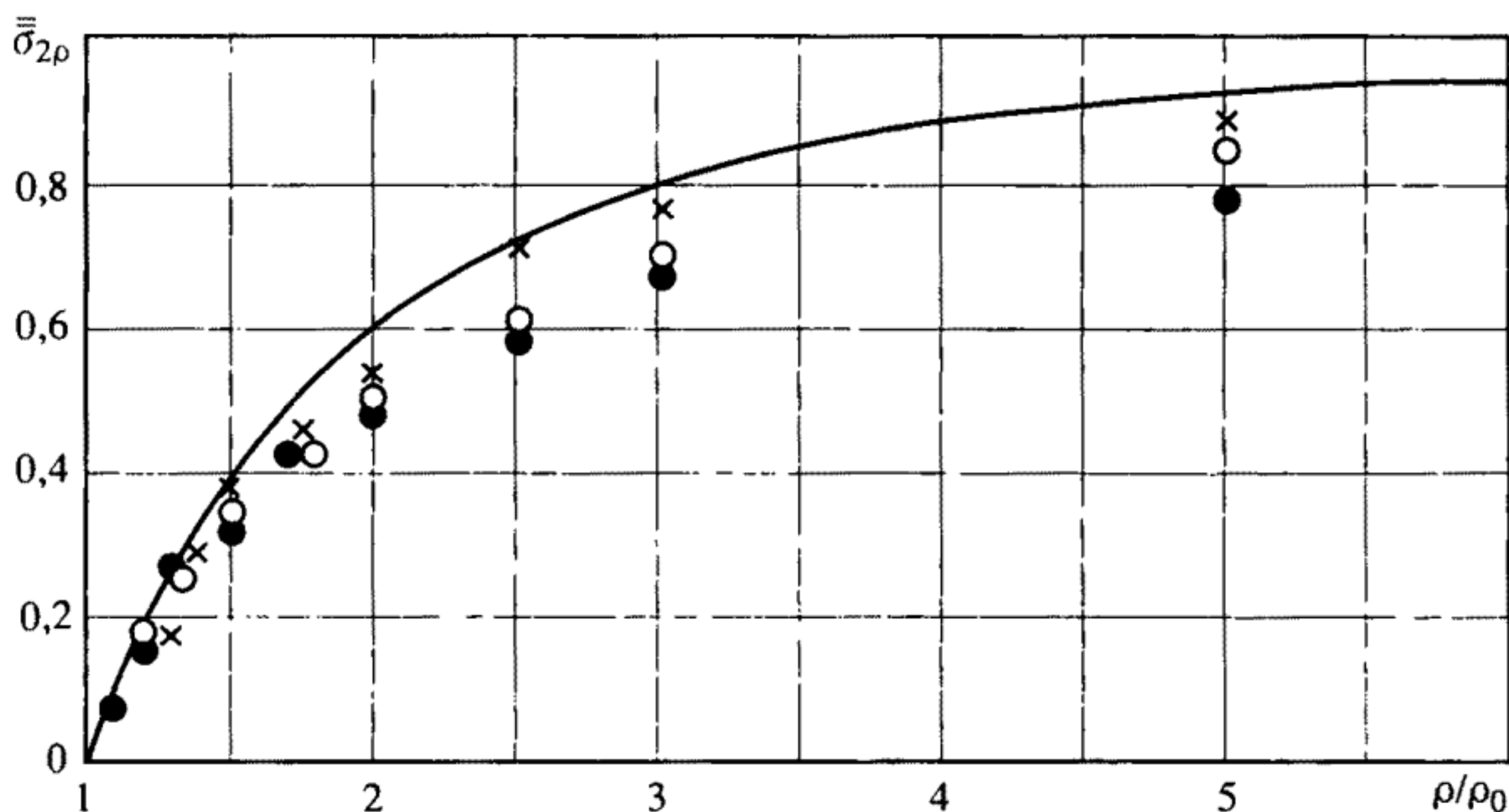


Рис. 9.2. Распределение величин $\bar{\sigma}_{2\rho}$ в пластине с отверстием

(при замене индекса n на ρ), известными в которых являются $\bar{\sigma}_{1\rho}$, $\bar{\sigma}_{2\rho}$, $\bar{\sigma}_{3\rho}$. Для решения этих уравнений используют предположение о том, что отношение второго и третьего главных напряжений к первому с переходом от упругих деформаций к упругопластическим не изменяется, т.е. $\bar{\sigma}_{2\rho}$ и $\bar{\sigma}_{3\rho}$ являются функциями только координат точки и не зависят от упругопластических деформаций.

Справедливость такого допущения подтверждается результатами соответствующих решений краевых упругопластических задач и экспериментов для пластин с отверстием [8, 11, 32, 33, 56]. На рис. 9.1 показаны кривые распределения $\bar{\sigma}_{2\rho}$ в пластинах с отверстием при линейном (кривые 1–3) и плоском (кривые 4–7) напряженном состоянии. Сплошными линиями показаны результаты расчетов или экспериментов в упругой области, штриховыми – в упругопластической. Кривые 1 и 2 построены по результатам испытаний, кривые 3–5 – по данным решения упругопластической задачи, а кривые 6 и 7 – на основе экспериментов.

Результаты расчета для пластины с отверстием при всестороннем растяжении ($\bar{\sigma}_n = 0,77 \div 1$) показаны на рис. 9.2, а результаты экспериментов и расчетов на пластинах шириной B с двумя боковыми надрезами при номинальных напряжениях на уровне предела текучести и выше (на 30%) представлены на рис. 9.3. В соответствии с данными рис. 9.1–9.3 при плоском напряженном состоянии в ослабленных отверстиями и надрезами сечениях предположение об относительно устойчивом распределении вторых главных напряжений сохраняется с погрешностью до 10–15% и может быть использовано для определения первого главного

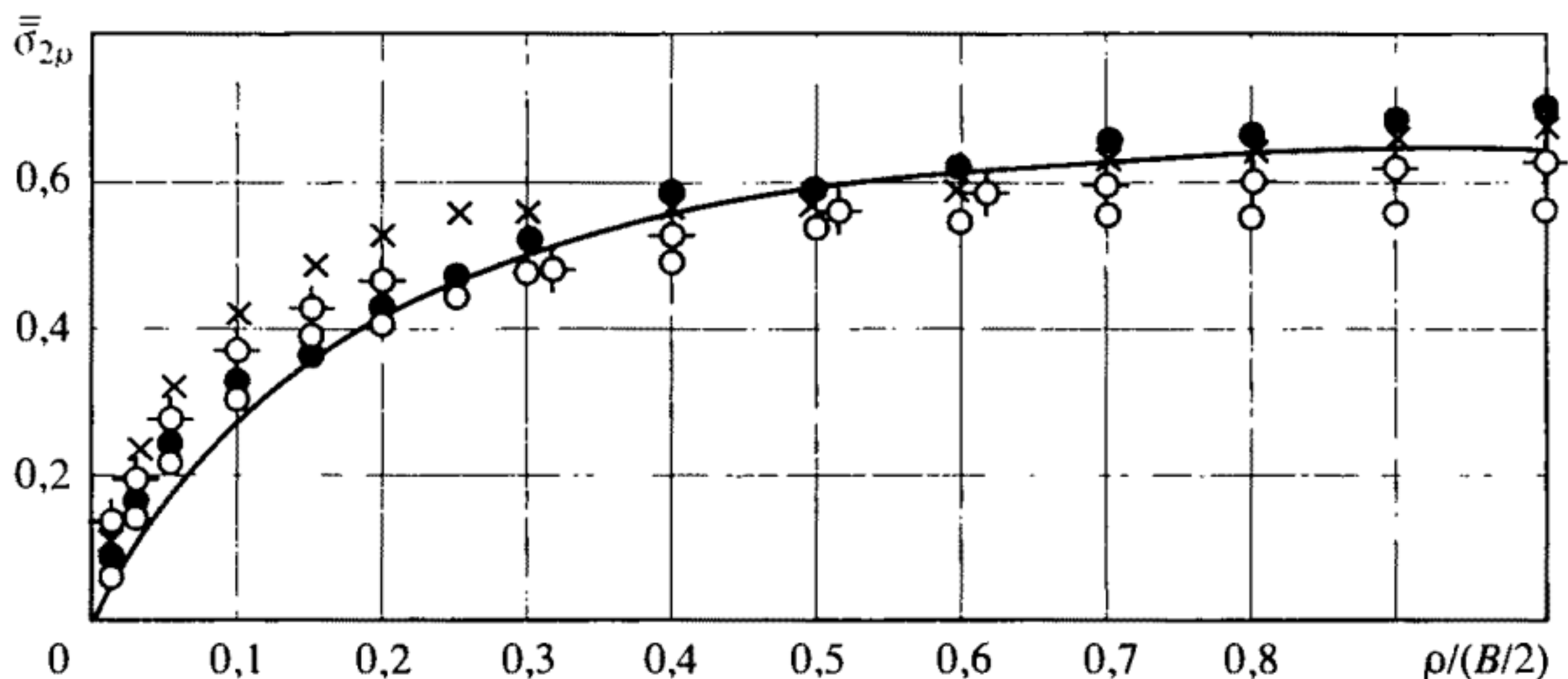


Рис. 9.3. Распределение величин $\bar{\sigma}_{2\rho}$ для пластины с боковыми надрезами

напряжения $\bar{\sigma}_{1\rho}$ по уравнению (8.53) при известной интенсивности напряжений $\bar{\sigma}_{i\rho}$.

Проверка указанного предположения для объемного напряженного состояния в зоне концентрации осуществлялась по результатам расчета распределения напряжений в упруго-пластической области в цилиндрическом образце с кольцевым надрезом методом конечных элементов на ЭВМ. Сопоставление максимальных значений $\bar{\sigma}_{2\rho}$ и $\bar{\sigma}_{3\rho}$ и достигающих 0,51 и 0,39 соответственно с рассчитанными для упругого деформирования показало, что с переходом в стадию упругопластического деформирования значения $\bar{\sigma}_{2\rho}$ и $\bar{\sigma}_{3\rho}$ изменяются не более чем на 6–9%.

Условия плоской деформации, определяющие максимально возможную объемность напряженного состояния в зонах концентрации напряжений, в соответствии с данными работ [126, 139], возникают в середине пластины тогда, когда их толщина в 8–12 раз превышает радиус закругления в вершине надреза. Распределение второго главного напряжения у контура надреза по толщине в первом приближении можно описать эллиптической зависимостью с полуосями $H_{\max}/\rho \approx 5$ и $\bar{\sigma}_{2\max k} = \mu_{\max} \bar{\sigma}_{1\max k}$ (H_{\max} – максимальное расстояние от свободной поверхности образца до точки, в которой величина $\bar{\sigma}_{2\max k}$ достигает наибольшего значения). Если $H_{\max} < \frac{H}{2}$ (H – толщина пластины), то $\bar{\sigma}_{2\max k}$ в центральной части пластины толщиной $H - 2H_{\max}$ принимается равной $\mu_{\max} \bar{\sigma}_{1\max k}$.

Возникновение плоского, а в общем случае – объемного напряженного состояния приводит к повышению величин первых главных напряжений $\bar{\sigma}_{1\max k}$ в зонах концентрации, при которых происходит образование упругопластических деформаций. При ли-

нейном и объемном напряженном состоянии в зоне концентрации напряжений условие возникновения пластических деформаций на основе уравнений типа (8.48) и (8.53) можно записать: $\bar{\sigma}_{1 \max k} = \bar{\sigma}_{1 \max k}^n = 1$, или:

$$\begin{aligned} \bar{\sigma}_{1 \max k} &= \\ &= \frac{1}{\sqrt{2}} \bar{\sigma}_{1 \max}^0 \sqrt{(1 - \bar{\sigma}_{2 \max k})^2 + (\bar{\sigma}_{2 \max k} - \bar{\sigma}_{3 \max k})^2 + (\bar{\sigma}_{3 \max k} - 1)^2} = 1. \end{aligned} \quad (9.1)$$

Откуда коэффициент повышения первого главного напряжения за счет возникновения объемного напряженного состояния в зоне концентрации

$$\begin{aligned} I_{\max} &= \frac{\bar{\sigma}_{1 \max}^0}{\bar{\sigma}_{1 \max k}^n} = \\ &= \sqrt{2 / [(1 - \bar{\sigma}_{2 \max k})^2 + (\bar{\sigma}_{2 \max k} - \bar{\sigma}_{3 \max k})^2 + (\bar{\sigma}_{3 \max k} - 1)^2]}. \end{aligned} \quad (9.2)$$

Аналогично для коэффициента повышения первого главного номинального напряжения можно записать:

$$I_n = \frac{\bar{\sigma}_{1n}^0}{\bar{\sigma}_{1n}^n} = \sqrt{2 / [(1 - \bar{\sigma}_{2n})^2 + (\bar{\sigma}_{2n} - \bar{\sigma}_{3n})^2 + (\bar{\sigma}_{3n} - 1)^2]}. \quad (9.3)$$

Значения коэффициента I_{\max} (I_n) в зависимости от $\bar{\sigma}_{2 \max k}$ ($\bar{\sigma}_{2n}$) и $\bar{\sigma}_{3 \max k}$ ($\bar{\sigma}_{3n}$) показаны на рис. 9.4. В то же время объемность напряженного состояния в зонах концентрации напряжений сказывается на снижении предельных пластических деформаций.

Обобщение опытов на образцах трубчатой и крестообразной формы [8, 11, 32, 33, 56] показали, что при увеличении второго главного растягивающего напряжения предельная пластичность металлов уменьшается, а величина максимальных напряжений, соответствующая потере устойчивости пластических деформаций, увеличивается.

В качестве основных показателей, определяющих предельные пластические деформации при разрушении в условиях неоднородного нагружения, принимают величины, пропорциональные отношению гидростатического давления к интенсивности напряжений. Коэффициент снижения предельных номинальных пластических деформаций D_{en} , равный отношению интенсивностей деформаций при разрушении в условиях линейного и объемного напряженного состояния, на основе уравнений (8.53), (9.1) и (9.3)

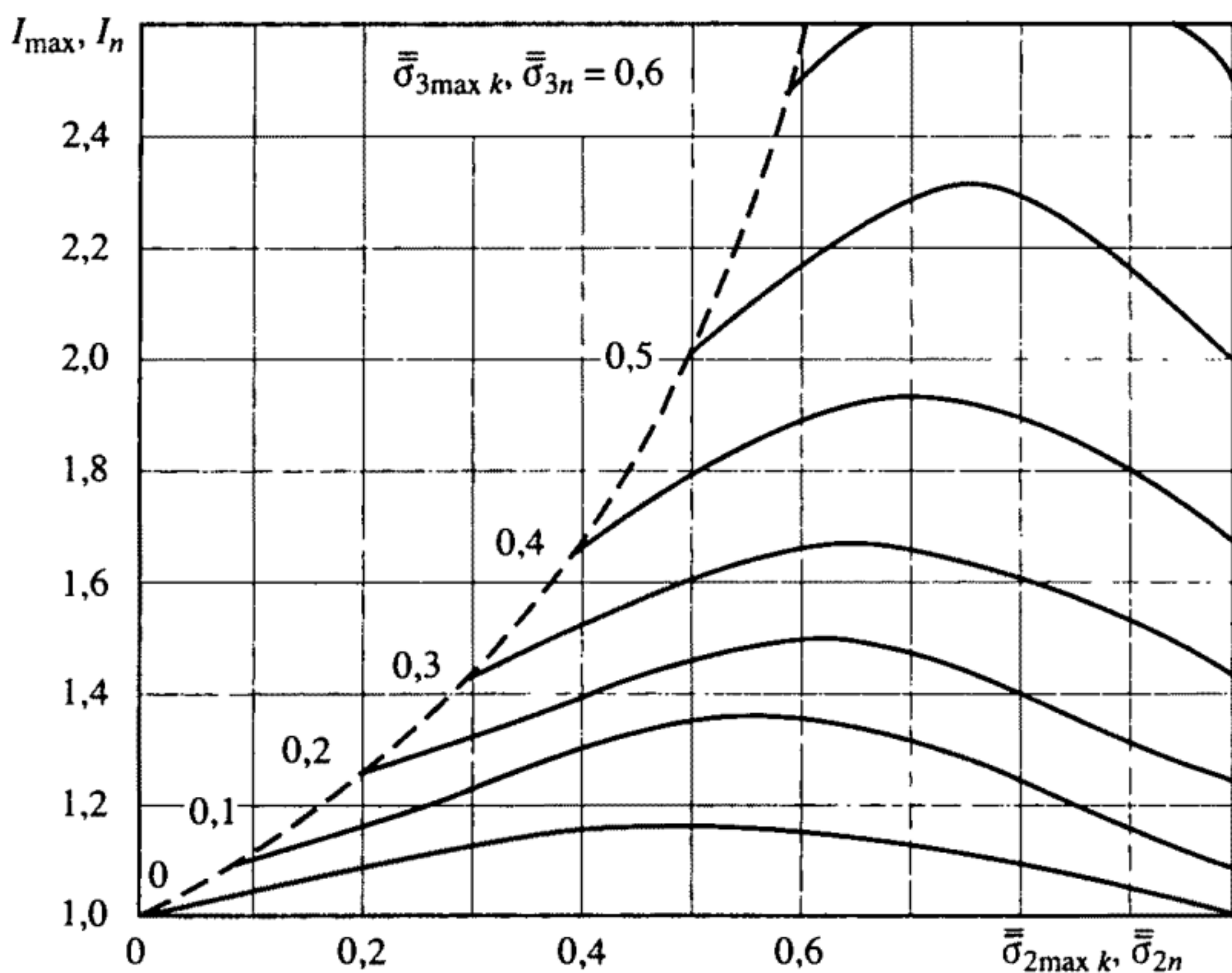


Рис. 9.4. Зависимость коэффициента повышения первого главного напряжения от второго и третьего напряжений

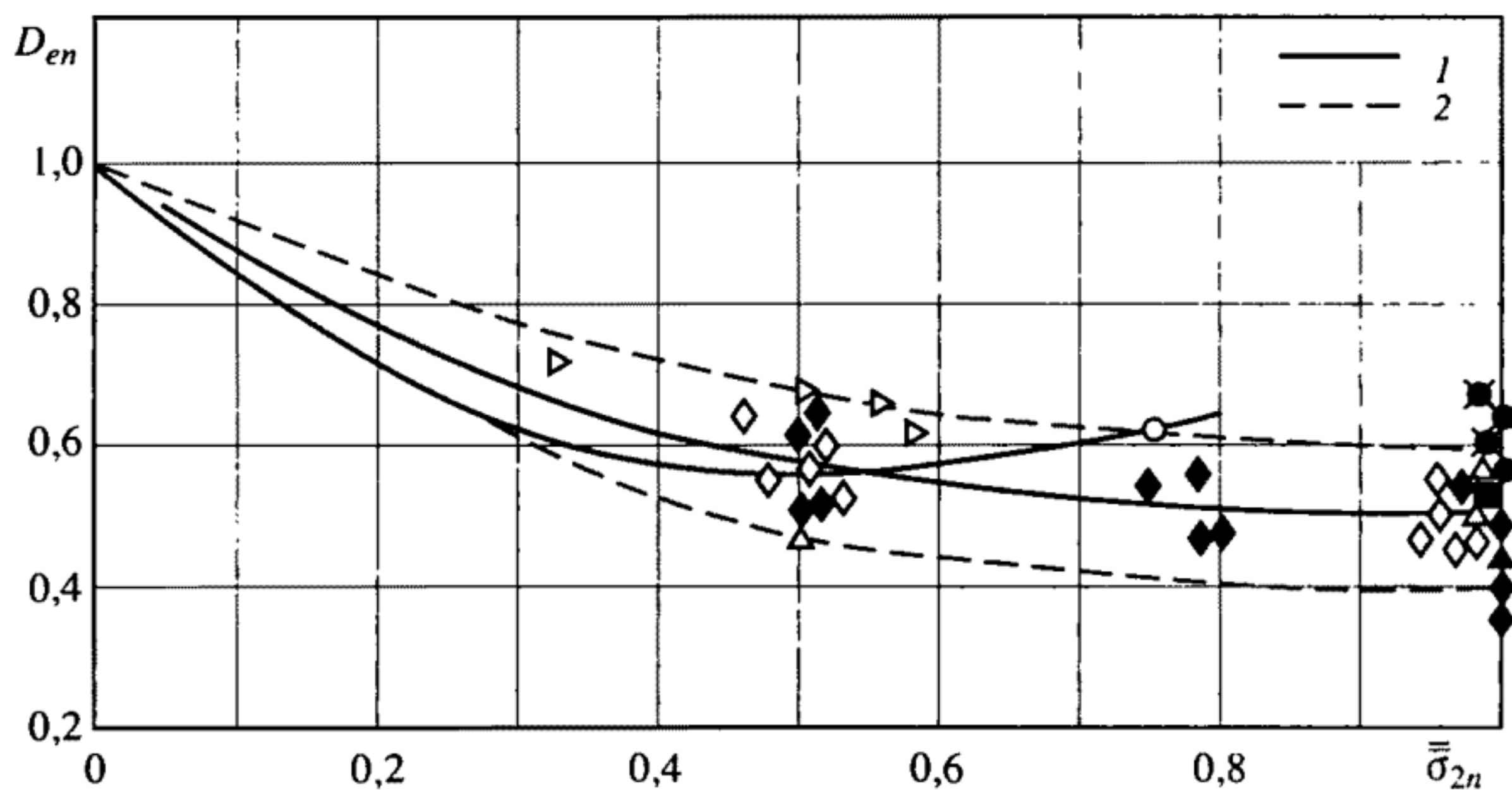


Рис. 9.5. Зависимость коэффициента снижения предельных пластических деформаций от величины второго главного напряжения

1 – средние значения; 2 – границы разброса

можно записать:

$$D_{en} = k_D \frac{e_{in}^0}{e_{in}^n} = k_D \frac{\sigma_{in}}{\sigma_{cp\ n}} =$$

$$= k_D \frac{\sqrt{(1 - \bar{\sigma}_{2n})^2 + (\bar{\sigma}_{2n} - \bar{\sigma}_{3n})^2 + (\bar{\sigma}_{3n} - 1)^2}}{\sqrt{2}(1 + \bar{\sigma}_{2n} + \bar{\sigma}_{3n})}, \quad (9.4)$$

где k_D – характеристика материала.

На рис. 9.5 по обобщающим данным [8, 11, 32, 33, 56] показано влияние второго номинального напряжения $\bar{\sigma}_{2n}$ на коэффициент снижения D_{en} , полученное при испытаниях трубчатых и полусферических образцов из стали, меди, алюминиевых и титановых сплавов.

Уравнение (9.4) удовлетворительно (с точностью до 20%) описывает средние значения предельных пластических деформаций; разброс величин D_{en} относительно средних значений увеличивается по мере повышения анизотропии механических свойств. На этом же рисунке показаны результаты расчета по формуле, преобразованной для плоского напряженного состояния:

$$D_{en} = (1 - 2\bar{\sigma}_{2n} + \bar{\sigma}_{2n}^2)^{0,5m}, \quad (9.5)$$

где m – показатель упрочнения материала, принятый равным 0,25. При $\bar{\sigma}_{2n} = 0 \div 0,7$ формулы (9.4) и (9.5) согласуются с результатами экспериментов; при больших значениях $\bar{\sigma}_{2n}$ формула (9.5) дает более высокие значения D_{en} , чем формула (9.4) и эксперименты. По данным указанных экспериментов, $k_D = 0,8 \div 1,3$.

Аналогично уравнению (9.4) формулу для оценки снижения предельных пластических деформаций в зонах концентрации напряжений можно записать:

$$D_{e\ max\ k} = k_D \frac{\bar{e}_{i\ max\ k}}{\bar{e}_{i\ max\ k}^n} = \frac{k_D}{I_{max}(1 + \bar{\sigma}_{2\ max\ k} + \bar{\sigma}_{3\ max\ k})}. \quad (9.6)$$

При статических испытаниях гладких и надрезанных цилиндрических образцов определяли $D_{e\ max\ k}$ [8, 11, 32, 33, 56]. При испытаниях этих образцов измеряли местные пластические деформации в вершине надреза, радиус кривизны в вершине надреза и диаметр минимального сечения. Относительную максимальную величину второго главного напряжения $\bar{\sigma}_{2\ max\ k}$ на контуре надреза для фактических значений радиуса закругления в вершине надреза и относительной глубины надреза, увеличивающихся в процессе растяжения, определяли на основе упругого решения.

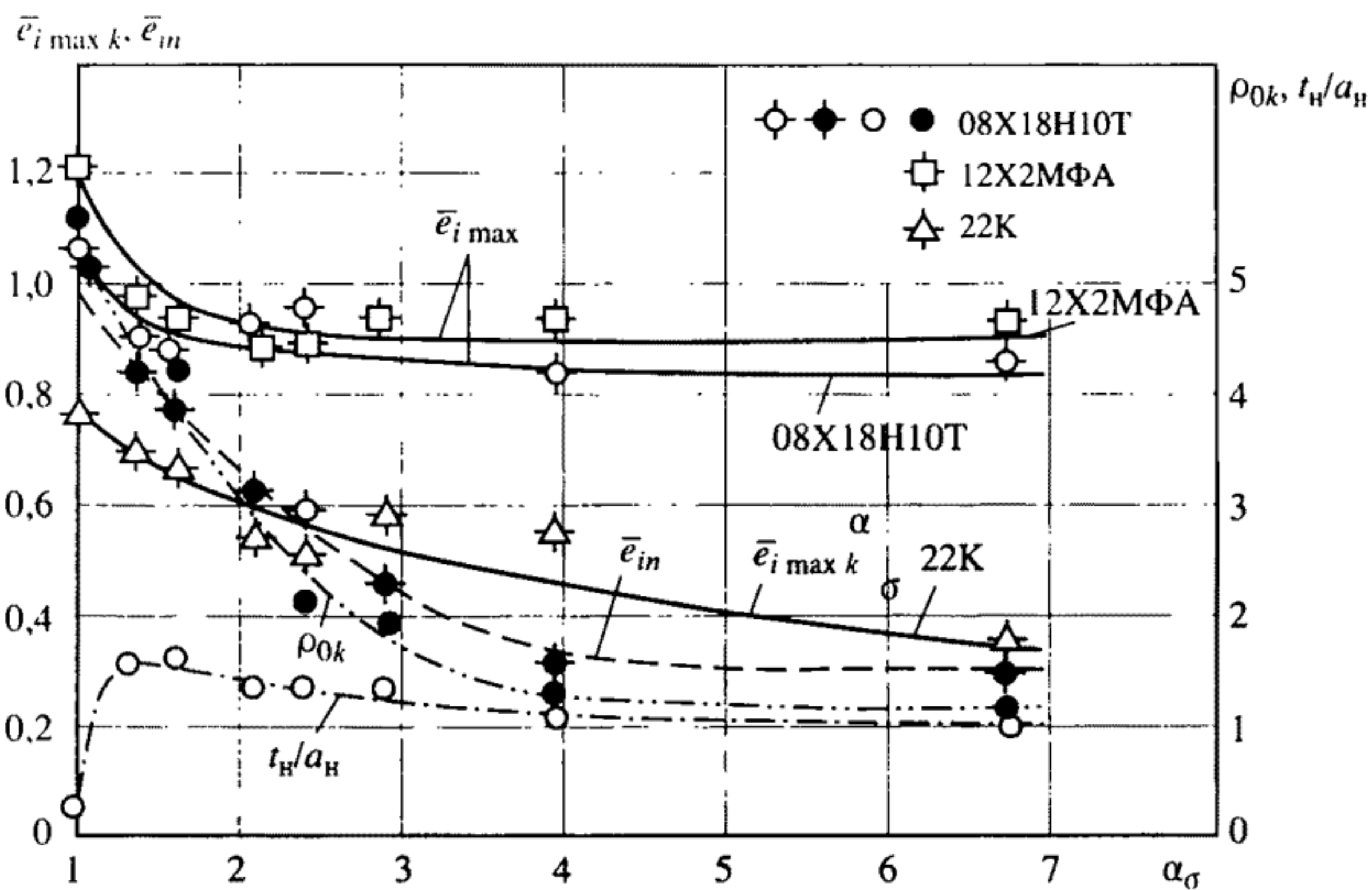


Рис. 9.6. Зависимость характеристик разрушения цилиндрических образцов от теоретического коэффициента концентрации напряжений

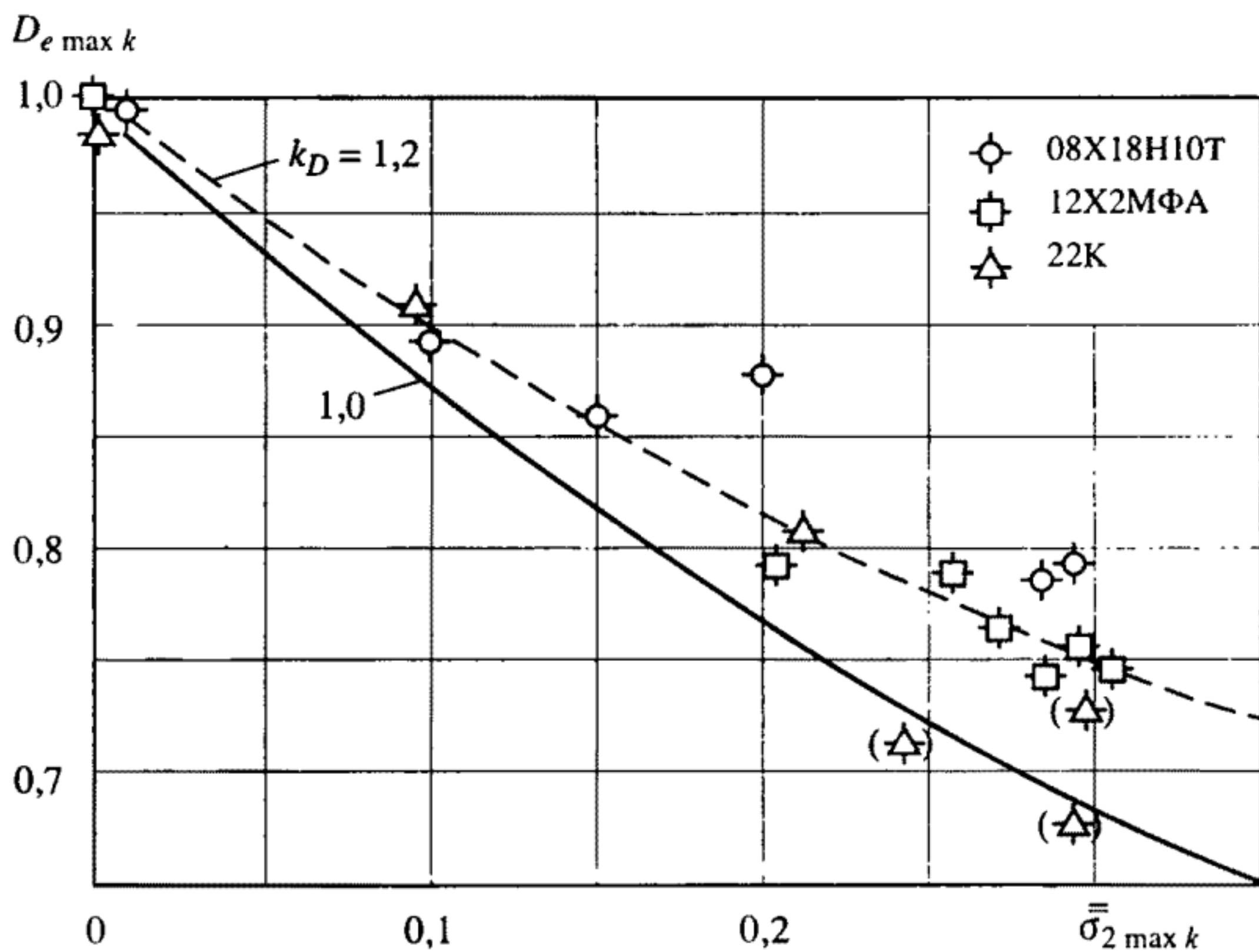


Рис. 9.7. Сопоставление расчетных и экспериментально определенных значений $D_{e \max k}$

На рис. 9.6 показаны результаты испытаний сталей 08X18H10T, 12X2MФА и 22К. Увеличение теоретических коэффициентов концентрации напряжений α_σ вызывает уменьшение максимальных местных пластических деформаций $e_{i \max k}$, измеренных в вершине надреза, номинальных пластических деформаций \bar{e}_{in} , определенных по формуле типа (3.12) по относительному сужению площади поперечного сечения после разрушения. При этом происходит уменьшение радиуса закругления в вершине надреза и сравнительно небольшое изменение отношения предельной глубины надреза t_n к радиусу a_n минимального сечения.

По величинам деформаций $e_{i \max k}$ и формуле (9.6) были определены значения коэффициента $D_{e \max k}$, показанные на рис. 9.7. Данные опытов удовлетворительно описываются уравнением (9.6) при $k_D = 1,2$ (для всех исследованных сталей). Значение $D_{e \max k}$ для стали 22К при увеличении $\bar{\sigma}_{2 \max k}$ резко уменьшается при переходе от вязких разрушений к хрупким (кристаллическим), отмеченным на рис. 9.7 в скобках.

9.2. Влияние концентрации напряжений на величину предельной нагрузки

Приведенные выше данные позволяют оценить величину разрушающих нагрузок при наличии концентрации напряжений. Нагрузки при образовании трещин в зонах концентрации зависят от механических свойств (прочности и пластичности материала), теоретического коэффициента концентрации напряжений и степени объемности напряженного состояния. В работах [66, 135, 140] в качестве критериев статического разрушения при определении предельных напряжений использовано сопротивление отрыву в зонах с максимальным стеснением пластических деформаций. Экспериментальные исследования деформаций разрушения в местах концентрации при однократном нагружении описаны в работах [54, 126, 141].

Если в качестве критерия начала разрушения при статическом нагружении принять интенсивность предельной максимальной местной пластической деформации $e_{i \max c}$, то номинальная разрушающая деформация \bar{e}_{nc} образца с концентрацией напряжений будет связана с разрушающей деформацией гладкого образца соотношением

$$\frac{K_e \bar{e}_{nc} I_n}{D_{en}} = \frac{e_c}{I_{\max}} D_{e \max k}, \quad (9.7)$$

где K_e – коэффициент концентрации деформаций, определяемый

по формулам (8.18), (8.19) и (8.23); D_{en} , $D_{e \max k}$ — коэффициенты снижения предельных пластических деформаций за счет объемности напряженного состояния, определяемые по формулам (9.5), (9.6); I_n , I_{\max} — коэффициенты повышения сопротивления пластическим деформациям, определяемые по формулам (9.2), (9.3). Тогда при номинальных напряжениях, превышающих предел текучести, на основе формул (8.15) и (9.7) с учетом повышения сопротивления пластическим деформациям за счет объемности напряженного состояния можно записать

$$\frac{\bar{\sigma}_{nc}}{\bar{\sigma}_B} = (I_{\max} I_n)^{1-m} \left(\frac{D_{e \max k} D_{en}}{K_e} \right)^m, \quad (9.8)$$

где $\bar{\sigma}_{nc}$ — номинальное разрушающее напряжение для образца с концентрацией напряжений; m — показатель упрочнения материала в неупругой области. При $\bar{\sigma}_{nc} < 1$ значения I_n и D_{en} в уравнении (9.8) принимают в соответствии с соотношением (8.18) равными $K_e = \alpha_\sigma$, и при линейном напряженном состоянии в зоне концентрации ($D_{e \max k} = 1$) на основе уравнения (9.8)

$$\bar{\sigma}_{nc} / \bar{\sigma}_B = 1 / \alpha_\sigma. \quad (9.9)$$

Для приближенной (в сторону запаса) оценки величин $\bar{\sigma}_{nc}$ по уравнению (9.8) можно принять, что объемность напряженного состояния в зонах концентрации напряжений не изменяется при переходе от упругих деформаций к неупругим; коэффициенты концентрации K_e определяют по формулам (8.26) и (8.27). С учетом этих допущений

$$\bar{\sigma}_{nc} = \left[\sigma_B (I_{\max})^{1-m} \left(\frac{D_{e \max k}}{\alpha_{\sigma B}^{2/(1+m)}} \right)^m \right]^{(1+m)/(1+m-m^2)} \quad \text{при } \bar{\sigma}_{nc} \leq 1; \quad (9.10)$$

$$\bar{\sigma}_{nc} = \sigma_B (I_{\max} I_n)^{1-m} \left(\frac{D_{e \max k} D_{en}}{\alpha_{\sigma B}^{2/(1+m)}} \right)^m \quad \text{при } \bar{\sigma}_{nc} \geq 1, \quad (9.11)$$

где $\alpha_{\sigma B}$ — теоретический коэффициент концентрации напряжений при нормальных напряжениях $\bar{\sigma}_{nc}$, равных пределу прочности (с учетом геометрических изменений в зоне концентрации).

Как следует из экспериментов, результаты которых представлены на рис. 9.8, для пластичных сталей $\alpha_{\sigma B}$ тем больше отличаются от α_σ , чем выше упрочнение стали в упругопластической области. Это связано с большими геометрическими изменениями

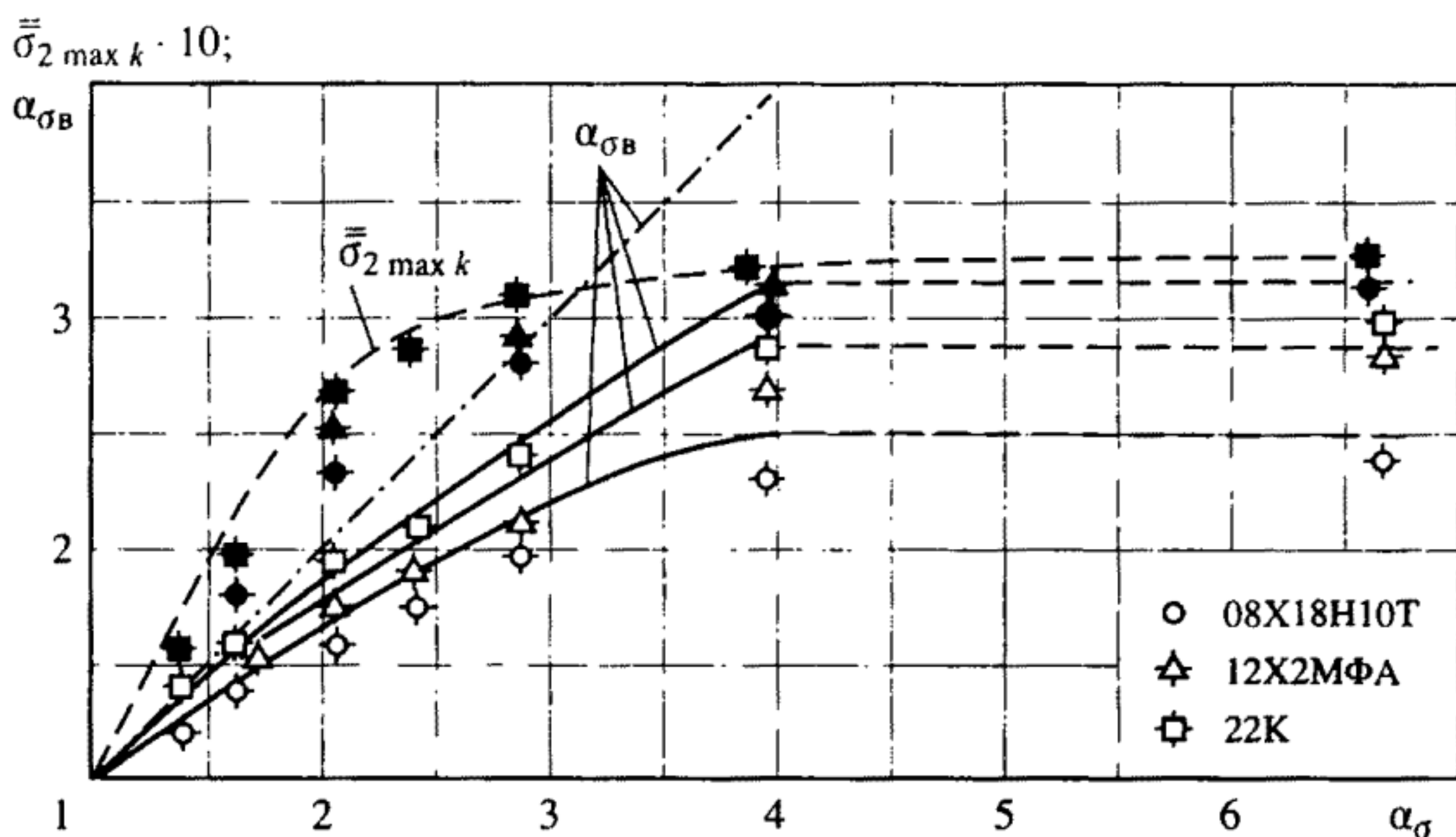


Рис. 9.8. Связь между теоретическими коэффициентами концентрации напряжений в упругой и неупругой областях

образца в зоне концентрации к моменту достижения максимальной нагрузки. При $\alpha_{\sigma B} < 4$

$$\alpha_{\sigma B} = \alpha_{\sigma}^{1-m}. \quad (9.12)$$

Объемность напряженного состояния ($\bar{\sigma}_{2 \max k}$) в зонах концентрации меняется менее существенно (см. рис. 9.8) в связи с увеличением относительной глубины надрезов. Поэтому в расчетах номинальных разрушающих напряжений изменение объемности можно не учитывать.

На рис. 9.9 приведены результаты расчета (сплошные линии) по уравнениям (9.8)–(9.11) с учетом уравнения (9.12) и эксперимента (точки) – для сталей 12Х2МФА и 08Х18Н10Т [11, 32, 33]. На этом же рисунке приведены значения параметров I_n , I_{\max} и D_{en} и $D_{e \max k}$, входящих в указанные выше уравнения. При всех исследованных значениях α_{σ} номинальные разрушающие напряжения образцов с надрезом выше, чем для гладких. Расчет по уравнению (9.8) лучше соответствует данным эксперимента, чем по уравнению (9.11).

Рассмотренные в главе 8 закономерности деформирования и разрушения гладких цилиндрических образцов при статическом растяжении определяли тремя основными параметрами: пределом текучести σ_T , показателем упрочнения m и предельной деформацией при разрушении ϵ_r . После достижения максимальной нагрузки в образцах из пластичных сталей возникает шейка, являющаяся местом концентрации деформаций K_{ϵ} в шейке, входящей в

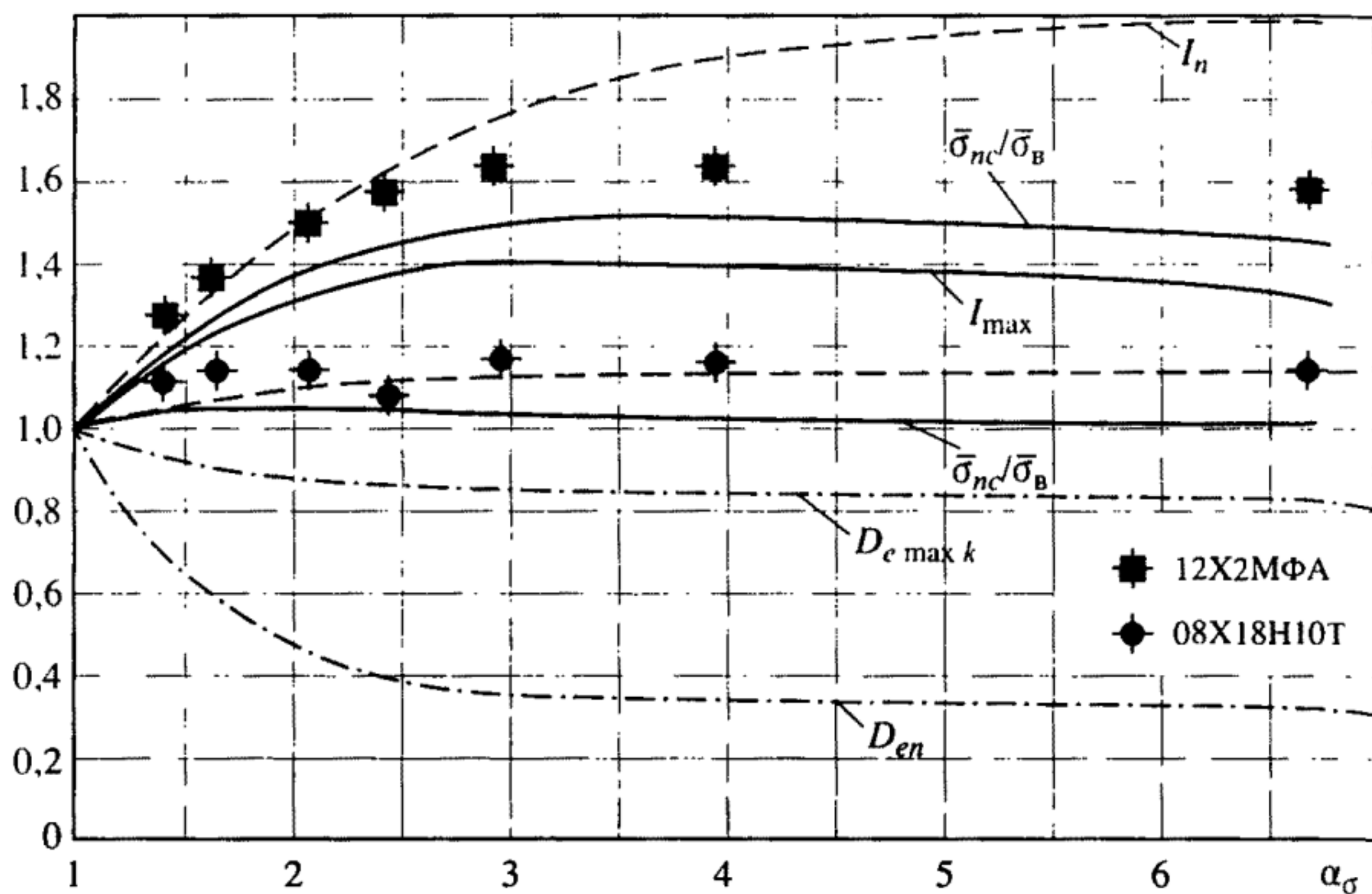


Рис. 9.9. Зависимость разрушающих напряжений от теоретического коэффициента концентрации

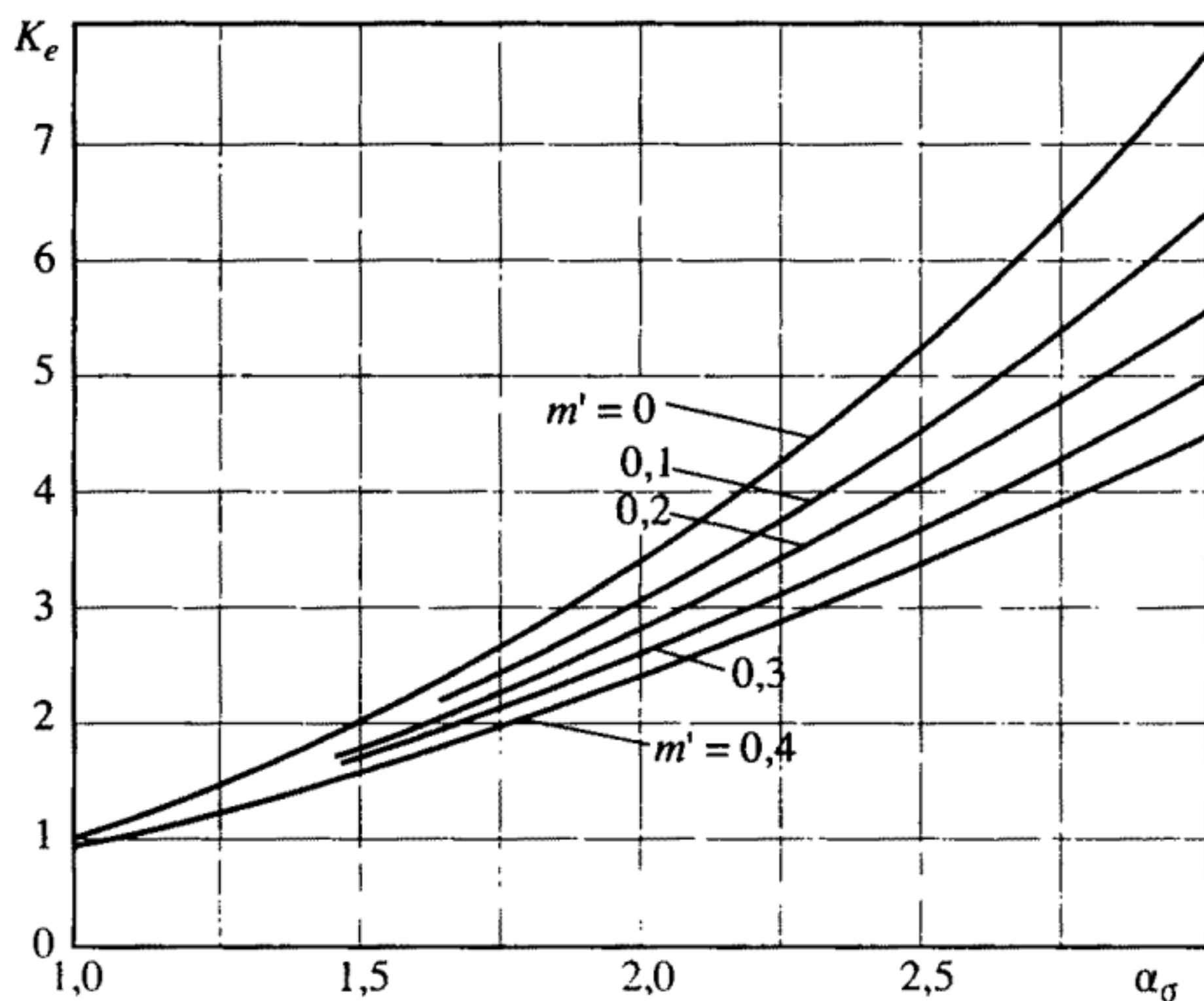


Рис. 9.10. Коэффициенты концентрации α_σ и K_e в шейке образца при статическом нагружении

формулу (3.16), которую оценивали, исходя из предположения о том, что шейку можно рассматривать как мелкий надрез, характеризуемый радиусом закругления $\rho_0 = R_{ш}$ (в меридиональном сечении), радиусами $r_{ш}$ в шейке и r_p в равномерно деформированной рабочей части образца. В соответствии с обобщением результатов ряда работ [11, 32, 33, 56]

$$\frac{\rho_0}{r_{ш}} = \frac{1 + \sqrt{(1 + \psi_b)/(1 - \psi_k)}}{\sqrt{(1 - \psi_b)/(1 - \psi_k)} - 1}, \quad (9.13)$$

где ψ_b, ψ_k – относительное сужение площади поперечного сужения при напряжениях $\bar{\sigma}_b$ и $\bar{\sigma}_k$. Глубина шейки $t_{ш} = r_p - r_{ш}$. Тогда теоретический коэффициент концентрации напряжений в шейке с использованием (9.13) в первом приближении можно определить по формуле:

$$\alpha_\sigma = 1 + 2 \sqrt{\frac{t_{ш}}{\rho_0}} = 1 + 2 \frac{\sqrt{(1 - \psi_b)/(1 - \psi_k)} - 1}{\sqrt{(1 - \psi_b)/(1 - \psi_k)} + 1}. \quad (9.14)$$

Используя выражение (9.14), можно получить зависимость теоретического коэффициента концентрации α_σ от характеристик механических свойств сталей: предела прочности $\bar{\sigma}_b$, предела текучести $\bar{\sigma}_{0,2}$ и относительного сужения ψ_k при разрушении. Выражения (3.17), (8.19) и (9.14) являются основными для определения коэффициентов концентрации деформаций K_ϵ по уравнению (8.19) в шейке образца при статическом разрушении (рис. 9.10).

Значения коэффициентов концентрации деформаций в шейке используют при расчете по формуле (3.16) показателя упрочнения стали в упругопластической области.

Приведенные в главах 2, 9 данные позволяют расчетом определять напряженно-деформированные и предельные состояния несущих элементов ЖРД с учетом исходных механических свойств конструкционных материалов, концентрации напряжений, объемности напряженных состояний, скорости деформирования, числа циклов, температур, асимметрии цикла нагружения.

ИССЛЕДОВАНИЕ ЗАКОНОМЕРНОСТЕЙ ДЕФОРМИРОВАНИЯ И РАЗРУШЕНИЯ ПРИ ДЛИТЕЛЬНОМ ЦИКЛИЧЕСКОМ НАГРУЖЕНИИ

10.1 Определяющие параметры температурно-временного фактора

Сопротивление образованию и развитию трещин, лежащее в основе анализа прочности, ресурса, живучести и безопасности при комбинированном нагружении несущих элементов ЖРД в общем случае зависит от статических, длительных статических и циклических свойств металла, режима нагружения, концентрации напряжений, а также размеров и форм трещин.

В главах 2–9 рассмотрены кинетические особенности процессов упругопластического деформирования и деформационные критерии малоциклового и многоциклового разрушений при однородном и неоднородном напряженном состоянии. Учет статических и циклических свойств в связи с анализом условий разрушений в зонах концентрации напряжений при комнатной, криогенной и высоких температурах приведен в главе 3.

Как было показано, прочность и ресурс ЖРД на стадии образования трещин в зонах концентрации напряжений рассчитывается по величинам амплитуд и односторонне накапливаемых местных деформаций с использованием условия линейного суммирования квазистатических и усталостных циклических повреждений. Скорости распространения трещин малоциклового и многоциклового нагружений, определяющие живучесть ЖРД на стадиях роста трещин и окончательного разрушения, вычисляются по величинам размахов коэффициентов интенсивности деформаций и предельной пластической деформации в вершине трещины.

Дальнейший анализ закономерностей роста трещин и критериев вязкого, квазихрупкого и хрупкого разрушений, обусловленного снижением температур и пластичности (см. гл. 5), является предметом специального рассмотрения.

Повышение температур сказывается на изменении статических и длительных статических свойств металлов и, следовательно, на процессах местного упругопластического деформирования и разрушения, что отражено в главах 3–9. В работах Ю.Н. Работнова, Л.М. Качанова, Н.Н. Малинина, С.А. Шестсрякова, Г.С. Писаренко, А.А. Чижики, В.Н. Земзина, Ю.К. Петрени сформулиро-

ваны основные закономерности деформирования и разрушения при высокотемпературном кратковременном и длительном нагружении, включая ползучесть и релаксацию (см. гл. 3–8) [57, 76, 128, 142–149].

Исследования длительных циклических повреждений и разрушений при высоких температурах исследовали И.А. Биргер, Р.А. Дульнев, Д.А. Гохфельд, О.Ф. Чернявский, Л.Б. Гецов, Ю.Ф. Баландин, В.М. Филатов, Н.Д. Кузнецов, А.Н. Петухов, Г.С. Писаренко, В.Т. Троценко, В.А. Стрижало, Г.Н. Третьяченко, С. Мэнсон, К. Миллер [57, 76, 142, 150–159].

В работах ИМАШ РАН [8, 10–34, 103, 104, 160–162] было показано, что при температурах, когда фактор времени проявляется несущественно (при отсутствии выраженных деформаций ползучести), изменение сопротивления образованию трещин малоциклового разрушения описывается через изменение характеристик кратковременных статических свойств. При этом уменьшение долговечности с повышением температур до 350 °С у малоуглеродистых и низколегированных сталей связывается с деформационным старением (особенно при температурах 250–300 °С) и уменьшением исходной пластичности.

У низколегированных теплостойких сталей при температурах до 400 °С уменьшение долговечности в зонах концентрации напряжений для заданных уровней номинальных напряжений объясняется уменьшением сопротивления упругопластическим деформациям (при одновременном повышении предельных пластических деформаций). У аустенитных нержавеющей сталей при температурах до 500 °С уменьшение долговечности связано с уменьшением сопротивления упругим деформациям и предельной пластичности. У жаропрочных никелевых сплавов проявление температурно-временных эффектов наблюдается при температурах 700–750 °С и выше.

Задача об определении сопротивления циклическому деформированию и разрушению при температурах более высоких, чем указанные, когда циклические и пластические деформации сочетаются с деформациями ползучести, существенно усложняется.

В настоящее время осуществляются интенсивные экспериментальные исследования уравнений состояния и критериев разрушения при длительном циклическом нагружении в условиях однородных напряженных состояний при жестком и мягком нагружениях. Результаты этих исследований широко освещены в литературе. Однако, несмотря на большой объем экспериментальных работ, пока не удалось разработать общепринятые предложения по кривым длительного циклического деформирования и

разрушения: это не позволяет перейти к расчетной оценке напряженных и деформированных состояний в элементах конструкций ЖРД для определения их прочности и долговечности на стадии образования трещин и, тем более, – на стадии их развития.

В области изучения фундаментальных закономерностей деформирования и разрушения при кратковременном циклическом и длительном нагружениях при высоких температурах характерны два основных направления:

– использование степенных уравнений для построения кривых деформирования и разрушения (в напряжениях, амплитудах пластических или упругопластических деформаций);

– использование линейных и нелинейных уравнений для описания накопления статических, циклических и длительных статических повреждений в форме относительных долговечностей или относительных деформаций.

Первое из направлений получило развитие в классических работах Ю.Н. Работнова, Л.М. Кочанова, Н.Н. Малинина, С.В. Серенсена, Г.С. Писаренко, С. Мэнсона и отражено уравнениями [10, 57, 76, 128, 163, 164]. При этом показатели степени m_p и m_e и постоянные C_p и C_e для пластической e_{ap} и упругой e_{ae} составляющих полной деформации

$$e_a = C_p N^{m_p} + C_e N^{m_e} \quad (10.1)$$

принимаются для материала зависящими от температуры t и времени цикла $\tau_{\text{ц}}$ (или частоты). С повышением t и $\tau_{\text{ц}}$ величины C_p и C_e уменьшаются, а величины m_p и m_e повышаются. Постоянные C_p и C_e в ряде случаев предлагается определять с помощью параметрических уравнений типа Ларсена–Миллера. Для описания результатов испытаний на термическую усталость с выдержками используется уравнение типа (10.1) с одним членом в правой части и введением в него времени $\tau_{\text{ц}}$ в явном виде

$$e_a = C'_p N^{m_p} (\tau_{\text{ц}})^{-m_{\tau}}; \quad (10.2)$$

где m_{τ} – величина, зависящая от t и e_a ($m_{\tau} < m_p$).

Для приближенной оценки разрушающих амплитуд e_a в соответствии с предложением С. Мэнсона [76] можно пользоваться независимыми от температуры и времени параметрами уравнения (6.1) для чисел циклов, составляющих 10% от N по уравнению (10.1).

Второе направление в исследованиях сопротивления длительному статическому и циклическому нагружению отражено в [57, 150, 153–155, 157, 165, 166]. В этих работах показано, что линейное суммирование малоцикловых d_f и длительных статических d_s

повреждений, выраженных в относительных долговечностях. на стадии разрушения в зависимости от доли каждого из повреждений даст существенное отличие от единицы

$$d = d_f + d_s = \int_0^{N'_c} \frac{1}{N_c} dN + \int_0^{\tau'_c} \frac{1}{\tau_c} d\tau, \quad (10.3)$$

где N_c , τ_c – долговечности в числах циклов и часах, вычисленные по исходным кривым малоциклового усталости и длительной прочности; N'_c , τ'_c – фактические долговечности.

Величина d , по опытным данным, изменяется от 0,10 до 2,0. Меньшие из указанных величин получаются при значениях d_f и d_s более 0,05, а величины d более единицы – при $d_f < 0,02$ (когда проявляется упрочнение в первых циклах нагружения). Сложность расчета долговечности ЖРД по уравнению (10.3) состоит в необходимости располагать предельными значениями d в зависимости от d_f и d_s , а также величинами циклических напряжений, используемых при расчете d_s .

На базе развиваемого в ИМАШ РАН деформационно-кинетического критерия разрушения возможность получения величин d , приближающихся к единице, связывается с учетом кинетики накопления пластических деформаций и изменения предельной пластичности при увеличении времени одного цикла, т.е. с переходом к вычислению величин d_f и d_s не через относительные долговечности, а через относительные циклические и односторонне накопленные (вследствие циклической анизотропии и ползучести) деформации [8, 10–34, 137, 157, 167–170]. Тогда уравнения (2.14), (2.15), (2.35), (5.38) сводятся к виду

$$d = \int_0^{N'_c} \left(\frac{2e_a}{e_f(\tau'_c)} \right) dN + \int_0^{\tau'_c} \frac{d_s}{e_f(\tau'_c)}, \quad (10.4)$$

где $e_f(\tau'_c)$ – разрушающаяся деформация для времени τ'_c . Первое слагаемое в правой части уравнения (10.4), выражающее относительную долговечность, может быть заменено на относительную циклически накопленную пластическую деформацию (путем возведения в степень 1/2).

Уравнение типа (10.4) для комнатных и повышенных температур, когда изменением $e_f(\tau'_c)$ можно пренебречь, анализировалось в упомянутых выше работах С.В. Серенсена, В.М. Филагова, А.Н. Романова, А.П. Гусенкова, Ю.Ф. Баландина, И.А. Биргера, Р.А. Дульнева, С. Мэнсона.

При возникновении деформаций ползучести величина d изменяется от 0,6 до 1,4, что указывает на возможность использования уравнения (10.4) при расчетах ЖРД с достаточной для практики точностью. В ряде работ [80, 157] вместо двух составляющих суммарного накопленного повреждения предлагается использовать четыре: два для циклических процессов и два – для ползучести.

Подробно критерии длительного малоциклового разрушения, в связи с возможностью их использования в расчетах, рассмотрены в [10–33, 44–51, 150, 167, 171]. Так как высокотемпературное нагружение является одним из особых видов нагружения, то основной задачей исследования закономерностей деформирования и разрушения при повышенных и высоких температурах является получение универсальных зависимостей для уравнений состояния и критериев разрушения при учете температурно-временного фактора.

Для расчетной оценки сопротивления образованию и развитию трещин в зонах концентрации напряжений при высоких температурах в разработках ИМАШ РАН было предложено использовать единую систему унифицированных уравнений, справедливых для низких, комнатных и высоких температур [8, 11, 32–34, 56, 137].

Уравнение кривой малоциклового разрушения при жестком нагружении (асимметричный цикл деформирования для температур t , при котором деформации ползучести существенно меньше циклических и пластических деформаций), с учетом (5.15) и (5.16) имеет вид

$$\bar{e}_a = \frac{1}{e'_T \left(4N_0^{m'_e} + \frac{1+r_e}{1-r_e} \right)} \ln \frac{100}{100 - \psi'_{k0}} + \frac{k_{-1} \sigma'_{b0}}{e'_T E' \left(1 + k_{-1} \frac{1+r_e}{1-r_e} \right)}, \quad (10.5)$$

где \bar{e}_a – амплитуда упругопластической деформации в относительных координатах ($\bar{e}_a = e_a/e'_T$, e'_T – деформация предела текучести, определяемая по допуску на пластическую деформацию 0,02%); N_0 – число циклов до образования трещины; r_e – коэффициент асимметрии цикла деформаций ($r_e = \bar{e}_{\min}/\bar{e}_{\max}$); ψ'_{k0} – относительное сужение образца в шейке при кратковременном статическом испытании, %; σ'_{b0} – предел прочности при кратковременном испытании; k_{-1} – коэффициент, равный отношению предела выносливости σ'_1 на базе $N_0 = 10^6$ к пределу прочности σ'_b ; E' – модуль упругости; m'_e – показатель степени, зависящий от свойств стали и температуры.

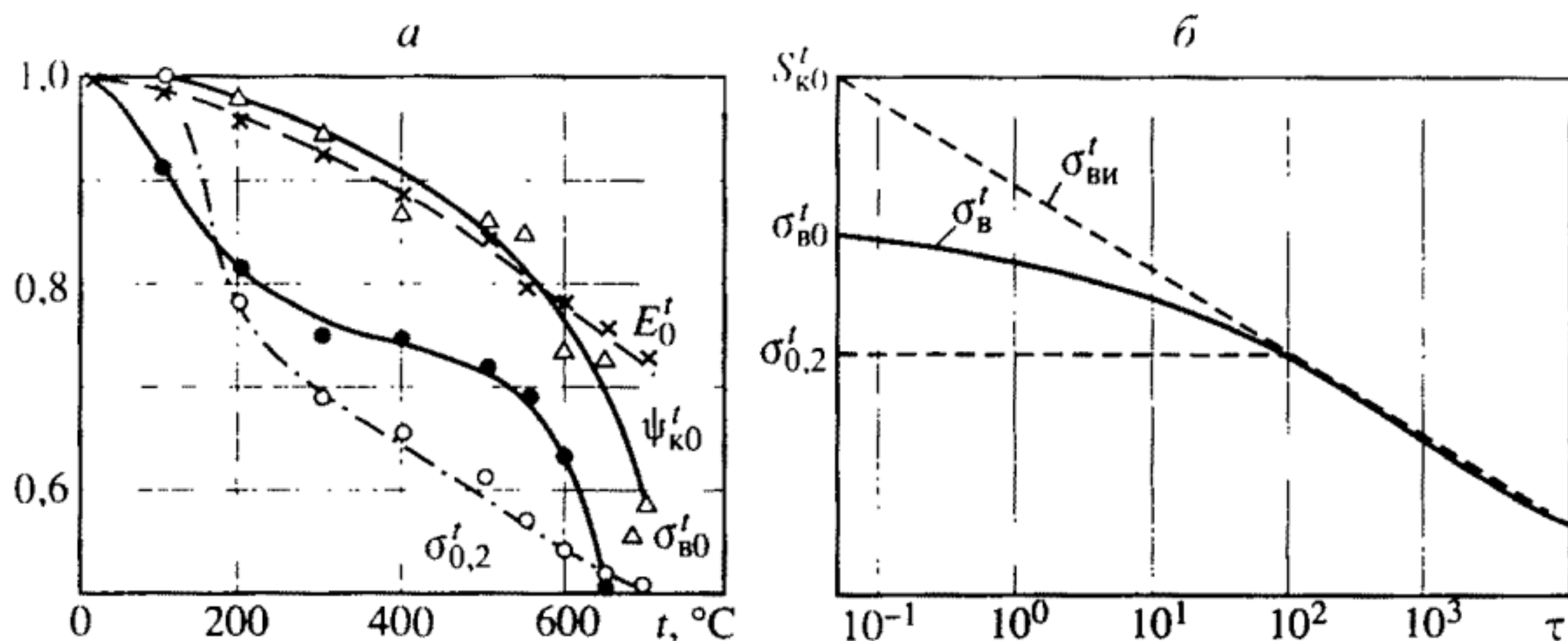


Рис. 10.1. Относительное снижение характеристик механических свойств аустенитной нержавеющей стали при повышении: температур (а), времени нагружения (б)

Величина m'_e для сталей при $\sigma'_в < 700$ МПа принимается равной 0,5, а при больших $\sigma'_в$ ($700 < \sigma'_в < 1200$ МПа) в соответствии с опытными данными

$$m'_e = 0,5 + 0,0002(\sigma'_в - 700). \quad (10.6)$$

Изменение характеристик механических свойств (E' , $\sigma'_{в0}$, $\sigma'_{0,2}$), отнесенных к их значению при комнатной температуре для аустенитной нержавеющей стали типа 18-8, показано на рис. 10.1.

Влияние высоких температур t и времени деформирования τ учитывается введением в уравнение (10.5) характеристик $\sigma'_в$ и $\psi'_к$, зависящих от времени. Эти зависимости в первом приближении (что идет в запас прочности) аппроксимируются степенными уравнениями в условных $\sigma'_в$ и истинных $\sigma'_{ви}$ напряжениях

$$\sigma'_в = \sigma'_{в0}(\tau_0/\tau)^{m_{\sigma'_в}} \quad \text{при } \sigma \leq \sigma'_{0,2},$$

$$\sigma'_{ви} = \frac{\sigma'_{в0}(\tau_0/\tau)^{m_{\sigma'_в}}}{1 - \psi} \quad \text{при } \sigma \geq \sigma'_{0,2}, \quad (10.7)$$

$$\psi'_к = \psi'_{к0}(\tau_0/\tau)^{m_{\psi'_к}}, \quad (10.8)$$

где τ_0 — время испытаний до разрушения при кратковременном статическом нагружении ($\tau_0 = 0,02 \div 0,12$ ч, для пластичных сталей $\tau_0 \approx 0,05$ ч); $m'_{\sigma'_в}$, $m'_{\psi'_к}$ — параметры кривой длительной прочности и пластичности данной стали, зависящие от температуры.

Если для рассматриваемого ресурса ЖРД τ_* известны предельные величины $\sigma'_{в*}$ и $\psi'_{к*}$, то

$$m_{\sigma_v} = \lg(\sigma'_{в0}/\sigma'_{в*})/\lg(\tau_*/\tau_0), \quad (10.9)$$

$$m_{\psi_k} = \lg(\psi'_{к0}/\psi'_{к*})/\lg(\tau_*/\tau_0). \quad (10.10)$$

Из уравнений (10.9) и (10.10) следует, что

$$m_{\psi_v} = m_{\sigma_v} \lg(\psi'_{к0}/\psi'_{к*})/\lg(\sigma'_{в0}/\sigma'_{в*}) \approx k'_{\psi\tau} m_{\sigma_v}, \quad (10.11)$$

где $k'_{\psi\tau}$ – характеристика материала, зависящая от температуры.

В истинных напряжениях $\sigma'_{вн}$ кривая длительной прочности может проходить через точки $\sigma'_{вн} = S'_k$ (S'_k – сопротивление разрыву в шейке) и напряжения $\sigma'_{в*}$ (см. рис. 10.1, б); эта кривая рассматривается как верхняя огибающая для всех случаев сопротивления длительному разрушению.

Учитывая, что при повышенных температурах для ряда материалов окончательному разрушению предшествует образование макротрещин, в уравнениях (10.8), (10.10) и (10.11) следует использовать характеристики пластичности $\psi'_{к1}$, соответствующие моменту образования макротрещин. В общем случае можно полагать, что величины $\psi'_{к1}$ должны находиться в пределах между ψ'_v (равномерная деформация, соответствующая пределу прочности) и ψ'_k (деформация в шейке в момент разрушения). При отсутствии экспериментальных данных о величинах $\psi'_{к1}$ в расчетах можно использовать величины ψ'_v , зависящие от времени (такое предположение идет в запас прочности).

На рис. 10.2 показано увеличение коэффициента m'_{σ_v} в зависимости от температуры для стали типа 18-8. Показанные значения m'_{σ_v} относятся к временам τ_* , составляющему $10-5 \cdot 10^4$ ч. Эта зависимость может быть аппроксимирована экспоненциальной функцией для температур T , К

$$m'_{\sigma_v} = m^0_{\sigma_v} \exp(\beta_{\sigma_v} T), \quad (10.12)$$

где $m^0_{\sigma_v}$, β_{σ_v} – характеристики материала.

Величина $m^0_{\sigma_v}$ принимается мало зависящей от материала и равной $1 \cdot 10^{-3}$. Параметр β_{σ_v} для стали 18-8 равен примерно $5,1 \cdot 10^{-3}$. Для Cr–Mo–V теплостойкой стали при временах статического нагружения τ до 10^5 ч величина β_{σ_v} составляет $6,1 \cdot 10^{-3}$. Для низколегированных хромистых сталей (с содержанием хрома до 2%, молибдена до 0,6% и никеля до 0,3%) параметр β_{σ_v} изменяется в пределах от $5,7 \cdot 10^{-3}$ до $5,9 \cdot 10^{-3}$. Коэффициенты $k'_{\psi\tau}$ в уравнении (10.11) для сталей указанных выше типов равны: для

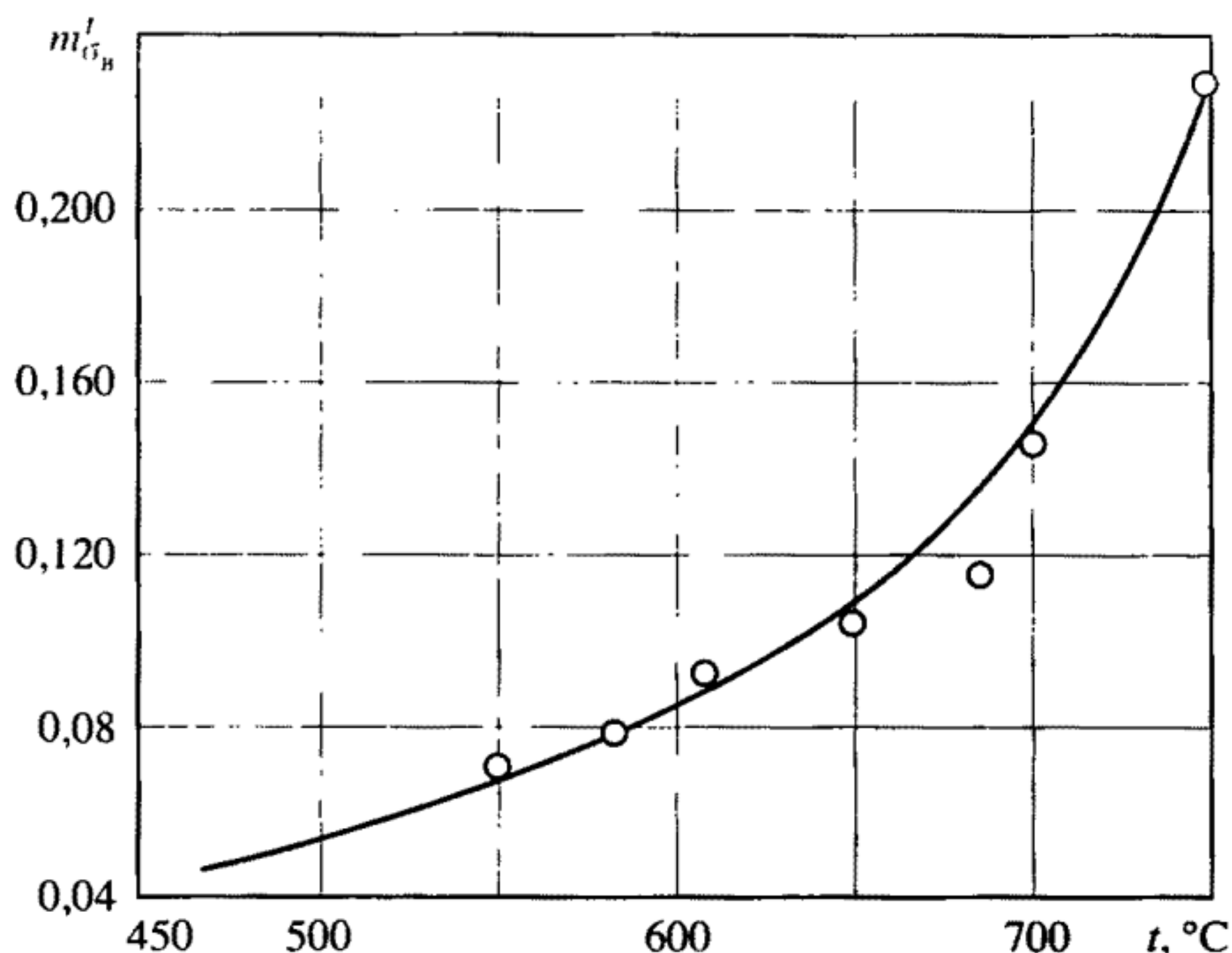


Рис. 10.2. Влияние увеличения температур на повышение чувствительности длительной прочности к временному фактору

аустенитных нержавеющей – плюс $(1,15 \div 1,6)$, для теплостойких – минус $(0,1 \div 0,15)$, для низколегированных хромистых – около плюс $(0 \div 0,3)$.

Деформационное старение нержавеющей сталей (при отсутствии напряжений) приводит к увеличению параметров m_{σ_B} в 1,1 раза и m_{ψ_K} – в 1,2 раза; старение после предварительного пластического деформирования сказывается, в основном, на дополнительном увеличении m_{ψ_K} (в 1,5 раза на каждый 1% деформации). У низколегированных хромистых сталей увеличение m_{ψ_K} за счет старения составляет 5–10%. Коррозия аустенитных нержавеющей сталей в жидком натрии (при скоростях потока до 1,5 м/с) приводит к увеличению m_{ψ_K} примерно в 1,05–1,08 раза (при температурах до 600 °C и выдержках до $1,5 \cdot 10^3$ ч); величины m_{σ_B} при этом практически не изменяются. Влияние выдержки в потоках натрия на характеристики m_{ψ_K} и m_{σ_B} для низколегированных сталей можно не учитывать.

При симметричном цикле деформаций (рис. 10.3) при температуре t , когда выдержки осуществляются при достижении максимальных и минимальных деформаций цикла, напряжения $\bar{\sigma}$ изменяются непропорционально деформациям $\bar{\epsilon}$. Для определения эквивалентного (по повреждаемости) времени цикла $\tau_{ц}$, следует учитывать [32, 33] скорость деформирования и нагружения в полуциклах растяжения и сжатия, различную чувстви-

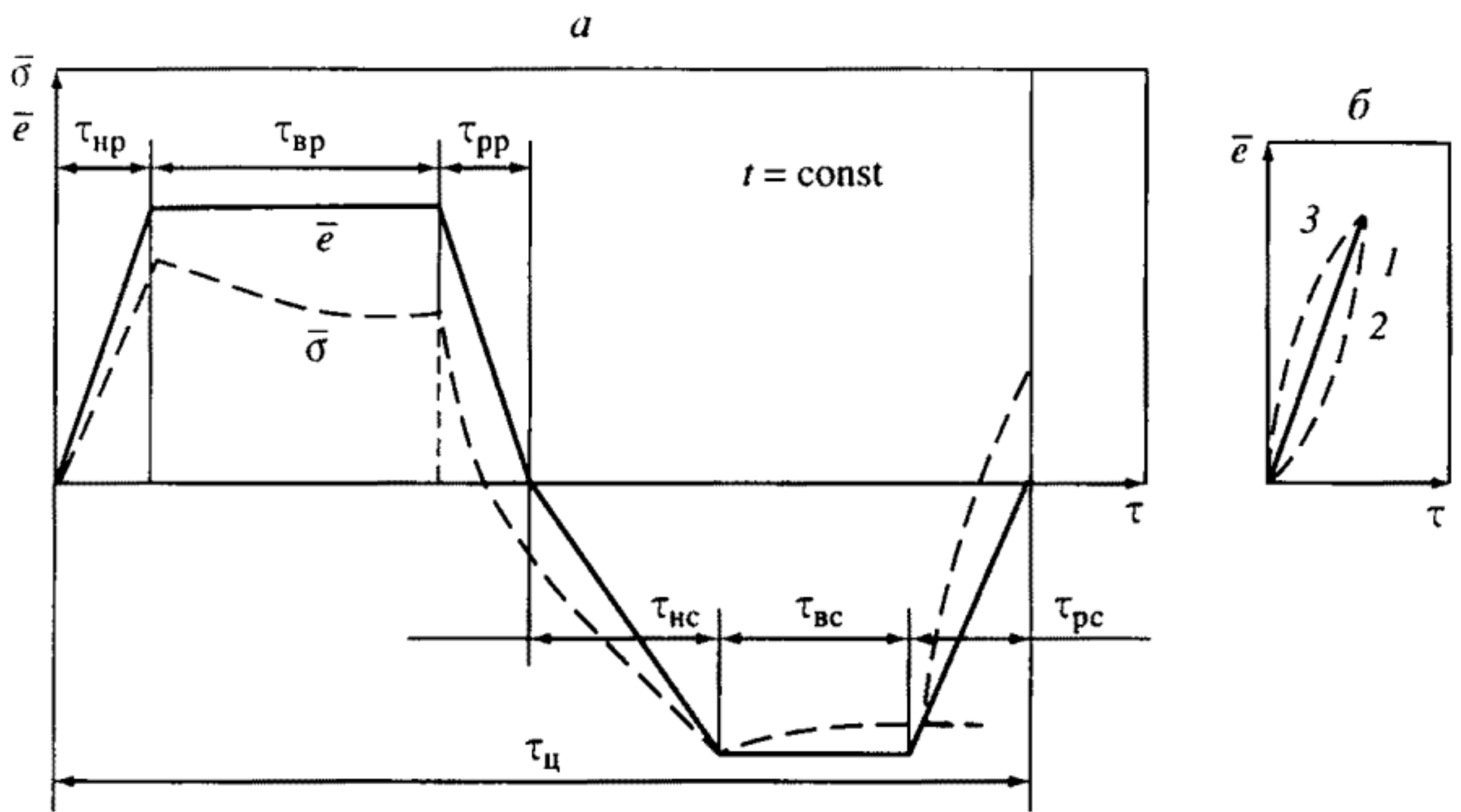


Рис. 10.3. Формы циклов изменения напряжений при изотермическом нагружении

Кривые 1–3 – пояснения см. в тексте

тельность материалов к выдержкам при растяжении и сжатии, а также соотношение времени выдержки в полуцикле растяжения и сжатия (обозначения соответствующих времен приведены на рис. 10.3)

$$\tau_{цз} = (\tau_{вр} + k_c \tau_{вс}) + [a_{нр} \tau_{нр} + a_{рр} \tau_{рр} + k_c (a_{нс} \tau_{нс} + a_{рс} \tau_{рс})] = k_z \tau_{ц}, \quad (10.13)$$

где k_c – характеристика материала и условий нагружения; $a_{нр}$, $a_{рр}$, $a_{нс}$, $a_{рс}$ – коэффициенты приведения времени нагружения и разгрузки ко времени выдержки; k_z – коэффициент приведения времени цикла $\tau_{ц}$ к эквивалентному $\tau_{цз}$.

При равномерном деформировании в полуциклах нагружения и разгрузки величина a равна 0,33 (см. рис. 10.3, б, кривая 1). При деформировании с увеличивающейся скоростью, пропорциональной времени, можно принять величину a , равную 0,22 (см. рис. 10.3, б, кривая 2); при деформировании с уменьшающейся скоростью $a \approx 0,45$ (см. рис. 10.3, б, кривая 3).

Учитывая преимущественное влияние на накопление повреждений растягивающих напряжений и деформаций, можно считать, что коэффициент k_c изменяется в пределах от 0 до 1,0. Для аустенитной нержавеющей стали типа 18-8 при числах циклов до 10^3 и времени выдержки в полуцикле 0,5 ч коэффициент k_c равен примерно 0,35. Для других сталей, для которых отсутствуют соот-

соответствующие экспериментальные данные, в первом приближении (идущем в запас прочности) величина k_c принимается равной 1,0.

На основе уравнений (10.5), (10.7) и (10.8) можно записать уравнение кривой малоциклового разрушения для высоких температур

$$\bar{e}_a = \frac{1}{e'_T \left[(4N_0)^{m'_{\sigma}} + \frac{1+r_e}{1-r_e} \right]} \ln \frac{100}{100 - \psi'_{k0} \left(\frac{\tau_0}{N_0 \tau_{цз}} \right)^{m'_{\psi_k}}} + \frac{k_{\sigma} \sigma_{B0} (\tau_0 N_0 \tau_{цз})^{m'_{\sigma_{B0}}}}{e'_T E' \left(1 + k_{\sigma} \frac{1+r_e}{1-r_e} \right)} \quad (10.14)$$

На рис. 10.4 показаны результаты расчета по уравнению (10.14) для стали типа 18-8 при температуре 650 °С (симметричный цикл деформаций) при значениях характеристик механических свойств $E' = 1,4 \cdot 10^5$ МПа, $\sigma'_{B0} = 350$ МПа, $\psi'_{k0} = 55\%$. В расчетах принимались $\tau_0 = 6$ мин; $\tau_{нр} = \tau_{рр} = \tau_{нс} = \tau_{рс} = 10$ с, $k_c = 0,35$, $a = 0,33$. Параметры m'_{ψ_k} и m'_{σ_B} вычислялись по уравнениям (10.11) и (10.12).

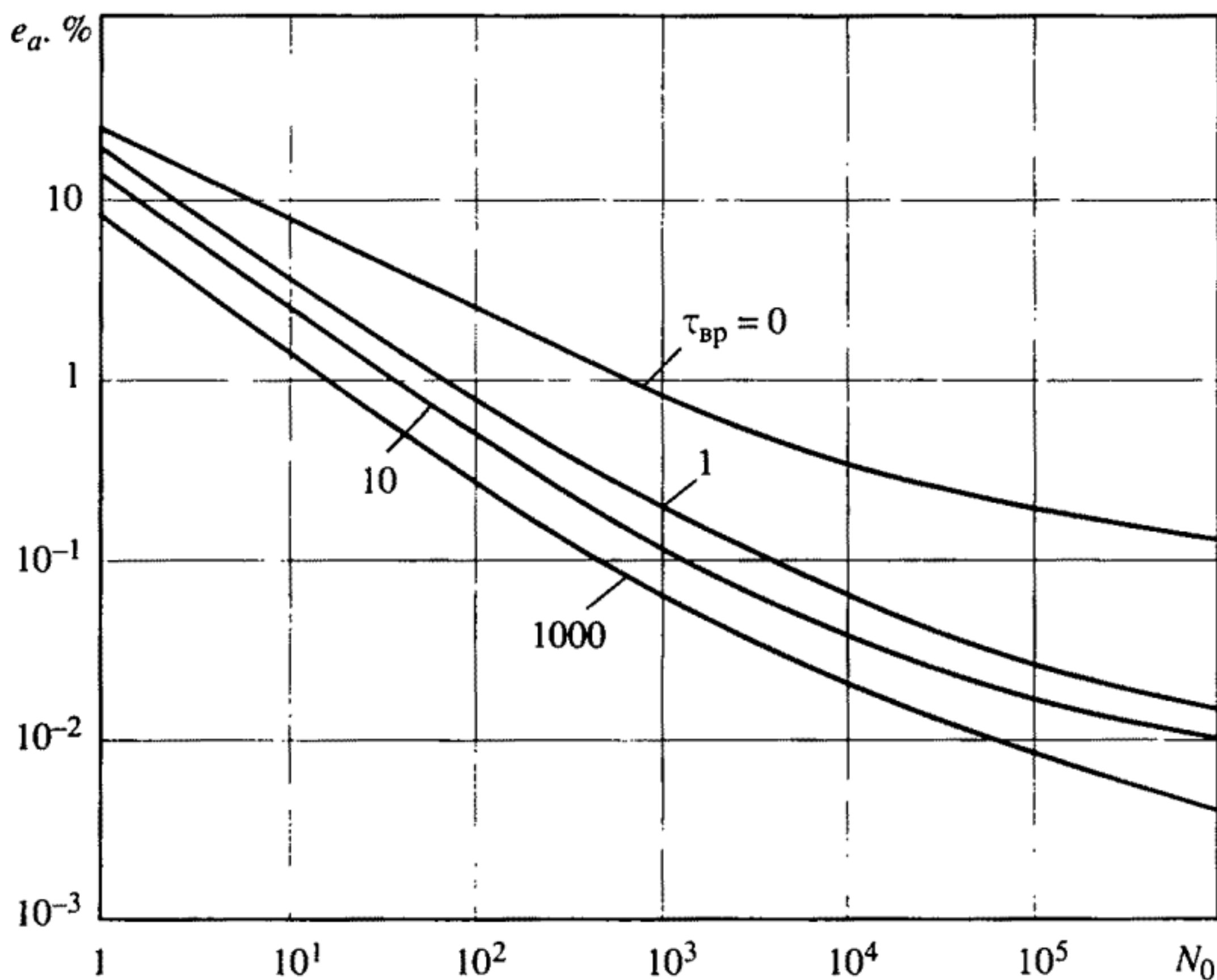


Рис. 10.4. Расчетное изменение долговечности при варьировании времени выдержки

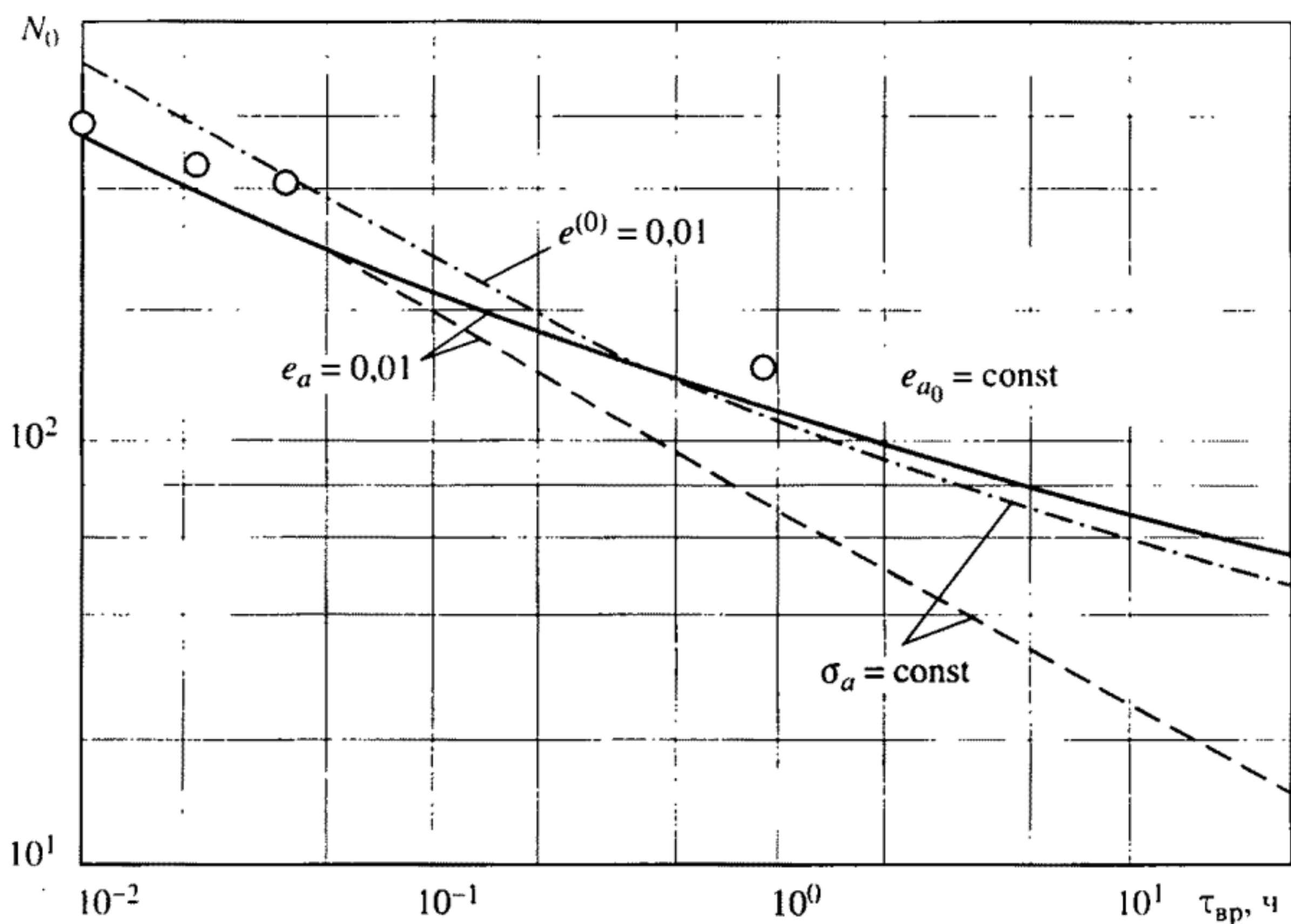


Рис. 10.5. Зависимость долговечности от параметров выдержки в цикле

Наиболее интенсивное уменьшение долговечности происходит при увеличении времени выдержки $\tau_{вр}$ до 1 ч.

Сопоставление результатов расчета по уравнению (10.14) (кривые) и данных экспериментов (точки) для аустенитной нержавеющей стали при температуре 650 °С, когда выдержки осуществлялись только в полуциклах растяжения, показано на рис. 10.5.

Сопротивление разрушению при мягком нагружении при повышенных температурах для расчетной оценки долговечности ЖРД в зонах концентрации с учетом (5.43) и (5.44) определяется на основе выражения

$$\bar{e}_a = \frac{A'}{2} \frac{1}{e'_T N_0^{m'_\sigma}} \frac{1-r_\sigma}{2} \alpha_\sigma^2 \ln \frac{100}{100 - \psi'_B} + \frac{k_{-1} \sigma'_B}{e'_T E' \left(1 + k_{-1} \frac{1+r_e}{1-r_e} \right)}, \quad (10.15)$$

где A' – параметр диаграммы циклического деформирования; α_σ – теоретический коэффициент концентрации напряжений; ψ'_B – относительное равномерное сужение, %; r_σ – коэффициент асимметрии напряжений; m'_σ – характеристика материала и условий нагружения.

Характеристики A' , ψ'_b и m'_σ зависят от отношения между пределом текучести и прочностью с учетом (4.12) и (3.20)

$$A' = 0,16 \left(1 + \frac{1}{1 - \sigma'_{0,2}/\sigma'_b} \right), \quad (10.16)$$

$$\psi'_{\sigma_b} = \psi'_k \frac{1 - \sigma'_{0,2}/\sigma'_b}{(1 + 14\psi'_k/100) - \sigma'_{0,2}/\sigma'_b}, \quad (10.17)$$

$$m'_{\sigma_b} = [(1,2\sigma'_{0,2}/\sigma'_b) - 0,35](1 - r_\sigma)/2. \quad (10.18)$$

Изменение предела прочности σ'_b в зависимости от времени описывается уравнением (10.7). Степенное уравнение типа (10.7) можно использовать и для условного предела текучести $\sigma'_{0,2}$

$$\sigma'_{0,2} = \sigma'_{0,2}(\tau_0/\tau)^{m'_{0,2}}, \quad (10.19)$$

где $\sigma'_{0,2}$ — предел текучести при однократном статическом нагружении; $m'_{0,2}$ — характеристика материала и температуры испытаний.

Если предположить, что при длительном статическом разрушении при времени τ_* остаточная пластическая деформация не ниже 0,2%, то на основе уравнений (10.7), (10.9) и (10.19) величина $m'_{0,2}$ равна

$$m'_{0,2} = m'_{\sigma_b} \lg(\sigma'_{0,2}/\sigma'_{b*}) \lg(\sigma'_{b0}/\sigma'_{b*}), \quad (10.20)$$

где σ'_{b*} — сопротивление разрушению при длительности нагружения τ_* .

Результаты расчета по уравнениям (10.14)–(10.20) для аустенитной нержавеющей стали при отсутствии концентрации напряжений ($\alpha_\sigma = 1$) и отсутствии выдержек при сжатии показаны на рис. 10.6, на котором по оси ординат отложены деформации нулевого полуцикла $e^{(0)}$ для различных значений времени выдержки $\tau_{вр}$ в полуцикле растяжения. Увеличение $\tau_{вр}$ приводит к резкому снижению деформаций $e^{(0)}$ для заданного числа циклов до разрушения.

На рис. 10.5 штрихпунктирной линией показано влияние времени выдержки $\tau_{вр}$ на разрушающее число циклов (для величины $e^{(0)} = 0,01$). Из сопоставления сплошной линии, характеризующей зависимость N_0 от $\tau_{вр}$ для случая жесткого нагружения ($e^{(0)} = \text{const}$), и штрихпунктирной линии для той же зависимости при мягком нагружении ($\bar{\sigma}_a = \text{const}$) следует, что долговечности при мягком и жестком нагружениях для одинаковых деформаций нулевого полуцикла отличаются незначительно. Однако если

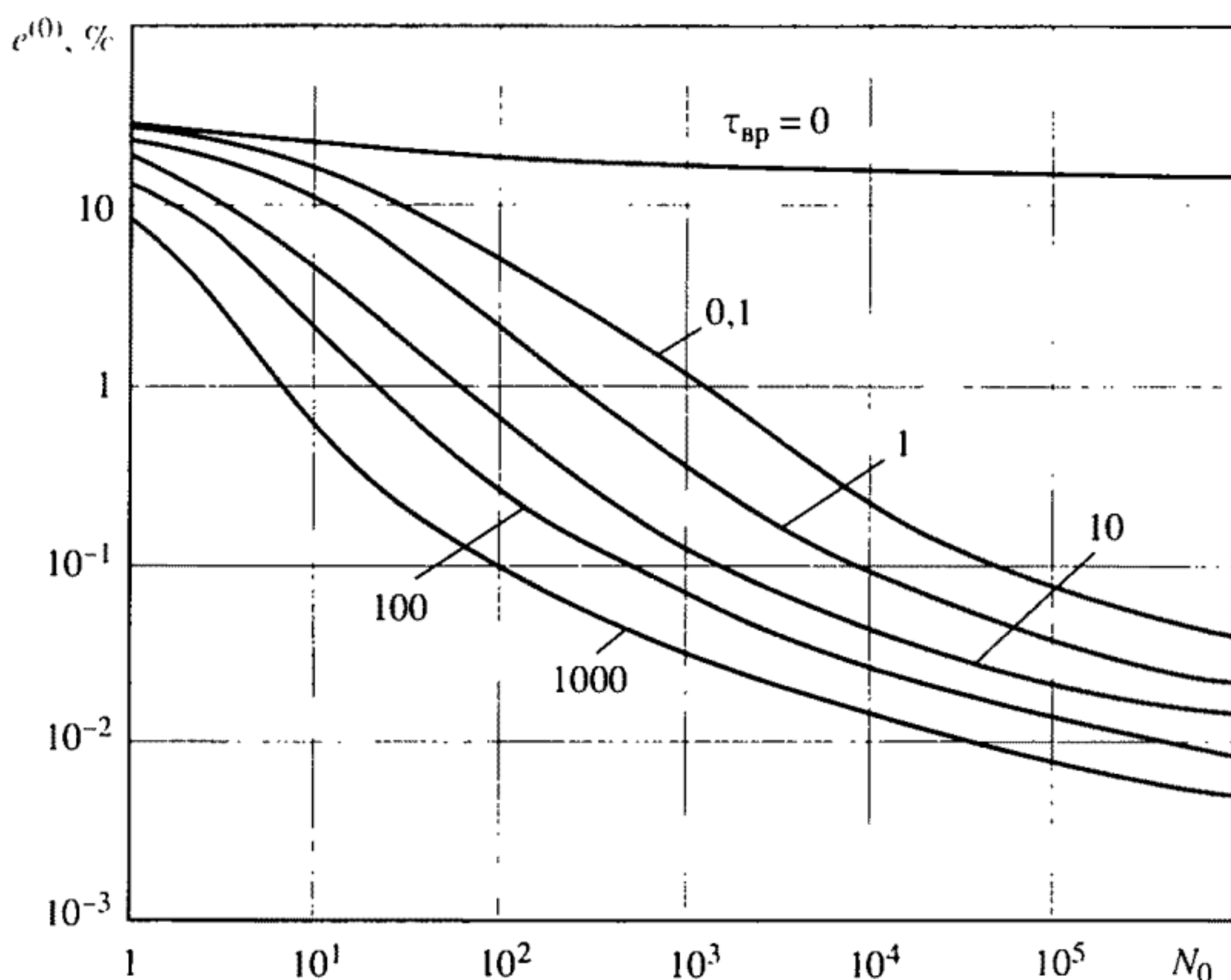


Рис. 10.6. Влияние времени выдержки в полуцикле растяжения на разрушающие деформации

амплитуду упругопластической деформации при мягком нагружении определять как половину размаха деформаций в первом полуцикле (пунктирная линия на рис. 10.5), то при $\tau_{вр} > 0,5$ ч долговечности при мягком нагружении получаются существенно меньше, чем при жестком (для одинаковых амплитуд деформаций).

В общем случае долговечность при мягком нагружении определяется как минимальная по уравнениям (10.14) и (10.15).

Из уравнений (10.7) и (10.19) следует, что отношение предела текучести $\sigma'_{0,2}$ к пределу прочности $\sigma'_в$ с увеличением времени увеличивается

$$\frac{\sigma'_{0,2}}{\sigma'_в} = \frac{\sigma'_{0,2_0}}{\sigma'_{в0}} \left(\frac{\tau}{\tau_0} \right)^{m'_{\sigma'_в} - m'_{\sigma'_{0,2}}}. \quad (10.21)$$

Если иметь в виду, что параметр C' диаграммы зависит от отношения $\sigma'_{0,2}/\sigma'_в$

$$C' = 1,5 \cdot 10^{-3} \left(\frac{1}{1 - \sigma'_{0,2}/\sigma'_в} - 2 \right), \quad (10.22)$$

то с накоплением времени τ повышается склонность материала к

увеличению неупругих пластических деформаций. Одновременно с этим на основе (4.29) повышается склонность к накоплению односторонних пластических деформаций в сторону полциклов растяжения, оцениваемая параметром $(A' - A'_*)$ циклической анизотропии

$$(A' - A'_*) = 2 \cdot 10^{-2} \left(\frac{1}{1 - 0,7A'} - 1,3 \right). \quad (10.23)$$

Кривые циклического деформирования при комнатных и повышенных температурах можно аппроксимировать степенными функциями. Степенная аппроксимация диаграмм деформирования оказывается удобной при оценке местных напряжений и деформаций в зонах концентрации. Диаграмма деформирования при исходном статическом нагружении в относительных координатах в упругопластической области описывается уравнением

$$e^{(0)} = \bar{e}^{(0)m'}, \quad (10.24)$$

где m' – показатель степени, зависящий от температуры и времени.

Величина m' для изохорных кривых статического деформирования в первом приближении рассчитывается по характеристикам статических механических свойств $\sigma'_{в*}$, $\sigma'_{0,2}$, ψ'_k , E'

$$m' = \bar{m} \frac{\lg[(\sigma'_в/\sigma'_{0,2}) + (1 + 1,4 \psi'_k)]}{\lg \left[\frac{1}{\sigma'_{0,2}/E + 0,2 \cdot 10^{-2}} \ln \frac{100}{100 - \psi'_k} \right]}, \quad (10.25)$$

где \bar{m} – коэффициент, зависящий от величины предельной пластической деформации ψ'_k .

Зависимость \bar{m} от ψ'_k близка к линейной

$$\bar{m} = 1 - 0,3 \psi'_k/100. \quad (10.26)$$

Показатель степени для изохронной кривой длительного циклического деформирования при температуре t с учетом (4.19) вычисляется по уравнению

$$m'(k) = \frac{\lg \bar{e}^{(0)m'}}{\lg \left[\bar{e}^{(0)m'} + \frac{A'}{2} (\bar{e}^{(0)} - 1) F(k) \right]}, \quad (10.27)$$

где $F(k)$ – функция числа полциклов нагружения k , зависящая от времени.

Для циклически разупрочняющегося материала с увеличивающейся шириной петли за счет циклических свойств и деформаций ползучести в соответствии с (4.5)

$$F(k) = \exp C'(\bar{e}^{(0)} - 1)(k - 1). \quad (10.28)$$

Для циклически упрочняющегося материала с учетом (4.6) и (4.9)

$$F(k) = \frac{1}{k^{B'(\bar{e}^{(0)m' - 1)}}, \quad (10.29)$$

где B' – параметр диаграммы циклического деформирования, зависящий от материала, температуры и времени цикла.

Для расчетной оценки величины B' на основе (4.28) можно воспользоваться линейной зависимостью между C' и B' .

$$B' = -\frac{1}{3} 10^3 C'. \quad (10.30)$$

Тогда уравнение изохорной кривой циклического деформирования в координатах $\bar{S} - \bar{\epsilon}$ на основе (4.17) записывается в форме

$$\bar{S}^{(k)} = \bar{\epsilon}^{(k)m'(k)}. \quad (10.31)$$

Циклический предел текучести $\bar{S}^{(k)}$ может быть принят равным двум пределам текучести $\sigma_T^{(t)}$ при статическом деформировании.

Уравнения (10.22)–(10.31) позволяют с учетом (4.4), (4.11), (4.14) описать изохронные кривые статического и циклического деформирования, а также проанализировать изменение петли $\bar{\delta}^{(k)}$ и накопление пластических деформаций $\bar{\Delta}^{(k)}$ при мягком нагружении

$$\bar{\delta}^{(k)} = A'(\bar{e}^{(0)} - 1)F(k), \quad (10.32)$$

$$\bar{\Delta}^{(k)} = (A' - A'_*)(\bar{e}^{(0)} - 1)F(k). \quad (10.33)$$

Параметры диаграмм циклического деформирования, A' , $(A' - A'_*)$, C' , B' , $\bar{\delta}^{(k)}$, $m'(k)$, рассчитанные по приведенным выше уравнениям для различного времени выдержки $\tau_{вр}$ в полцикле растяжения, приведены на рис. 10.7–10.10. Изохорные кривые статического ($k = 1, = 200, = 2000$) деформирования показаны на рис. 10.11.

При относительно небольших временах выдержки и числах циклов (что соответствует небольшим накопленным временам до 30–50 ч) в силу процессов деформационного старения стали типа 18-8 наблюдается уменьшение циклических пластических

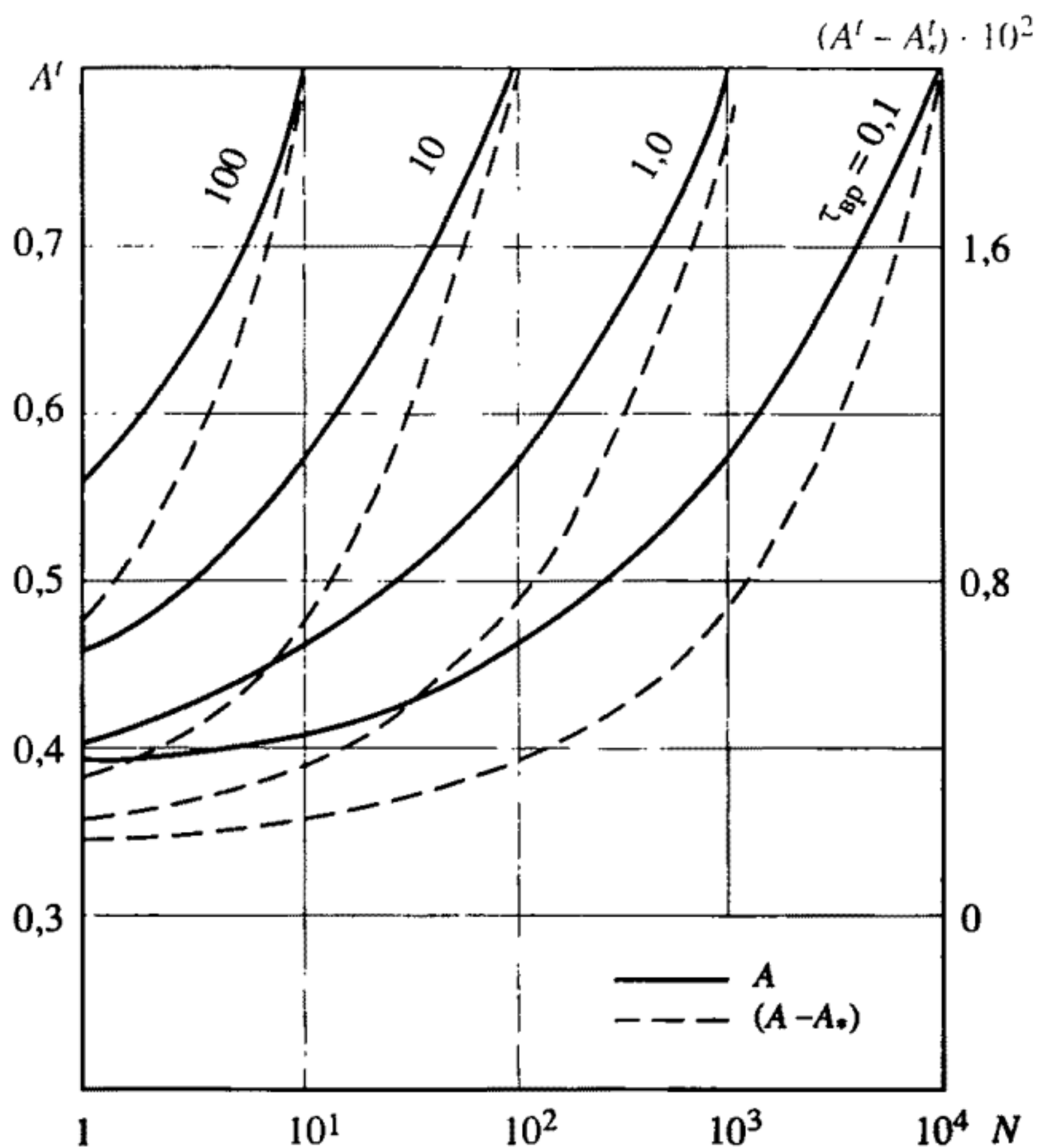


Рис. 10.7. Изменение параметров раскрытия петли при длительном циклическом нагружении

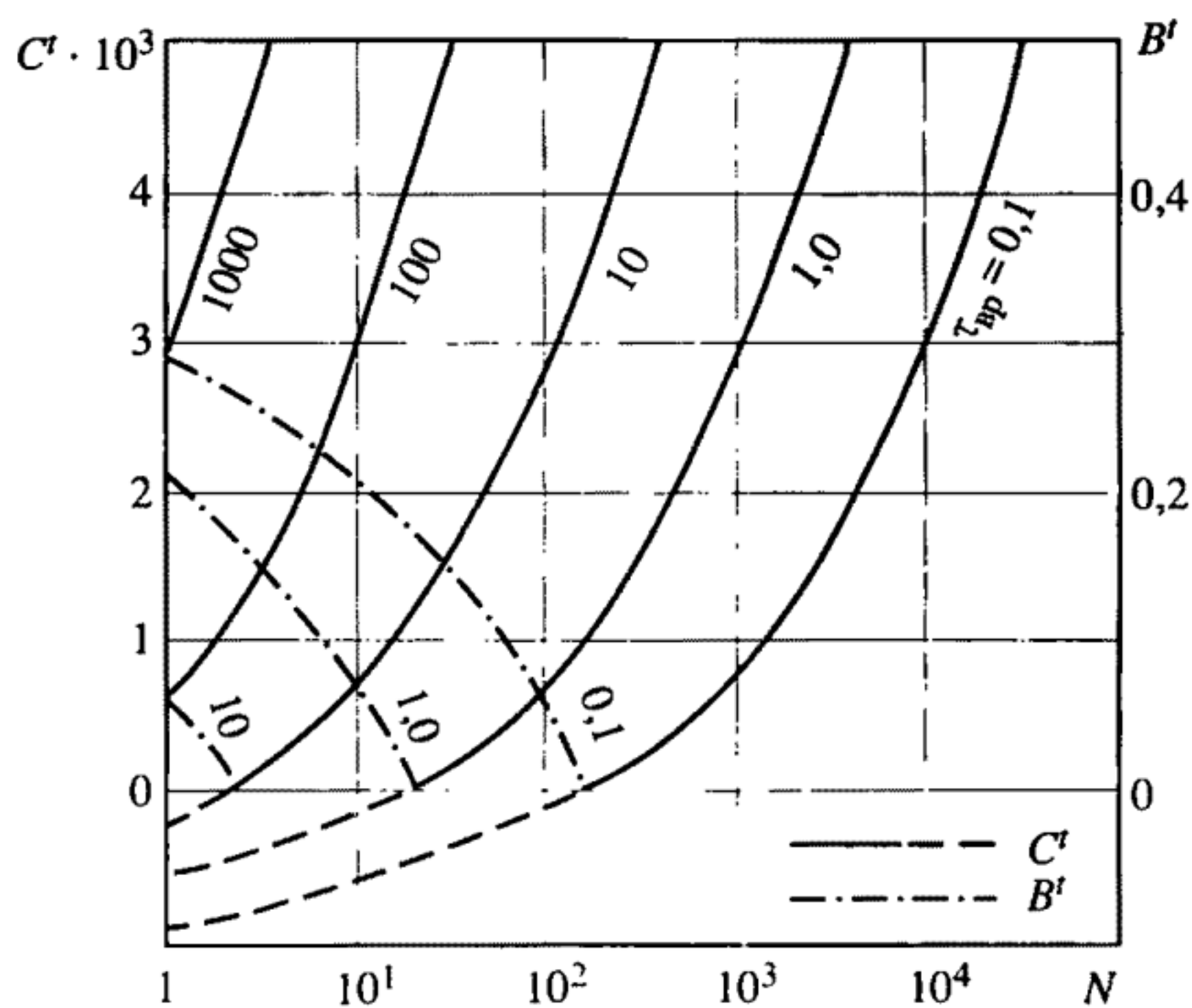


Рис. 10.8. Изменение параметров циклического упрочнения и разупрочнения

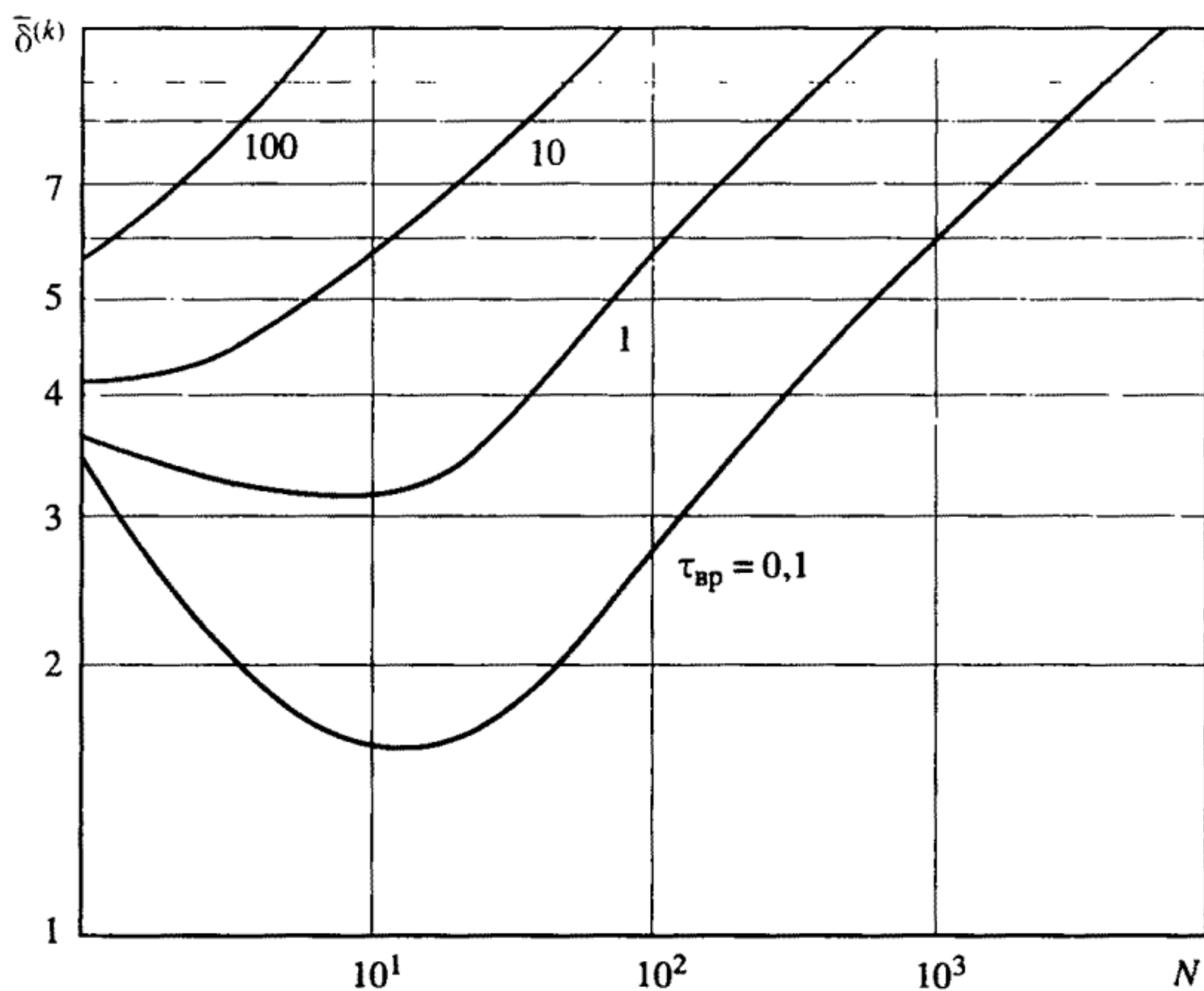


Рис. 10.9. Изменение ширины петли при длительном циклическом нагружении

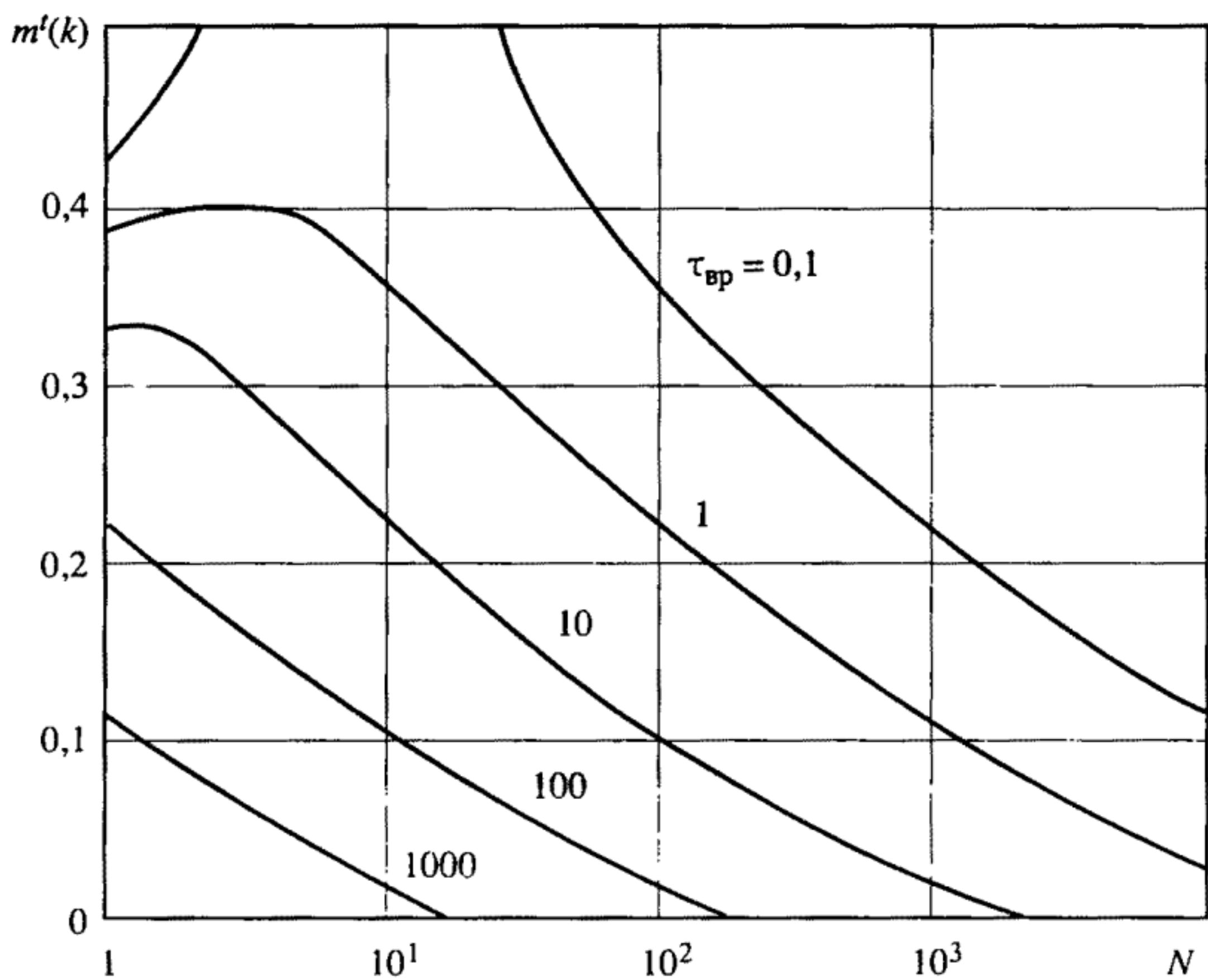


Рис. 10.10. Изменение показателей упрочнения в упругопластической области

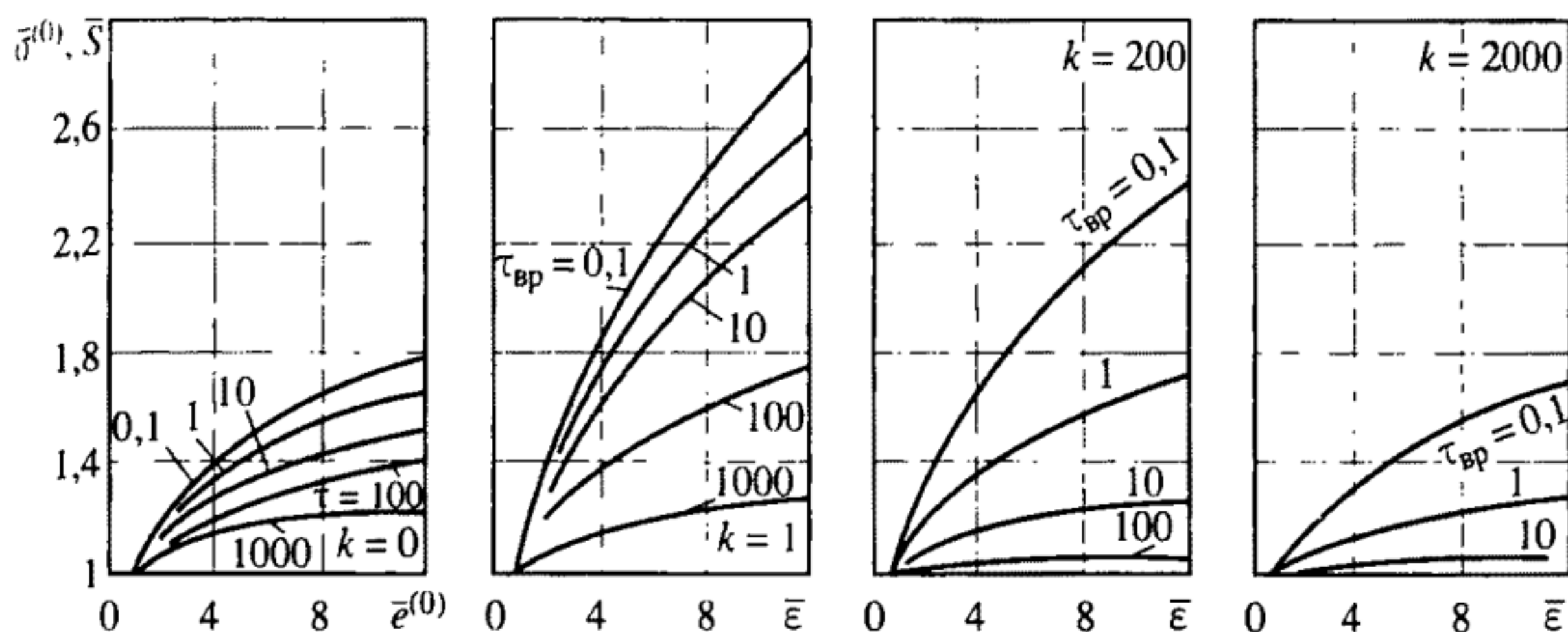


Рис. 10.11. Диаграммы статического и циклического деформирования при вариации числа полуциклов и времени выдержки в цикле

деформаций (см. рис. 10.9) и увеличение сопротивления этим деформациям (см. рис. 10.10 и 10.11). С накоплением суммарного времени деформирования начинает проявляться роль циклических деформаций ползучести, и сопротивление неупругим деформациям уменьшается. Следствием этого является уменьшение сопротивления разрушению при мягком нагружении по сравнению с жестким для одинаковых деформаций нулевого полуцикла (см. рис. 10.4 и 10.6).

Из сопоставления результатов по уравнениям (10.14) и (10.15) для стали типа 18-8 следует, что сопротивление образованию трещин в зонах концентрации напряжений при симметричном цикле определяется по критерию разрушения при жестком нагружении (уравнение (10.14)) при теоретических коэффициентах концентрации напряжений более 1,2–1,5 (для одинаковых деформаций нулевого полуцикла).

10.2. Эффекты концентрации напряжений и деформаций с учетом температурно-временного фактора

При высоких температурах напряженное и деформированное состояния в зонах концентрации напряжений при длительном статическом нагружении оказываются зависящими от уровня концентрации, номинальных напряжений, сопротивления материала неупругим деформациям и времени нагружения [32, 33]. В связи со сложностью процессов местного деформирования в зонах концентрации пока не получены достаточные для практического использования решения соответствующих краевых задач: увеличе-

ние скоростей ползучести в зонах концентрации сопровождается уменьшением коэффициентов концентрации напряжений.

Более широко для оценки местных напряжений при ползучести в зонах концентрации использовались приближенные методы, основанные на кинематических гипотезах или уравнении Нейбера (см. гл. 3). Большие возможности для решения задач о ползучести в зонах концентрации связаны с применением метода конечных элементов и электронных вычислительных машин.

Для оценки местных деформаций и напряжений в зонах концентрации при бесконечно большом сочетании различных режимов и параметров высокотемпературного статического, циклического и длительного нагружений использованы формулы для коэффициентов концентрации деформаций K'_e и напряжений K'_σ [8, 32–34, 56, 137]. При степенной аппроксимации диаграммы длительного статического деформирования в форме уравнения (10.24) для номинальных упругих деформаций и напряжений ($\bar{e}_n = \bar{\sigma}_n \leq 1$) величины K'_e и K'_σ на основе (8.18)–(8.21) равны

$$K'_e = \frac{\alpha_\sigma^{2/(1+m')} \bar{\sigma}^{(1-m')/(1+m')}}{(\alpha_\sigma \bar{\sigma}_n)^{n(1-m')[1-(\bar{\sigma}_n^{-1}/\alpha_\sigma)]m'/(1+m')}}; \quad (10.34)$$

$$K'_\sigma = \frac{\alpha_\sigma^{2m'/(1+m')}}{(\alpha_\sigma \bar{\sigma}_n)^{n(1-m')[1-(\bar{\sigma}_n^{-1}/\alpha_\sigma)]m'/(1+m')}} \bar{\sigma}_n^{(1-m')/(1+m')}, \quad (10.35)$$

где α_σ – теоретический коэффициент концентрации напряжений (в упругой области).

При номинальных напряжениях выше предела текучести ($\bar{\sigma}_n > 1$) множитель $\bar{\sigma}_n^{(1-m')/(1+m')}$ в правой части уравнений (10.34) и (10.35) принимается равным единице. Так как показатель степени в уравнении (10.24) кривой деформирования зависит от времени в соответствии с уравнениями (10.7), (10.8), (10.21) и (10.25), то коэффициенты концентрации K'_e и K'_σ с увеличением времени изменяются. Максимальные местные напряжения и деформации в зоне концентрации тогда равны

$$e_{\max k}^{(0)} = \bar{e}_n^{(0)} K'_e \quad \text{и} \quad \bar{\sigma}_{\max k}^{(0)} = \bar{\sigma}_n^{(0)} K'_\sigma. \quad (10.36)$$

При этом связь между величинами максимальных напряжений и деформаций на основе уравнения (10.25) имеет вид

$$\bar{\sigma}_{\max k}^{(0)} = \bar{e}_{\max k}^{(0)m'}. \quad (10.37)$$

На рис. 10.12 показано изменение во времени τ коэффициентов концентрации K'_e и K'_σ , а также максимальных местных де-

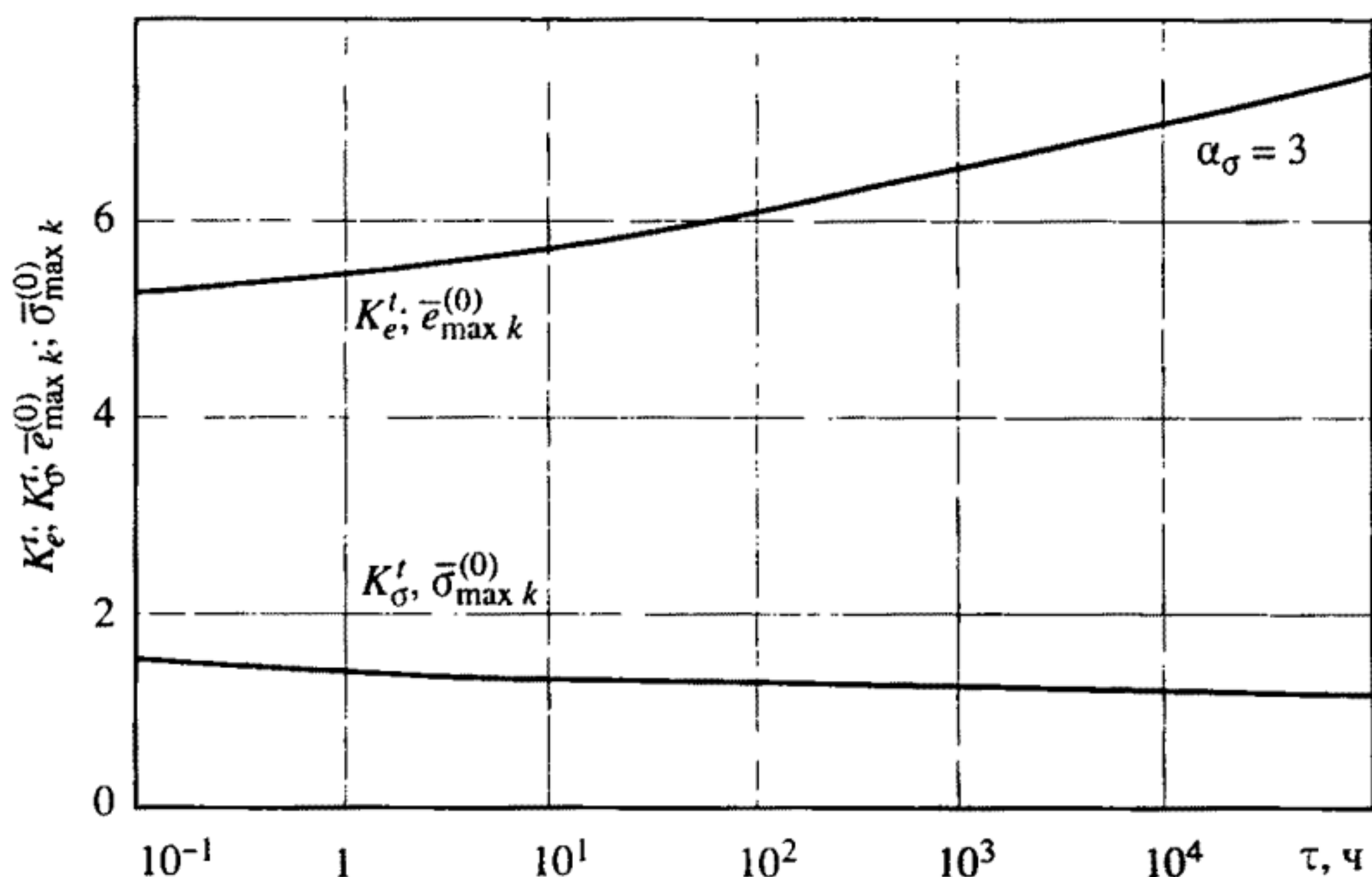


Рис. 10.12. Изменение коэффициентов концентрации напряжений и деформаций при длительном статическом нагружении

формаций $\bar{e}_{\max k}^{(0)}$ и напряжений $\bar{\sigma}_{\max k}^{(0)}$, вычисленных по уравнениям (10.34)–(10.36) для стали типа 18-8 при температуре 650 °С для $\bar{\sigma}_n = 1$ и $\alpha_\sigma = 3$.

Возникновение упругопластических деформаций в зоне концентрации при указанном номинальном напряжении в начале нагружения ($\tau < 0,5$ ч) приводит к увеличению коэффициента концентрации деформаций K'_e примерно на 80% и снижению коэффициента концентрации напряжений на 50%. При увеличении времени выдержки до 10^5 ч дополнительное повышение K'_e и снижение K'_σ составляет около 35%.

При длительном циклическом нагружении в условиях концентрации напряжений в связи с возникновением деформаций ползучести местные деформации с накоплением числа циклов увеличиваются, а местные напряжения уменьшаются. Это приводит к тому, что номинальные разрушающие напряжения и деформации с увеличением числа циклов уменьшаются непропорционально теоретическим коэффициентам концентрации, а отношение эффективных коэффициентов концентрации к теоретическим с уменьшением числа циклов увеличивается.

Оценку коэффициентов концентрации деформаций $K_{\varepsilon}^{(k)'}$ и напряжений $K_{\sigma}^{(k)'}$ (для координат $\bar{S} - \varepsilon$) можно выполнить с использованием уравнений (10.34) и (10.35) после замены показателя упрочнения m' диаграммы статического деформирования на показатель упрочнения $m'(k)$ диаграммы циклического деформи-

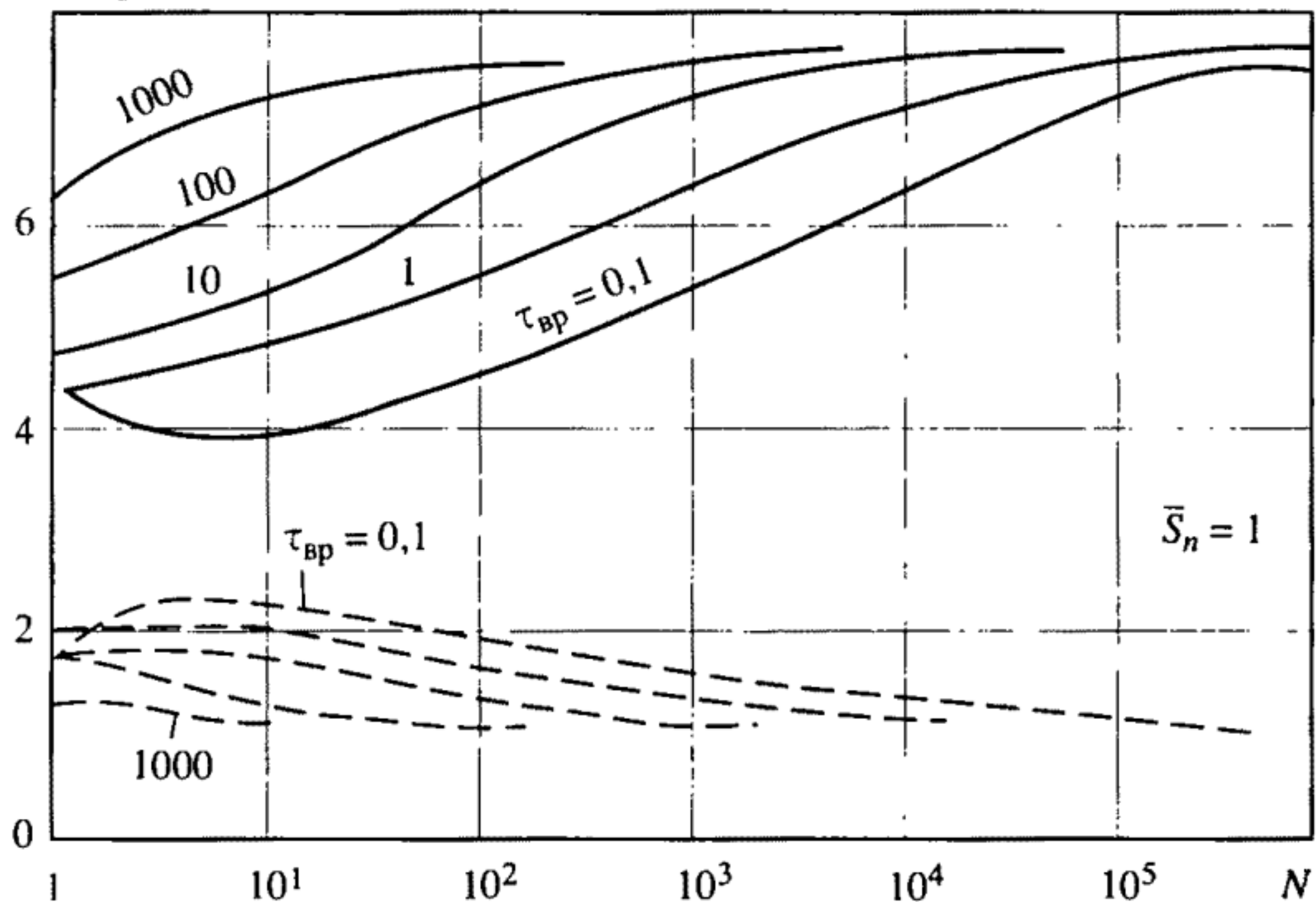
$K_{\varepsilon}^{(k)t}, K_S^{(k)t}$


Рис. 10.13. Влияние числа циклов и времени выдержки в цикле на коэффициенты концентрации напряжений и деформаций

рования (последний определяется по уравнению (10.27)), а также номинального напряжения $\bar{\sigma}_n$ на \bar{S}_n

$$\bar{S}_n = 2\bar{\sigma}_n / \bar{S}_T. \quad (10.38)$$

Тогда максимальные циклические деформации и напряжения в этой зоне концентрации равны

$$\bar{\varepsilon}_{\max k}^{(k)} = \bar{\varepsilon}_n K_{\varepsilon}^{(k)t} \quad \text{и} \quad \bar{S}_{\max k}^{(k)} = \bar{S}_n K_S^{(k)t}. \quad (10.39)$$

Связь между величинами $\bar{\varepsilon}_{\max k}^{(k)}$ и $\bar{S}_{\max k}^{(k)}$, а также между $\bar{\varepsilon}_n$ и \bar{S}_n при циклическом нагружении описывается уравнением (10.31). На рис. 10.13 приведены результаты расчетов по указанному выше способу коэффициентов концентрации деформаций $K_{\varepsilon}^{(k)t}$ (сплошные линии) и напряжений $K_S^{(k)t}$ (пунктирные линии) для образцов из стали типа 18-8 с концентрацией напряжений ($\alpha_{\sigma} = 3$) при температуре 650 °С. С увеличением числа циклов N и времени выдержки $\tau_{вр}$ коэффициенты концентрации приближаются к предельным ($K_{\varepsilon}^{(k)t} \rightarrow 7,6$ $K_S^{(k)t} \rightarrow 1$) для идеально упругопластического материала ($m'(k) \rightarrow 0$).

По величинам деформаций и напряжений в k -полуцикле устанавливаются амплитуды деформаций и напряжений

$$\bar{e}_{a \max k}^{(k)} = \frac{\bar{\varepsilon}_{\max k}^{(k)}}{2} \bar{S}_T^{(k)} \quad \text{и} \quad \bar{\sigma}_{a \max k}^{(k)} = \frac{\bar{S}_{\max k}^{(k)}}{2} \bar{S}_T^{(k)}. \quad (10.40)$$

В связи со сложностью определения местных напряжений и деформаций в зонах концентрации интегрирование кинетического уравнения (10.4) для накопленного повреждения оказывается весьма трудоемким. Поэтому для приближенной оценки долговечности в зонах концентрации предполагается использовать уравнения кривых длительного циклического разрушения. Поцикловой (начиная с нулевого) анализ деформаций и напряжений позволяет установить коэффициенты асимметрии r_e и r_σ , входящие в уравнение этих кривых (10.5), (10.14) и (10.15). При коэффициентах концентрации $\alpha_\sigma \geq 2,5$ и числе циклов более $5 \cdot 10^1$ долговечность с достаточной для практики точностью определяется по уравнению (10.4) кривой малоциклового разрушения.

Так как амплитуды местных деформаций в зоне концентрации, с одной стороны, и амплитуды разрушающих деформаций – с другой, зависят от числа циклов и времени выдержки, то предельное число циклов для заданных времени выдержки, теоретического коэффициента концентрации и номинального напряжения определяется из условия равенства деформаций \bar{e}_a по уравнению (10.4) и $\bar{e}_{a \max k}^{(k)}$ – по уравнению (10.40).

На рис. 10.14 показаны результаты графического решения уравнений (10.4) и (10.40) для стали 18-8 при 650°C , $\bar{\sigma}_n = 1$ и $\alpha_\sigma = 3$. Сплошная линия характеризует связь между разрушающим числом циклов N и временем выдержки $\tau_{\text{вр}}$, когда учитывается

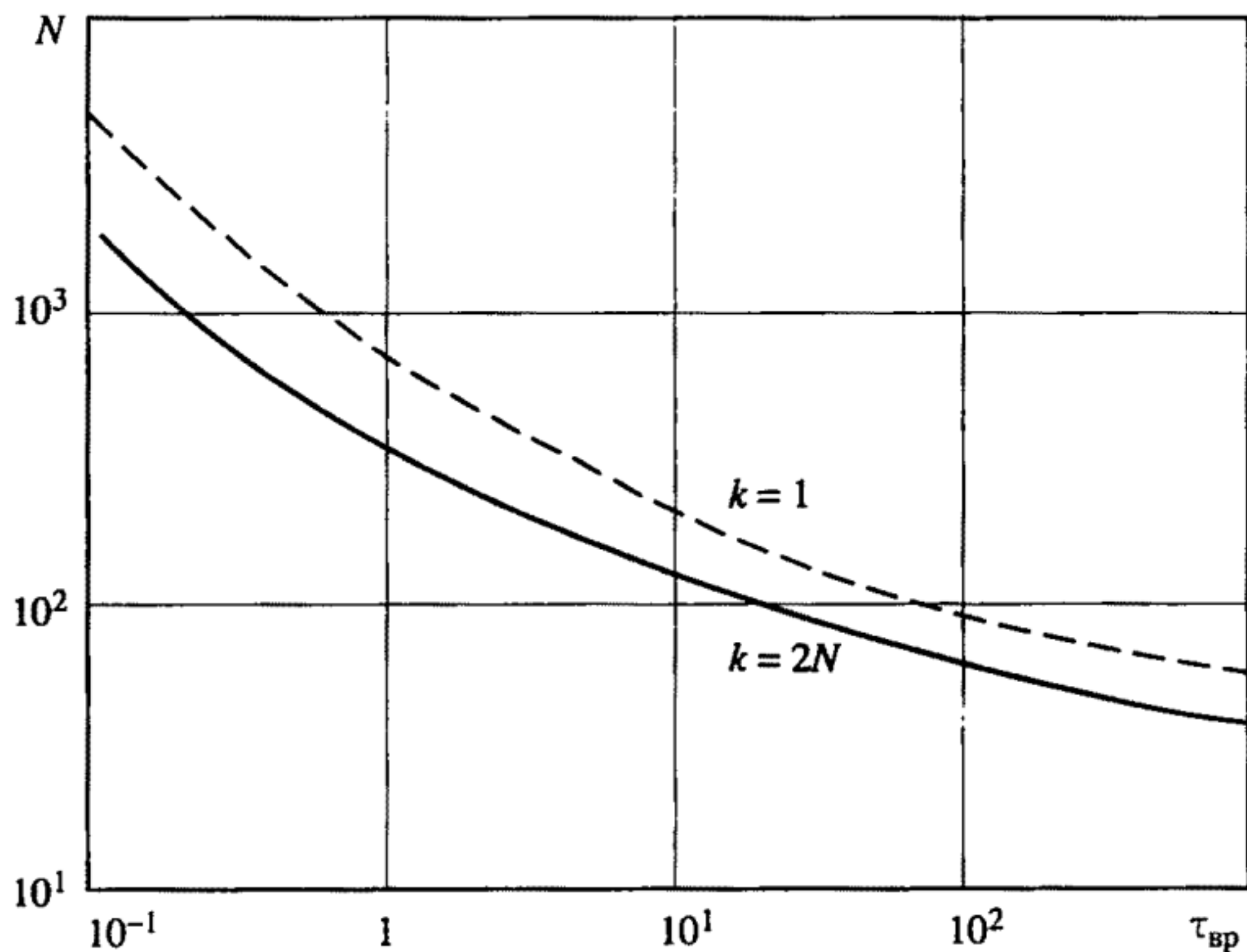


Рис. 10.14. Влияние времени выдержки в цикле на долговечность

изменение сопротивления деформациям и разрушению до последнего полуцикла ($k = 2N$), пунктирная – когда амплитуда местных деформаций определяется по первому полуциклу ($k = 1$). С увеличением времени выдержки, когда число циклов сокращается, расчет по амплитудам деформаций первого полуцикла мало (в 1,5 раза) отличается от более точного расчета с учетом кинетики местных деформаций. При времени выдержки 10^{-1} ч разница в числах циклов, полученных указанными способами, увеличивается до 2,5–3 раз.

Приведенные выше данные позволяют описать с использованием деформационных критериев разрушения условия образования трещин малоциклового разрушения в зонах и вне зон концентрации напряжений в несущих элементах ЖРД при температурах, когда имеет место сочетание циклических упругопластических деформаций и деформаций ползучести. Эти процессы имеют большую важность для больших времен τ эксплуатации и большого числа циклов N включений и выключений ЖРД. Такими параметрами, как отмечалось в главах 1 и 2, обладают ЖРД объединенных двигательных установок (ОДУ) с многократными их включениями при корреляции траектории полета.

10.3. Учет фактора среды при длительном циклическом нагружении

Рабочие среды в ЖРД (жидкое топливо, жидкий или газообразный окислитель, продукты сгорания) сказываются на прочности и ресурсе несущих элементов. Влияние этих сред существенно возрастает при увеличении агрессивности среды, температуры t , времени τ , давления p , пульсаций давления Δp и температур Δt . При этом могут возникать двухчастотные и многочастотные режимы циклического нагружения (см. рис. 2.8).

В условиях реального нагружения с учетом рабочих температур могут происходить:

- ускоренные длительные разрушения при стационарном нагружении (длительная прочность в средах);
- ускоренные длительные циклические разрушения (длительная циклическая прочность в средах) в соответствии с выражениями (10.13)–(10.15);
- возгорание несущих элементов, инициируемое высокочастотными процессами нагружения в рабочих средах, обогащенных кислородом в соответствии с данными главы 7;

– потеря несущей способности из-за локального перегрева или расплавления в зонах максимальной нагруженности в соответствии с данными главы 7.

Учет влияния среды на прочность и ресурс ЖРД может быть выполнен по прямым экспериментальным данным

$$\sigma'_{вФ} = \sigma'_в (1 - \beta'_{\sigmaФ}); \quad (10.41)$$

$$N'_{0Ф} = N'_0 (1 - \beta'_{NФ}), \quad (10.42)$$

где $\sigma'_в$ – длительная прочность при заданных t и τ без учета влияния среды, определяемая экспериментально или по (3.24); N'_0 – циклический ресурс при заданных t и τ без учета влияния среды, определяемый экспериментально или по (10.14) и (10.15); $\beta'_{\sigmaФ}$, $\beta'_{NФ}$ – коэффициенты влияния среды на прочность $\sigma'_{вФ}$ и ресурс $N'_{0Ф}$ при заданных t и τ , определяемые экспериментально.

Для рабочих сред ЖРД (кислород, водород, продукты сгорания) величины коэффициентов влияния изменяются в пределах $0 \leq \beta'_{\sigmaФ} \leq 0,25$ и $0 \leq \beta'_{NФ} \leq 0,7$.

Если проведены только длительные испытания в рабочих средах и по ним определено снижение прочности $\sigma'_{вФ}$ и пластичности $\psi'_{кФ}$ по (10.7) и (10.8), то при расчете на прочность и ресурс несущих элементов ЖРД с учетом влияния среды можно воспользоваться выражениями (10.14) и (10.15). Результаты испытаний и расчетов по такому способу приведены в разделе II.

Раздел II

ПРИКЛАДНЫЕ АСПЕКТЫ ОБЕСПЕЧЕНИЯ ПРОЧНОСТИ И РЕСУРСА ЖРД

Глава 11

КОНСТРУКТИВНО-ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ ОЦЕНКИ ПРОЧНОСТИ И РЕСУРСА ЖРД

11.1. Основные закономерности и расчетные уравнения для анализа прочности и ресурса с учетом возникновения и развития аварийных и катастрофических ситуаций

Количественный анализ прочности, ресурса, живучести и безопасности ЖРД с учетом штатных, а также аварийных ситуаций, продолжительности жизненного цикла (рис. 11.1) потенциально опасных объектов, как отмечалось выше в разделе I, проводится для следующих стадий [1, 5, 7, 23–31]:

- конструирование на базе технического задания и исходных данных (с привлечением конструкторских и технологических бюро);
- изготовление (с привлечением указанных выше КБ, предприятий опытных и серийных производств);
- испытание и доводка (с привлечением конструкторских и производственных служб, ведущих институтов эксплуатации и государственного надзора);
- эксплуатация (с привлечением служб обеспечения работоспособности, госнадзора, специализированных предприятий по профилактическим и аварийным ремонтно-восстановительным работам);
- аварийная защита (с наземными и встроенными автоматическими системами);
- вывод из эксплуатации при обнаружении недоработок или выработке ресурса.

На стадии конструирования одним из основных элементов является определение запасов прочности и исходного ресурса

безопасной эксплуатации. При этом в расчетах прочности конструкторы используют исходные данные по основным рабочим параметрам всех элементов ЖРД. Расчеты проводят по нормам с применением ЭВМ для определения усилий, температур, напряжений и деформаций с учетом эксплуатационных воздействий; в расчетах, как правило, используют данные по основным характеристикам механических свойств конструкционных металлов. Такие данные содержатся в нормативных руководящих материалах, справочниках или получаются по результатам стандартных испытаний лабораторных образцов.

Для наиболее сложных узлов и деталей ЖРД и условий нагружения проводят испытания моделей для анализа фактических напряженно-деформированных и предельных состояний несущих элементов. На стадии изготовления ЖРД большое внимание уделяется входному и текущему контролю механических свойств материалов и сварных соединений и обеспечению их соответствия требованиям технических условий. На этой же стадии осуществляется контроль фактической дефектности несущих элементов



Рис. 11.1. Схема решения основных задач при создании ЖРД

для получения исходной информации, используемой при назначении ресурса безопасной эксплуатации, объема и периодической дефектоскопии в процессе предполетных испытаний и штатной работы.

Доводка и испытание головных и серийных ЖРД включают в себя стендовые испытания, в том числе на прочность и ресурс. Для этой цели используют испытательные стенды с воспроизведением основных эксплуатационных воздействий при нормальных, аварийных и форсированных режимах работы ЖРД.

Результаты расчетов на прочность, ресурс, живучесть и безопасность при конструировании, контроля свойств и состояния дефектов при изготовлении и данные стендовых испытаний используют при обосновании и назначении исходного ресурса.

При вводе ЖРД в эксплуатацию все большее значение приобретает контроль за их текущим состоянием с определением испытательных и эксплуатационных повреждений и оценкой остаточных прочности и ресурса. Для этих целей разрабатываются и создаются информационно-измерительные комплексы натурной тензо-, термо-, виброметрии с многочисленной регистрирующей аппаратурой.

Оценка состояния дефектов в процессах изготовления, испытаний и эксплуатации проводится методами ультразвукового и рентгеновского контроля, проникающих жидкостей, акустической эмиссии и др. По результатам контроля состояния несущих элементов ЖРД производится уточнение режимов эксплуатации, оценка возможности штатных пусков или перехода на форсированные режимы, а также определение и назначение запасов прочности и ресурса безопасной эксплуатации.

Для решения вопросов возможности пусков ЖРД и продления полетов, а также безопасного возвращения из полетов приходится практически повторять и усовершенствовать все методы и способы обоснования прочности, ресурса и безопасности, которые были приняты на предыдущих стадиях жизненного цикла с учетом всех возможных опасностей – отказов, аварий и катастроф. При возникновении нештатных и аварийных ситуаций предусматривается использование систем аварийной защиты ЖРД, исключающих переход к тяжелым катастрофам.

Количественное описание сценариев и последствий аварий и катастроф на потенциально опасных элементах ЖРД можно осуществлять на базе фундаментальных закономерностей физики, химии и механики катастроф [5, 29–33]. При этом стадии возникновения и развития нештатных условий могут характеризоваться различным сочетанием физических, химических и механических

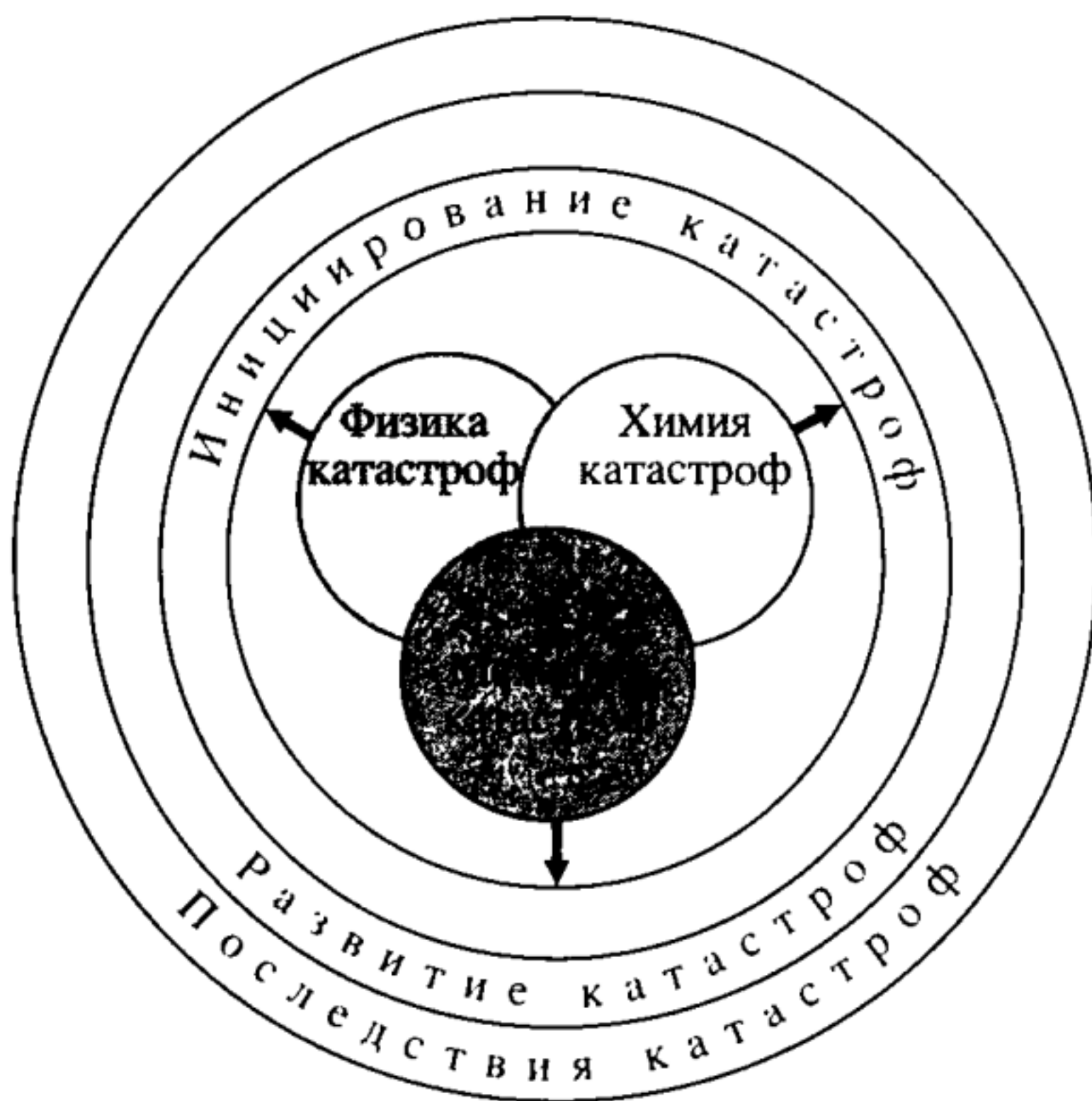


Рис. 11.2. Основы анализа условий возникновения и развития катастрофических ситуаций

поражающих и повреждающих факторов в штатных, аварийных и катастрофических ситуациях.

Физические, химические и механические процессы, имеющие место при штатных и аварийных ситуациях, определяют краткосрочные, среднесрочные и долгосрочные последствия (рис. 11.2). Физические, механические и химические основы анализа условий возникновения и развития аварийных ситуаций определяются как самими рабочими процессами в технических системах ЖРД, так и внешними по отношению к ним воздействиями.

Механику катастроф, как фундаментальную научную дисциплину, следует рассматривать [5, 32, 33] в качестве научной основы:

- анализа источников возникновения и сценариев развития отказов, аварийных и катастрофических ситуаций в сложных технических системах ЖРД с повышенной потенциальной опасностью;
- проектирования сложных технических систем ЖРД по традиционным нормам прочности и ресурса и новым критериям живучести и безопасности;
- принятия решений о допустимости реализации проектов ЖРД, о возможной их эксплуатации и о продлении ресурса много-разовой безопасной эксплуатации.

Механика катастроф позволяет в количественно обоснованной форме назначить показатели безопасности с использованием

расчетно-экспериментального обоснования прочности, ресурса, надежности и живучести для всех стадий жизненного цикла потенциально опасных элементов ЖРД по схеме рис. 11.1.

Механика катастроф в прямом сочетании с физикой и химией катастроф создают единую систему научных подходов к обоснованию прочности, ресурса и безопасности во всех типах аварийных и катастрофических ситуаций – проектных, запроектных и гипотетических.

С позиций механики катастроф можно анализировать:

- допустимые и недопустимые эксплуатационные повреждения несущих конструкций ЖРД;
- образование течей радиационно-, взрыво-, пожаро-, химически опасных веществ из потенциально опасных объектов и систем ЖРД;
- механические разрушения несущих элементов;
- потерю устойчивости и изменение геометрических форм несущих элементов;
- осколочные повреждения;
- потерю работоспособности технических систем ЖРД по параметрам недопустимых вибрационных состояний;
- потерю работоспособности технических систем ЖРД по триботехническим параметрам;
- потерю работоспособности систем “человек–машина” пилотируемых космических систем по эргономическим параметрам.

На основе изложенного выше механика катастроф включает в рассмотрение следующие аварийные ситуации: разрушения, падения, обрушения, столкновения, взрывы, пожары, непрерывные и залповые выбросы взрыво-, пожароопасных и отравляющих веществ.

Механика катастроф базируется на следующих традиционных и новых развиваемых методах: сопротивлении материалов; теории упругости; теории пластичности; теории ползучести; теории усталости; строительной механики; теории пластин и оболочек; теорий прочности; конструкционного материаловедения; физики прочности; динамики машин; вычислительной механики сплошных и дискретных систем; механики жидкостей и газов; теории надежности; линейной и нелинейной механики разрушения; трибологии.

При решении инженерных проблем механики катастроф используются:

- аналитические методы указанных выше теорий и дисциплин;

- численные методы (методы конечных элементов, конечных разностей, вариационные методы);
- экспериментальные методы (механические испытания образцов, моделей и натурных конструкций);
- комбинированные методы (сочетание аналитических, численных и экспериментальных).

Механика катастроф предусматривает поэтапное рассмотрение сценариев развития аварийных ситуаций, включая:

- нормальное функционирование потенциально опасных систем ЖРД с контролируемым процессом накопления эксплуатационных повреждений с помощью встроенных систем диагностики;
- отклонение от нормальных условий эксплуатации с образованием допустимых, но контролируемых повреждений и диагностикой предвестников аварийных ситуаций;
- проектные аварийные ситуации с образованием опасных повреждений, дополнительных повреждающих факторов и оперативной диагностикой развития аварийных ситуаций;
- запроектные аварийные ситуации с переходом к катастрофическим состояниям с возникновением значительных контролируемых и неконтролируемых повреждений, с нарастанием действия повреждающих факторов (обусловленных предшествующими стадиями аварии), с ограниченной оперативной диагностикой аварийных состояний;
- гипотетические аварийные и катастрофические ситуации с крайне ограниченной информацией о возможных сценариях аварии, об экстремальных воздействиях поражающих факторов, о способности сопротивления несущих конструкций действию этих факторов.

В механике катастроф наряду с рассмотренными выше поражающими факторами от аварий и катастроф техногенного характера должны в обязательном порядке рассматриваться поражающие факторы от природных опасных процессов (землетресения, ураганы, молнии, обледенения). При этом для запроектных и гипотетических аварийных ситуаций следует рассматривать комбинированные варианты воздействия повреждающих факторов от природных, техногенных и природно-техногенных катастроф.

Расчетное обоснование безопасности несущих конструкций должно проводиться поэтапно с учетом непрерывного развития традиционных инженерных расчетов:

- на прочность, жесткость и устойчивость (с применением методов сопротивления материалов);
- на прочность и циклический ресурс, долговечность (с применением методов теории много- и малоциклового усталости);

- на прочность и временной ресурс – долговечность (с применением методов теории ползучести и длительной прочности);
- на динамическую прочность и ресурс (с применением методов динамики деформирования и разрушения);
- на трещиностойкость (с применением методов линейной и нелинейной механики разрушения).

Базовые соотношения механики катастроф в общем случае на основе данных раздела I [5, 32, 33] можно записать в виде

$$\begin{aligned} \{S, R_{\tau, N}, p, R_{\sigma}\} = \\ = F\{f^3(P^3, t, N, \tau, \Phi) f_{\sigma}(\sigma_B, \sigma_T, \sigma_{BT}, \sigma_{\perp}, E, \lambda, HB, m, \psi_c, K_{Ic}) \times \\ \times f_l(l, \alpha_{\sigma}, s)\}, \end{aligned} \quad (11.1)$$

где S – характеристики безопасности; $R_{\tau, N}$ – характеристики ресурса; p – характеристики надежности; R_{σ} – характеристики прочности (сопротивления разрушению); f^3 – функционал эксплуатационной нагруженности; P^3 – параметры эксплуатационной нагруженности в нормальных и аварийных ситуациях; t – температура в данный момент времени; N – число циклов нагружения; τ – время эксплуатации; Φ – параметры полей физических воздействий (коррозионная среда, магнитные поля); f_{σ} – функционал физико-механических свойств конструкционных материалов; σ_B – предел прочности; σ_T – предел текучести; σ_{BT} – предел длительной прочности; σ_{\perp} – предел выносливости; E – модуль упругости; λ – коэффициент теплопроводности; HB – твердость (микротвердость); m – показатель упрочнения в упругопластической области; ψ_c – предельная пластичность материала; K_{Ic} – характеристика трещиностойкости; f_l – функционал конструктивных форм несущего элемента конструкции; l – размер дефекта; α_{σ} – теоретический коэффициент концентрации напряжений; s – характеристика поперечного сечения в рассматриваемой зоне.

В соответствии с (11.1) при традиционных нормативных расчетах прочности ЖРД для нормальных условий эксплуатации основным условием прочности оказывается

$$\{R_{\sigma}\} = F\{f^3(P^3) f_{\sigma}(\sigma_B, \sigma_T, \sigma_{BT}) f_l(s)\}. \quad (11.2)$$

Это условие обычно записывается в форме

$$\sigma_n^3 = f(P_{\max}^3/s) \leq [\sigma]_n = \left\{ \frac{\sigma_B}{K_m}, \frac{\sigma_T}{K_T}, \frac{\sigma_{BT}}{K_{BT}} \right\}, \quad (11.3)$$

где σ_n^3 – номинальное напряжение от максимальных нагрузок P_{\max}^3 в нормальных условиях эксплуатации; $[\sigma]_n$ – номинальное допус-

каемое напряжение; $K_m, K_l, K_{в\tau}$ – запасы прочности (по пределу прочности σ_b , пределу текучести σ_t и пределу длительной прочности или ползучести $\sigma_{в\tau}$). Здесь и далее коэффициенты запасов (запасы) в соответствии с нормами прочности ЖРД обозначены символом K в отличие от их обозначения символом n в разделе I ($K \equiv n$).

Для расчетов прочности достаточными оказываются:

- методы сопротивления материалов, теории пластин и оболочек;
- данные стандартных механических испытаний конструкционных материалов.

Запасы прочности назначаются из обобщения опыта конструирования и эксплуатации с учетом ответственности конструкции ЖРД. При этом выполняются соотношения $K_t \leq K_{в\tau} \leq K_m$ и для нормальных условий эксплуатации $\{K_t, K_{в\tau}, K_m\} = \{1, 2 \div 2,5\}$.

Для аварийных ситуаций в первом приближении могут быть использованы соотношения (11.2), (11.3) с введением в расчет максимальных для данного момента времени τ аварийной ситуации нагрузок $P_{\max \tau}^3$. Характеристики свойств $\sigma_b, \sigma_t, \sigma_{в\tau}$ выбираются для данного момента времени τ , данной температуры t и скорости деформирования

$$\sigma_{n\tau}^3 = f(P_{\max \tau}^3/s) \leq [\sigma]_{n,\tau} = \left\{ \frac{\sigma_b^t}{K_m^t}, \frac{\sigma_t^t}{K_l^t}, \frac{\sigma_{в\tau}^t}{K_{в\tau}^t} \right\}. \quad (11.4)$$

Запасы прочности в аварийной ситуации могут быть снижены по сравнению с запасами в нормальных условиях эксплуатации по (11.3) и $\{K_t^t, K_{в\tau}^t, K_m^t\} = \{1, 1 \div 2,0\}$.

Для наиболее ответственных технических систем ЖРД в дополнение к расчетам прочности по выражениям (11.1)–(11.4) проводятся уточненные расчеты ресурса – временного и циклического. На основе (11.1) можно записать

$$\{R_{\tau,N}, R_\sigma\} = F\{f^3(P^3, t, N, \tau, \Phi), f_\sigma(\sigma_b, \sigma_t, \sigma_{в\tau}, E, \lambda, m, \psi_c) \times \\ \times f_l(\alpha_\sigma, s)\}; \quad (11.5)$$

$$\{\sigma_{\max k}^3, \tau^3, N^3\} = F\left\{\frac{P_{\max}^3}{s}, f_\sigma(\sigma_b^{\tau,N}, \psi_c^{\tau,N}) f_l(\alpha_\sigma, s)\right\} \leq \\ \leq [\sigma^{\tau,N}]_{\max k} = \left[\frac{\sigma_c^{\tau,N}}{K_{\max \sigma}^{\tau,N}}, \frac{N_c}{K_N}\right], \quad (11.6)$$

где $\sigma_{\max k}^3$ – максимальное местное напряжение (деформация); τ^3 – временной ресурс эксплуатации; N^3 – циклический ресурс

эксплуатации; $\sigma_c^{\tau, N}$ — разрушающее (критическое) напряжение для заданного времени или числа циклов (устанавливается по кривой длительной прочности или усталости); $\psi_c^{\tau, N}$ — предельная пластичность для заданного времени или числа циклов (устанавливается по кривой длительной или циклической пластичности); $[\sigma^{\tau, N}]_{\max k}$ — максимальные допускаемые местные напряжения (деформации); N_c, τ_c — разрушающее (критическое) число циклов или время по кривой усталости или длительной прочности для заданного σ_{\max} ; $K_{\max \sigma}^{\tau, N}$ — запасы по местным напряжениям (деформациям); K_N, K_τ — запасы по числу циклов или времени.

Для нормальных условий эксплуатации запасы по местным напряжениям $K_{\sigma_{\max k}} \leq K_m$ и $K_{\sigma}^{\tau, N} = 1,2 \div 2,0$. По степенным уравнениям длительной прочности и усталости

$$\{\sigma_{\max k}^{\tau, N}\} = f_{\tau, N} [N^{m_{\sigma, \tau}}, \tau^{m_{\sigma, N}}], \quad (11.7)$$

где $m_{\sigma, \tau}, m_{\sigma, N}$ — показатели кривых длительной прочности и усталости. При $\{m_{\sigma, \tau}\} = \{0,05 \div 0,2\}$ запасы $K_{\sigma}^{\tau, N}$ обычно выше, чем K_m .

Для максимальных эксплуатационных нагрузок P_{\max}^3 в зонах концентрации с учетом местных температурных σ_{\max}^3 и остаточных $\sigma_{\max 0}^3$ напряжений максимальные местные напряжения

$$\sigma_{\max k}^3 = f(\sigma_n^3, \alpha_\sigma, \sigma_{\max 0}^3, \sigma_{\max k}^3) \geq \sigma_n^3. \quad (11.8)$$

Эти напряжения при выбранных запасах K_τ могут превосходить предел текучести σ_τ и тогда $\sigma_{\max k}^3$ должны устанавливаться по кривым деформирования (уравнениям состояния) для данных t, τ, N

$$\sigma_{\max k}^3 = f(e_{\max k}^3) = f(e_n^3, \alpha_\sigma, E, m). \quad (11.9)$$

В связи с этим для таких случаев предлагается переходить от расчетов в напряжениях $\sigma_{\max k}^3$ к расчетам в деформациях $e_{\max k}^3$

$$e_{\max k}^3 \leq [e^{\tau, N}]_{\max k} = \frac{e_c^{\tau, N}}{K_{\max e}^{\tau, N}}, \quad (11.10)$$

где $[e^{\tau, N}]_{\max k}$ — допускаемая местная деформация для данных τ, N ; $e_c^{\tau, N}$ — разрушающая (критическая) локальная деформация для заданных τ, N ; $K_{\max e}^{\tau, N}$ — запас по местным деформациям.

В соответствии с уравнением состояния в неупругой области (при $\sigma_{\max k}^3 \geq \sigma_\tau$)

$$\sigma_{\max k}^3 = f(e_{\max k}^3)^{m_{\tau, N}}, \quad (11.11)$$

где $m_{\tau, N}$ — показатель упрочнения в неупругой области для заданных τ и N (обычно, для конструкционных металлов

$m_{\tau, N} = (0,00 \div 0,15)$. Тогда запасы $K_{\max e}^{\tau, N} \geq K_{\max \sigma}^{\tau, N}$. Для нормальных условий эксплуатации запасы по местным деформациям берутся в пределах $\{K_{\max e}^{\tau, N}\} \geq \{2 \div 10\}$.

Для сохранения традиционности расчетов в напряжениях локальные местные деформации пересчитываются в локальные условные упругие напряжения

$$\sigma_{\max k}^{*'} = e_{\max k}^{\tau, N} \cdot E^t, \quad (11.12)$$

где E^t – модуль упругости для заданной температуры t . В этом случае $K_{\max e}^{\tau, N} = K_{\max \sigma}^{\tau, N}$.

Для аварийных ситуаций в расчетах ресурса должны использоваться экстремальные нагрузки $P_{\max \tau, t}^j$ для всех рассматриваемых моментов времени τ и температур t . При этом все характеристики физико-механических свойств, входящие в (11.5)–(11.12) должны браться для соответствующих τ и t . Запасы по времени K_{τ} , числу циклов K_N , местным напряжениям $K_{\max \sigma}^{\tau, N}$ и деформациям $K_{\max e}^{\tau, N}$ могут быть приняты в 1,25–1,5 раза ниже, чем при нормальных условиях эксплуатации.

При расчетах надежности потенциально опасных объектов могут использоваться два подхода:

- по критериям прочности, ресурса и трещиностойкости;
- на основе анализа последовательностей отказов элементов функционирующих систем.

В первом подходе при определении p должны быть предварительно получены или заданы функции распределения всех основных параметров, характеризующих эксплуатационную нагруженность f_p^j , физико-механические $f_{\sigma p}$ и геометрические формы $f_{l p}$. Тогда

$$p = F\{f_p^j, f_{\sigma p}, f_{l p}\}. \quad (11.13)$$

Так как к числу определяемых по параметрам вероятности относятся эксплуатационные нагрузки P_p^j , характеристики механических свойств $(\sigma_b, \sigma_L, \sigma_{b\tau}, \sigma_{-1})_p$ и характеристики концентрации напряжений $\alpha_{\sigma p}$, то

$$p = F\{P_p^j(\sigma_b, \sigma_L, \sigma_{b\tau}, \sigma_{-1})_p, \alpha_{\sigma p}\}. \quad (11.14)$$

Для нормальных условий эксплуатации определение надежности допускается сводить к определению прочности и ресурса по (11.2), (11.3) и (11.5)–(11.12) при введении в расчет основных параметров для заданной вероятности p – максимально возможные для данной вероятности уровни эксплуатационной нагруженности, минимально возможные для данной вероятности (минимальные гарантированные) характеристики физико-меха-

нических свойств и максимально возможные (с учетом реальных допусков на геометрические параметры) коэффициенты концентрации.

Для аварийных ситуаций на основе (11.13), (11.14) оценка надежности может быть выполнена преимущественно с включением в расчет резко возрастающих эксплуатационных воздействий f_p' (или P_p') и снижения базовых характеристик механических свойств $(\sigma_B, \sigma_T, \sigma_{BT}, \sigma_l)_p$.

Для оценки живучести несущих элементов потенциально опасных конструкций ЖРД должны проводиться расчеты по критериям трещиностойкости. Эти расчеты отражают способность сопротивляться действию механических, тепловых, гидродинамических, электромагнитных нагрузок при наличии в элементах дефектов (исходных технологических или возникающих при эксплуатации). Наиболее опасными при этих дефектах являются микро- и макротрещины, создающие предельно высокую концентрацию напряжений и деформаций. Характеристиками живучести, в соответствии с (11.1), для поврежденных дефектами элементов могут являться ресурс, прочность и надежность

$$\{R_{\tau, N}, p, R_{\sigma}\} = F\{f^p(P', t, N, \tau, \Phi) \times \\ \times f_{\sigma}(\sigma_B, \sigma_T, \sigma_{BT}, \sigma_l, E, \lambda, HB, m, \psi_c, K_{lc})f_l(l, \alpha_{\sigma}, s)\}. \quad (11.15)$$

Основные расчетные уравнения для нормальных условий эксплуатации (когда номинальные и местные напряжения находятся в пределах упругости $\{\sigma_n, \sigma_{maxk}\} \leq \{\sigma_T\}$) могут быть получены на базе линейной механики разрушения – при однократном нагружении, при действии длительных и циклических нагрузок.

Применительно к наиболее опасному хрупкому разрушению

$$\{p, R_{\sigma}\} = F\{f^p(P', t, \Phi)f_{\sigma}(K_{lc})f_l(l)\}. \quad (11.16)$$

Расчеты прочности R_{σ} по критериям трещиностойкости сводятся к определению или назначению расчетных дефектов l , выбору наибольших эксплуатационных нагрузок P' и соответствующих им минимальных температур t , учету воздействий физических полей Φ (например, агрессивных сред или радиационных потоков) и специальному экспериментальному определению показателей трещиностойкости конструкционных материалов (критическое значение коэффициента интенсивности напряжений K_{lc}). При этом параметры вероятности хрупкого разрушения p могут быть оценены с учетом рассеяния характеристик P' , Φ , K_{lc} и l .

По аналогии с (11.2), (11.3) сопротивление хрупкому разрушению можно свести к удовлетворению соотношений

$$K_I' = f(P_{\max}', t_{\min}, l) \leq [K_I] = \frac{K_{Ic}}{K_K}, \quad (11.17)$$

где $[K_I]$ — допускаемое значение коэффициента интенсивности напряжений с учетом минимальной температуры эксплуатации t_{\min} ; K_K — запас по критическому коэффициенту интенсивности напряжений K_{Ic} , определяемому при температуре t_{\min} .

Для нормальных условий эксплуатации величины K_K назначаются в интервале $K_I \leq K_K \leq K_m$.

С учетом выраженной зависимости K_{Ic} от t_{\min} для конструкционных сталей расчет по K_I' дополнится расчетом по критическим температурам хрупкости

$$t_{\min}' = f(l, F_s) \geq [t] = t_c + [\Delta t_c], \quad (11.18)$$

где $[t]$ — допускаемая минимальная температура эксплуатации; t_c — критическая температура хрупкости, соответствующая резкому снижению K_{Ic} ; $[\Delta t_c]$ — запас по критическим температурам хрупкости. Для несущих элементов из конструкционных сталей величины запасов $[\Delta t_c]$ назначаются 10 – 20 °С.

Так как номинальные напряжения при хрупких разрушениях по уравнениям линейной механики разрушения зависят от размеров дефектов l и от размеров поперечных сечений F_s , то расчеты живучести по критериям трещиностойкости можно сводить к расчетам допускаемых размеров дефектов $[l]$

$$l_{\max}' = f(K_{Ic}, F_s, \Phi, P_{\max}') \leq [l] = \frac{l_c}{K_I}, \quad (11.19)$$

где l_{\max}' — максимальный размер дефекта при эксплуатации, устанавливаемый средствами дефектоскопии; l_c — критический размер дефекта; K_I — запас по размеру дефекта.

Запас K_I устанавливается в пределах $K_b \leq K_I \leq K_T^2$. Для наиболее ответственных и потенциально опасных конструкций должны быть удовлетворены требования по всем запасам — K_K , $[\Delta t_c]$ и K_I .

Ресурс $R_{\tau, N}$ на стадии развития дефектов при нормальных условиях эксплуатации по критериям трещиностойкости устанавливается по (10.15) на основе диаграмм разрушения при длительном статическом или циклическом нагружении, связывающих скорости роста трещин l по времени τ или по числу циклов N

$$\begin{aligned} \{R_{\tau, N}\} &= F\left\{f'(P', t, N, \tau, \Phi)f_{\sigma}(K_{Ic})f_l(l, s)\right\} = \\ &= f\left(\frac{dl}{d\tau}, \frac{dl}{dN}, K_{Ic}\right). \end{aligned} \quad (11.20)$$

При этом ресурс получается из интегрирования уравнения для диаграммы разрушения по текущему размеру дефекта

$$\{R_{\tau, N}\} = \int_{l_0}^{l_c} dl_{\tau, N} \leq [\tau, N] = \left\{ \frac{\tau_c}{K_{\tau}}, \frac{N_c}{K_N} \right\}, \quad (11.21)$$

где l_c – критический размер дефекта, устанавливаемый по (11.16)–(11.19); l_0 – исходный (начальный) дефект на данной стадии эксплуатации; $[\tau, N]$ – допускаемое время или допускаемое число циклов эксплуатационного нагружения; K_{τ}, K_N – запасы по ресурсу. Величины K_{τ} и K_N устанавливаются в соответствии с (11.5)–(11.12).

Характеристики надежности p по параметрам временного или циклического ресурса могут быть установлены так же, как для случая хрупкого разрушения по (11.16)–(11.19) при введении в расчет функций распределения для P', t, Φ, K_{lc}, l . Эти расчеты можно сводить к определению запасов по минимально допускаемым (для заданной вероятности) K_{lc} и максимально возможным (для той же вероятности) скоростям роста трещин ($dl/d\tau$ и dl/dN) и уровням нагрузок P' .

Для аварийных ситуаций расчеты живучести по критериям трещиностойкости проводят в соответствии с (11.15)–(11.21). При этом для данного момента развития аварийной ситуации следует использовать соответствующие экстремальные уровни нагрузок P'_{\max} , минимальные и максимальные уровни температур t , максимальные размеры дефектов l и минимальные характеристики механических свойств. Так как при аварийных ситуациях, как правило, максимальные местные $\sigma'_{\max k}$ и, часто, номинальные σ'_n экстремальные напряжения превосходят предел текучести σ_T , то уравнения линейной механики разрушения становятся неприменимыми.

В связи с этим для анализа живучести в аварийных ситуациях должны использоваться уравнения нелинейной механики разрушения с полным набором расчетных параметров (11.15). Базовые характеристики линейной механики разрушения – коэффициенты интенсивности напряжений K_I и K_{Ic} заменяются на характеристики нелинейной механики разрушения – раскрытие трещин, J -интеграл, предел трещиностойкости, T -критерий.

Наиболее эффективно с точки зрения инженерной простоты и приемлемости единого подхода может рассматриваться использование в (11.15)–(11.21) вместо коэффициентов интенсивности напряжений K_I и K_{Ic} коэффициентов интенсивности деформаций

K_{le} и K_{lec} . При этом на основе уравнений линейной механики разрушения

$$K_{le} = f(K_l, \sigma_n^3/\sigma_T, m, \sigma_r), \quad (11.22)$$

$$K_{lec} = f(K_{le}, \sigma_{nc}/\sigma_T, m, \psi_c, E, \sigma_B). \quad (11.23)$$

Величины K_{le} определяются расчетом, а K_{lec} – расчетом или экспериментально.

Для обеспечения сопоставимости результатов анализа живучести в нормальных условиях эксплуатации и при аварийных ситуациях рекомендуется использовать условные значения коэффициентов интенсивности напряжений, определяемые через коэффициенты интенсивности деформаций, как и в (11.5)–(11.12).

$$K_l^* = f(K_{le}, E, m, \sigma_n^3/\sigma_r). \quad (11.24)$$

В соответствии с этим диаграммы статического, длительного статического и циклического разрушения для нормальных и аварийных ситуаций оказываются непрерывными, а уравнения линейной механики разрушения приобретают частную форму уравнений нелинейной механики разрушения.

С учетом (11.1)–(11.24) безопасность ЖРД с позиций механики катастроф должна рассматриваться как комбинированная способность несущих элементов потенциально опасных технических систем ЖРД противостоять всем неблагоприятным наиболее вероятным факторам экстремально высоких внешних и внутренних воздействий при наиболее вероятных пониженных характеристиках сопротивления деформациям и разрушению. При этом в соответствии с (11.1)

$$\begin{aligned} \{S\} \in f(R_{\tau, N}, P, R_\sigma) \in \\ \in f(K'_T, K'_B, K'_{BT}, K'_\sigma, K'_N, K'_\tau, K'_e, K'_l). \end{aligned} \quad (11.25)$$

Безопасность S в нормальных условиях и при возникновении аварийных ситуаций можно считать обеспеченной, если удовлетворяется комплекс требований к запасам прочности, трещиностойкости и ресурса для наиболее опасных моментов возникновения и развития аварий.

Механика катастроф, как научная основа решения проблем безопасности сложных технических систем ЖРД, основывается на современных достижениях конструкционного материаловедения, включающего такие разделы наук, как физика прочности, сопротивление материалов, теория прочности, механика разрушения, а также металловедение, механика композиционных материалов.

Для несущих конструкций ЖРД основными конструкционными материалами будут оставаться металлы и их сплавы:

- малоуглеродистые низколегированные стали для крупногабаритных конструкций массового применения при температурах от -60 до $450\text{ }^{\circ}\text{C}$;

- аустенитные нержавеющие стали для конструкций, работающих при криогенных, низких и повышенных температурах (от -270 до $650\text{ }^{\circ}\text{C}$) и при воздействиях коррозионных сред;

- высокопрочные низколегированные, мартенситностареющие стали для конструкций минимального веса при температурах от -200 до $550\text{ }^{\circ}\text{C}$;

- высоколегированные никель-молибден-ванадиевые стали для сложных условий термомеханического нагружения при температурах от -250 до $1200\text{ }^{\circ}\text{C}$;

- сплавы на основе никеля, хрома и молибдена, легированные вольфрамом, танталом для высоких и сверхвысоких температур (от 1000 до $2500\text{ }^{\circ}\text{C}$);

- сплавы на основе алюминия для космических и криогенных конструкций;

- сплавы на основе титана для космических конструкций с высокоагрессивными средами;

- сплавы на основе меди для охлаждающих систем ЖРД.

Для конструкций ЖРД минимального веса с исключительно высокой удельной локальной прочностью и нагруженностью (в 2–3 раза превышающей прочность конструкционных металлов), термонагруженностью, минимальной тепловой деформируемостью, высокой коррозионной и температурной (от -250 до $2000\text{ }^{\circ}\text{C}$) стойкостью могут быть использованы композиционные конструкционные материалы:

- композиты с полимерной матрицей (стеклопластики, углепластики, базальтопластики, органопластики);

- композиты с металлической матрицей (бор–алюминий, кремний–алюминий, композиты с углеродной матрицей (углерод–углерод));

- композиты с керамической матрицей (карбид кремния–углерод).

В потенциально опасных конструкциях ЖРД оборонного комплекса, использующих в технологических процессах высокие и сверхвысокие температуры (от 1000 до $3500\text{ }^{\circ}\text{C}$) все большее применение будут находить керамические конструкционные материалы с введением пластификаторов для повышения термоциклической и динамической прочности.

Для конструкций с широким комплексом физико-механических и химических воздействий при эксплуатации и в аварийных ситуациях могут быть использованы специально создаваемые материалы, заготовки и изделия:

- биметаллические и полиметаллические слоистые материалы;
- слоистые металл-композитные материалы, заготовки и изделия;
- материалы, заготовки и изделия из металлических порошков; заготовки и изделия из аморфных металлов;
- наноматериалы и нанопокрывтия.

Для обеспечения комплексных критериев прочности, ресурса, надежности и живучести ЖРД должны предусматриваться три группы испытаний конструкционных материалов:

- стандартные испытания для определения базовых характеристик физико-механических свойств (σ_b , σ_T , E , ψ_c , HV , σ_{-1} , λ);
- унифицированные испытания для определения расчетных характеристик прочности, ресурса, трещиностойкости и износостойкости (m , K_{Ic} , t_c , I , $[\Delta t_c]$, dl/dN , $dl/d\tau$);
- специальные испытания (на откол, пробиваемость, возгорание, расслоение, потерю плотности).

Испытания второй и третьей групп требуют специальных методических разработок и создания новых нормативных руководящих документов.

Для оценок живучести и безопасности, описания и анализа сценариев развития аварийных и катастрофических ситуаций указанные выше расчетные характеристики должны дополнительно проверяться на специальных экспериментах по физическому моделированию несущих конструкций и поражающих факторов.

При разработках новых нормативных материалов по безопасности ЖРД следует учитывать, что повышение потенциальной опасности действующих и вновь создаваемых ракетно-космических систем происходит существенно быстрее, чем разработка и совершенствование традиционных норм проектирования, изготовления и эксплуатации.

Анализ на уровне государственных, региональных и отраслевых экспертиз действующей нормативной базы, с одной стороны, и условий возникновения и развития аварийных ситуаций – с другой, обнаруживает их несоответствие наиболее тяжелым последствиям аварий и невозможность принятия адекватных решений по предотвращению новых аварий без специальных изменений и дополнений к действующим нормам.

Формирование и развитие унифицированных и объектовых нормативных материалов по безопасности ЖРД следует осуще-

ствлять на базе действующих норм и экспертиз аварий и катастроф, являющихся исходной базой для назначения и уточнения критериев прочности, ресурса и безопасности.

При этом к настоящему времени действующие нормы охватывают следующие группы подходов в оценке компонентов безопасности:

- прочность по критериям и теориям механики деформирования и разрушения;
- ресурс во временной и поцикловой постановке по критериям длительной и циклической прочности;
- надежность и частично риск в многофакторном вероятностном представлении.

Новые методы анализа безопасности должны включать:

- углубленное определение риска;
- оценку живучести ЖРД в процессе и после аварийных ситуаций;
- комплексное определение безопасности по всем стадиям жизненного цикла и для всех аварийных ситуаций.

Резкое повышение степени применения на практике (по объему нормативов) и определение направления поэтапного развития нормирования следует рассматривать как важную задачу излагаемого подхода. Решение этой задачи в ближайшей перспективе следует проводить с целью введения обязательного нормирования безопасности ЖРД с применением новых методов и подходов.

11.2. Реализация требований прочности и ресурса ЖРД

Как отмечено в разделе I и п. 11.1 настоящего раздела, Конструкторское бюро химавтоматики (КБХА), КБ Энергомашиностроения (КБЭМ), Самарский научно-технический комплекс им. Н.Д. Кузнецова (СНТК им. Н.Д. Кузнецова), Центральный научно-исследовательский институт машиностроения (ЦНИИМАШ). Научно-исследовательский институт тепловых процессов, “Центр Келдыша” являются одними из ведущих в Российской Федерации и в мире по созданию жидкостных ракетных двигателей (ЖРД), энергетических установок для ракетной техники и аэрокосмических систем [3].

Они располагают высококвалифицированными кадрами ученых, конструкторов, технологов, рабочих и экспериментаторов. В состав КБ входят конструкторские комплексы, опытные производства, гидравлические, газодинамические и прочностные лабо-

ратории, виброиспытательные стенды, стенды для огневых испытаний. У них налажены тесные связи с профильными заводами и ведущими научно-исследовательскими институтами, головными предприятиями – разработчиками ракет-носителей (РН).

С момента их образования за 50–60 лет разработано свыше 150 ЖРД и энергетических установок различного назначения, из них около 80 доведены до серийного производства.

Перечень параметров созданных и эксплуатируемых двигателей:

тяга, тс	от 0,15	до 200
удельный импульс тяги, с		до 455 ч
давление в камере сгорания, атм		до 325
давление за насосами, атм		до 900
частота вращения роторов ТНА, об/мин		до 70 000
температура генераторного газа, К		до 1100
мощность турбины, л.с.		до 126 000.

Используемые пары топливных компонентов:

- керосин + кислород;
- водород + кислород;
- несимметричный диметилгидрозин + азотный тетроксид.

ЖРД, разработанные указанными КБ, изготавливаются на десятках заводов. Особая роль принадлежит специализированным заводам (Воронежскому механическому заводу и др.), которые разрабатывают технологию и осваивают производство ЖРД по технической документации КБ на стадии экспериментальной отработки в кооперации с производством КБ и далее осуществляют серийное производство.

Одной из наиболее значимых по сложности решенных проблем и новизне технических решений является кислородно-водородный ЖРД РД-0120, созданный КБХА в 1976–1990 гг. На примере двигателя РД-0120 иллюстрируются решенные проблемы многократного испытания двигателя, многократного воспламенения топлива, созданы системы аварийной защиты; разработаны новые средства измерения, контроля и диагностирования двигателя, освоено изготовление колес турбин из жаропрочного сплава и крыльчаток водородного насоса из титанового сплава (из гранул методом горячего изостатического прессования) [1, 4].

Двигатель использовался в составе второй ступени универсальной ракетно-космической системы “Энергия” для вывода на орбиту многократного орбитального корабля “Буран” и других космических аппаратов массой около 100 т.

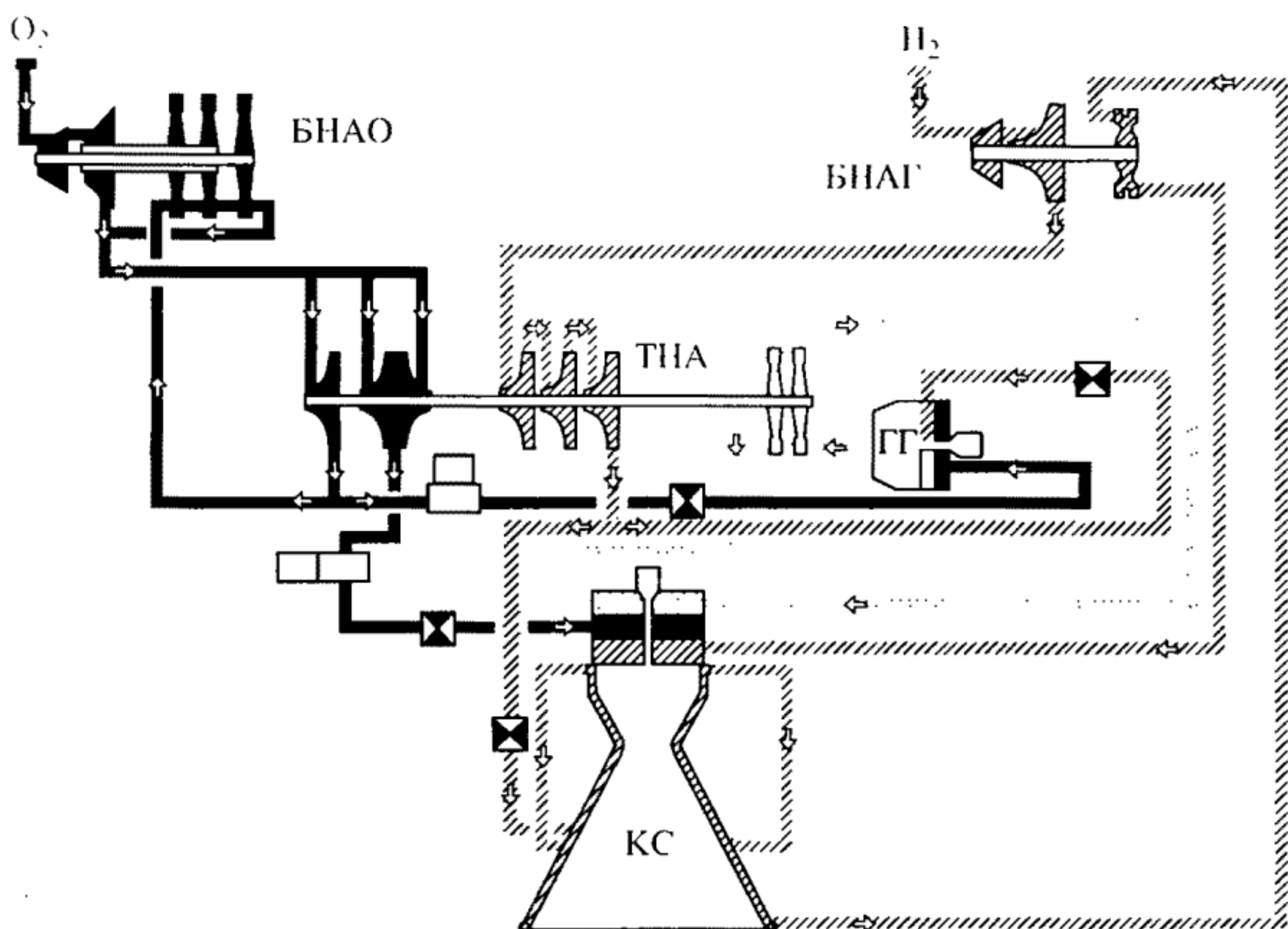


Рис. 11.3. Пневмогидравлическая схема двигателя РД-0120

Требования по ресурсу и кратности использования двигателя определяются особенностями компоновки РН, где двигатели расположены на центральном блоке (рис. 11.3), а не на орбитальном корабле. Такое решение по компоновке представляется оправданным, поскольку РН становится универсальной системой, пригодной как к полету с полезным грузом массой до 100 т, так и с орбитальным кораблем, что и было продемонстрировано при двух запусках РН “Энергия” 15 мая 1987 г. и 15 ноября 1988 г.

Компоновка двигателя. На этапе проектирования большое внимание было уделено выбору принципиальной пневмогидравлической схемы (ПГС) двигателя. Для обеспечения требуемого удельного импульса тяги в заданных габаритах было признано необходимым применить схему с дожиганием восстановительного газа после турбины в основной камере сгорания. Схема с дожиганием, широко используемая на современных двигателях, позволяет получить удельный импульс тяги на 10–15 с больше по сравнению со схемой без дожигания.

Были исследованы различные варианты принципиальных схем с дожиганием:

- с двумя газогенераторами для привода турбонасосного агрегата (ТНА) окислителя и ТНА горючего;

с одним газогенератором и параллельным питанием турбин ТНА окислителя и ТНА горючего;

– с одним газогенератором и последовательным питанием турбин ТНА окислителя и ТНА горючего;

– с одновальным ТНА.

Выбранная схема с одновальным ТНА, несколько уступая предыдущим по оптимальности характеристик системы подачи, позволяет существенно облегчить решение проблемы запуска двигателя и имеет лучшие массовые характеристики. Исходя из этого, для двигателя РД-0120 применена схема с одновальным ТНА.

Двигатель включает следующие основные агрегаты и системы: камеру, систему подачи компонентов топлива, газогенератор, систему управления, систему регулирования, систему продувки, систему зажигания, систему наддува баков, подвеску, гибкие элементы, обеспечивающие качание.

Обеспечение бескавитационной работы насосов ТНА при заданных потребных превышениях входных давлений компонентов топлива над упругостью насыщенных паров привело к необходимости иметь в схеме двигателя БНА (бустерный насосный агрегат), обеспечивающие давление на входе по горючему 24 кгс/см^2 (2,4 МПа), 44 кгс/см^2 (4,4 МПа) по окислителю.

Высокие давления за БНА позволили при высоких оборотах применить одновальный ТНА. При этом повышается КПД турбины, упрощается конструкция разделительной полости между окислителем и горючим, снижается расход гелия на продувку разделительной полости.

БНАО имеет две ступени с различными скоростями вращения, с приводом от гидротурбины. Применение гидротурбины в данном случае существенно упрощает конструкцию по сравнению с газовым приводом.

БНАГ – одновальный с приводом от газовой турбины, работающей на водороде, поступающем после охлаждения камеры.

Следующими особенностями выбранной принципиальной схемы двигателя РД-0120 являются:

– применение трехступенчатого водородного насоса и кислородного насоса и двумя параллельными ступенями для подачи кислорода в камеру сгорания и газогенератор;

– охлаждение камеры частью расхода водорода ($\sim 22\%$), отбираемого на выходе из третьей ступени насоса;

– использование гидравлического регулятора расхода окислителя в линии газогенератора с электромеханическим управлением настройки режима работы;

– использование гидравлического дросселя в линии кислорода камеры сгорания с электромеханическим приводом для изменения соотношения компонентов топлива;

– применение автоматически работающего гидравлического дросселя, установленного по линии окислителя камеры для обеспечения необходимого закона изменения соотношения компонентов топлива в камере при запуске.

Двигатель, несмотря на одноразовое использование в полете, выполнен в многоразовом варианте (многоразовость обеспечивается электропневматическим приводом клапанов горючего и окислителя и системой поджига). Кроме создания осевой тяги двигатель обеспечивает возможность получения боковых усилий за счет отклонения двигателя в двух взаимно перпендикулярных плоскостях на угол ± 11 град.

Двигатель также обеспечивает подачу на борт ракеты газообразного водорода для наддува бака горючего и привода агрегатов энергоснабжения ракеты, подогрев гелия для наддува бака окислителя.

Топливо в камеру поступает при помощи системы подачи, которая включает турбонасосный агрегат, бустерный насосный агрегат горючего, бустерный насосный агрегат окислителя. Рабочие колеса центробежных насосов горючего и окислителя расположены на одном валу турбонасосного агрегата. Вал приводится во вращение осевой турбиной. Газовая турбина турбонасосного агрегата вращается газом, вырабатываемым в газогенераторе.

Система управления включает пневмоклапаны, баллоны со сжатым гелием и электропневмоклапаны. Пневмоклапаны являются исполнительными агрегатами управления запуском и остановом двигателя. Открытие клапанов обеспечивается подачей напряжения на соответствующие электропневмоклапаны. Гелий из баллонов через электропневмоклапаны подается в управляющие полости пневмоклапанов, пневмоклапаны открываются.

Система регулирования включает регулятор, дроссель, пусковой дроссель. Регулятор является исполнительным агрегатом системы регулирования по тяге и служит для обеспечения управляемого запуска, поддержания заданного режима работы двигателя, его изменения по команде от системы управления. Дроссель является исполнительным агрегатом системы регулирования по соотношению компонентов. Пусковой дроссель обеспечивает изменение соотношения компонентов топлива в камере при запуске.

Система продувки обеспечивает флегматизацию смеси возможных утечек компонентов и их удаление из внутренних полостей двигателя. Система зажигания включает электроплазменные

запальники и служит для воспламенения топлива в камере сгорания и газогенераторе. Гелий для наддува бака окислителя подогревается в теплообменниках. Газообразный водород для наддува бака горючего, питания рулевых машин и турбогенераторной системы электроснабжения отбирается после тракта охлаждения камеры сгорания.

Двигатель оснащен датчиками системы аварийной защиты и диагностики. Для контроля состояния двигателя системой аварийной защиты используются параметры: температура газа перед основной турбиной, частоты вращения роторов основного турбонасосного агрегата и бустерных насосных агрегатов горючего и окислителя, температура газа в запальном устройстве камеры сгорания, осевое перемещение ротора насоса окислителя, перепад давлений в дренажных полостях узла уплотнений между насосами водорода и кислорода, давление управляющего газа в командной полости клапана горючего газогенератора.

Перечисленные параметры используются в системе аварийной защиты по специальным алгоритмам, позволяющим контролировать в процессе работы двигателя изменения как самих параметров, так и некоторых их производных по времени.

Основные параметры двигателя:

Тяга на земле, тс (МН)	147,6 (1,448)
Тяга в пустоте, тс (МН)	190 (1,864)
Удельные импульсы тяги, с:	
на земле	$353,8 \pm 3$
в пустоте	$455,5 \pm 3$
Расход компонентов топлива, кг/с	418
Расход окислителя, кг/с	358
Расход горючего, кг/с	60
Соотношение компонентов топлива	$6 \pm 0,6$
Температура компонентов на входе в двигатель на запуске, К:	
окислителя	80–85
горючего	16–20
Давление компонентов на запуске на входе в двигатель, кгс/см ² (МПа):	
окислителя	$8,3 \pm 0,5$ ($0,814 \pm 0,49$)
горючего	$3,1 \pm 0,4$ ($0,304 \pm 0,39$)
Давление в камере, кгс/см ² (МПа)	210 (20,6)
Геометрическая степень расширения сопла	85,7
Давление в газогенераторе, кгс/см ² (МПа)	408 (40,0)

Компоновка двигателя, представленная на рис. 11.4, выполнена таким образом, что основой ее является камера, на которой

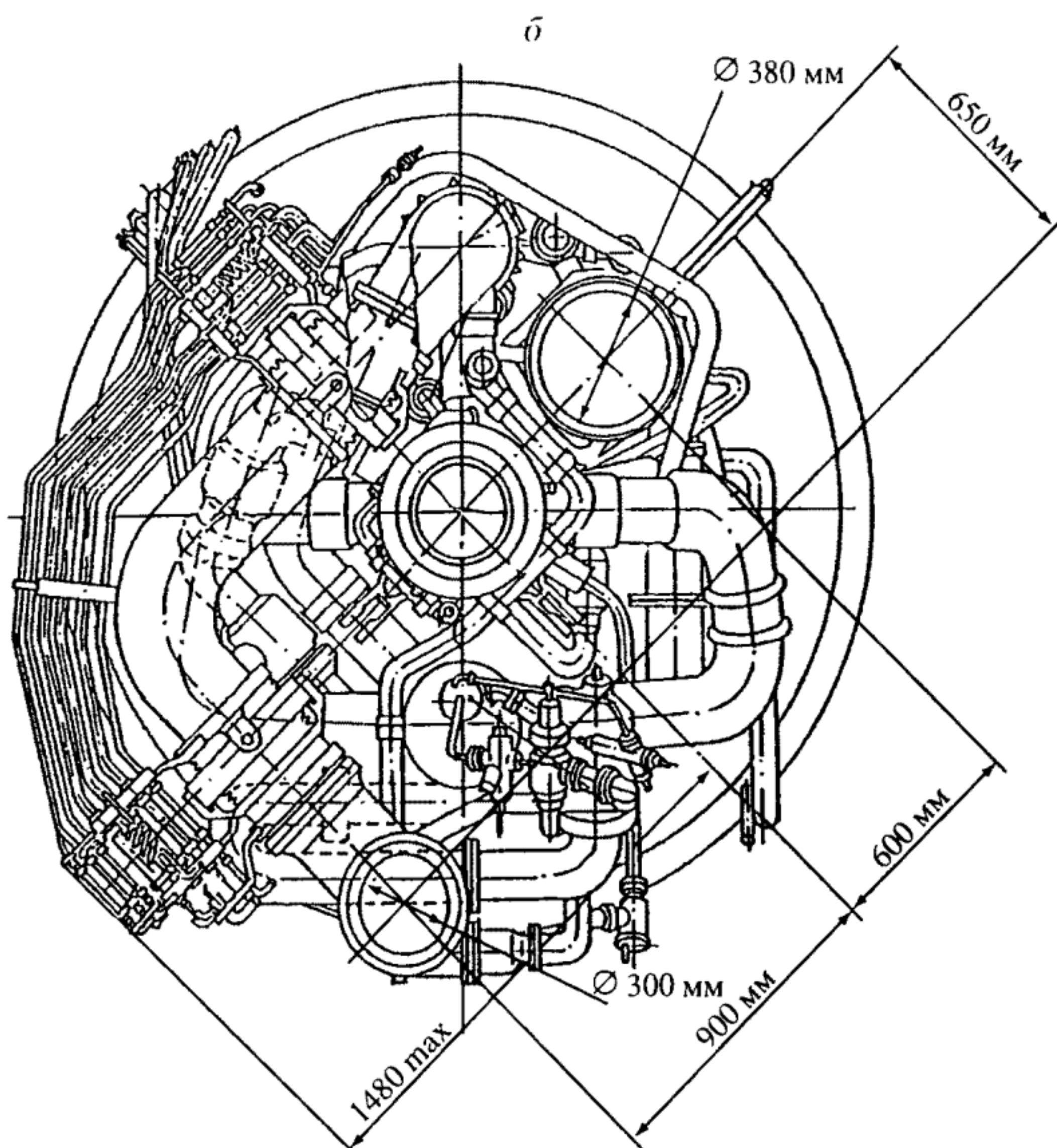
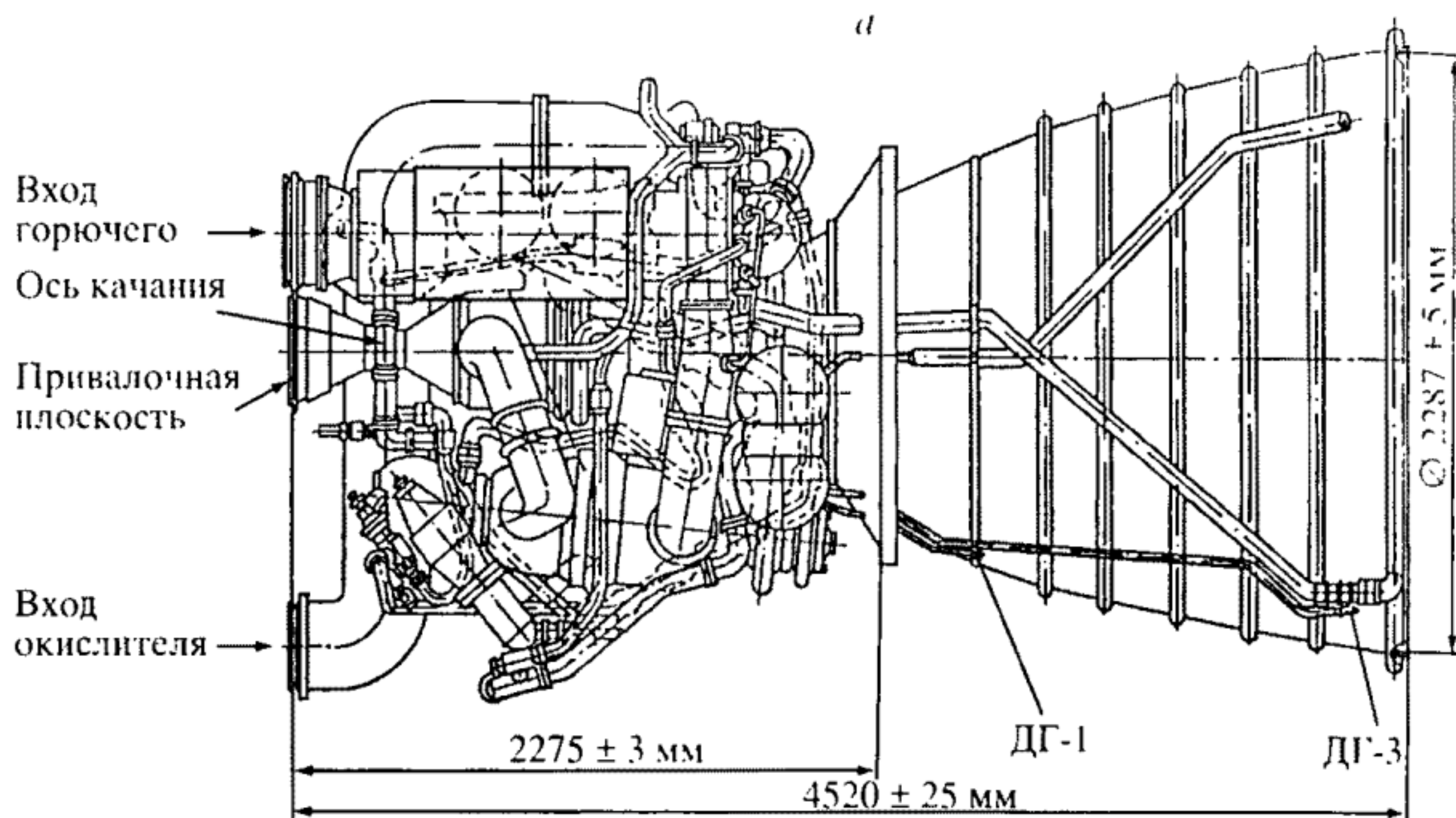


Рис. 11.4. Схема компоновки ЖРД

Проекция: *a* – горизонтальная, *б* – вертикальная

размещаются остальные агрегаты. ТНА соединяется с головкой камеры двумя газоводами, на которых расположены теплообменники подогрева гелия. Газогенератор (ГГ) расположен непосредственно на корпусе турбины. БНА крепятся на кронштейнах, приваренных к камере, имеющей в районе критического сечения силовой корсет. К корсету приварены также два кронштейна, к которым крепятся рулевые машины, осуществляющие поворот двигателя.

Качание двигателя обеспечивается сферической подвеской, которая расположена на головке камеры, и гибкими элементами трубопроводов. Гибкие элементы входных магистралей расположены перед БНА. На головке камеры и газогенератора размещаются запальные устройства. Трубопроводы и агрегаты двигателя имеют универсальные разъемно-сварные соединения, которые могут быть собраны с уплотнительным кольцом конической формы и фланцами или заварены.

На первоначальной стадии отработки большинство соединений выполнялось разъемными, что обеспечивало разборку при дефектации и ремонте. По мере отработки двигателя количество разъемных соединений уменьшалось, что повышало надежность и снижало массу двигателя. Сухая масса двигателя составляет 3450 кг. Намечены мероприятия, которые позволяют снизить ее примерно на 150 кг. “Холодные” агрегаты и трубопроводы двигателей теплоизолируются нанесением пенополиуретана толщиной около 20 мм. “Горячие” элементы закрываются теплоизолирующими чехлами.

Циклограмма работы двигателя. Запуску двигателя предшествует захолаживание, которое делится на следующие этапы:

- заливка двигателя, которая производится во время заправки баков. Вначале подается окислитель, а затем горючее;

- захолаживание циркуляцией, которое обеспечивается разностью плотностей во входных магистралях и магистралях циркуляции. Расход при этом составляет:

по горючему	0,16–0,35 кг/с.
по окислителю	0,5–0,9 кг/с;

- газлифт, при котором в трубопроводы циркуляции подается гелий, что увеличивает скорость жидкости. Расход при этом составляет:

по горючему	0,44–0,56 кг/с,
по окислителю	1,7–2,65 кг/с;

- предварительная вялая раскрутка БНАГ при подаче на турбину ~300 г/с гелия в течение ~30 с. Расход горючего при этом составляет 2–2,5 кг/с.

Длительность захолаживания в стендовых условиях обычно составляет:

по горючему	~30 мин,
по окислителю	~40 мин.

Заливка и захолаживание сопровождается профилактической продувкой КС магистралей “О” и разделительной полости ТНА. Перед запуском вялая продувка магистралей “О” заменяется интенсивной.

Запуск двигателя начинается с интенсивной раскрутки БНАГ и запуска запальных устройств (ЗУ). Факт их запуска контролируется САЗ, которая и дает разрешение на последующие операции. Далее открывается клапан горючего камеры и через 0,6 с – клапаны окислителя и горючего газогенератора и клапан окислителя камеры. Происходит воспламенение компонентов топлива в ГГ и КС двигателя и он за ~ 0,6 с выходит на режим малой тяги (РМТ) с уровнем ~ 25% $P_{ном}$. На РМТ выключаются ЗУ и включается интенсивная продувка линии окислителя ЗУ. Далее двигатель регулятором выводится на предварительную ступень тяги (ПСТ) с уровнем ~50% $P_{ном}$; выключается интенсивная раскрутка БНАГ. Дальнейший вывод двигателя на главную ступень тяги (ГСТ) осуществляется одновременной перенастройкой регулятора и дросселя, что обеспечивает получение номинальных значений K_m и P_k .

После выхода двигателя на главную ступень тяги и начала подъема РН двигатель может дросселироваться до уровня РМТ и работать на этом режиме до выключения двигателей первой ступени, а после выключения двигателей первой ступени – форсироваться до ГСТ. Работа на ГСТ сопровождается при необходимости переключками дросселя по командам от системы управления РН.

Перед выключением двигатель перенастраивается на конечную ступень тяги с уровнем ПСТ или РМТ. При выключении двигателя первоначально закрывается клапан окислителя газогенератора и включается продувка ГГ и камеры. Далее в определенной последовательности закрываются остальные клапаны на линиях питания ГГ и КС.

Турбонасосный агрегат (ТНА) состоит из выполненного в виде единого блока кислородного насоса, водородного насоса и турбины (рис. 11.5). Водородный насос и турбина имеют общий ротор и корпус. Кислородный насос выполнен как самостоятельная сборочная единица и соединяется с валом водородного насоса посредством шлицевой рессоры.

Кислородный насос включает камерную ступень и генераторную ступень повышенного давления. Обе ступени имеют общий

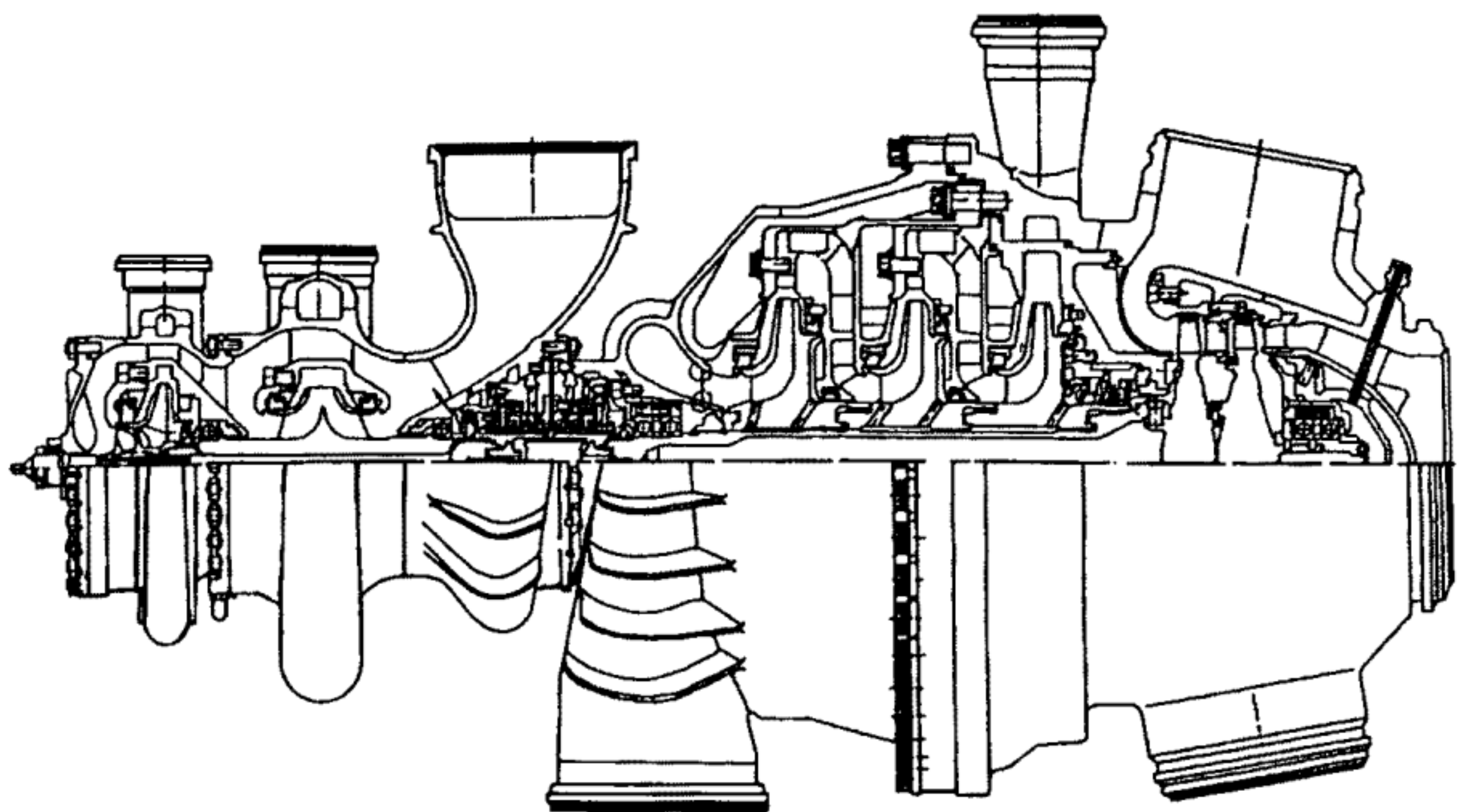


Рис. 11.5. Схема единого блока кислородного насоса, водородного насоса и турбины ТНА

входной патрубков. Кислород ко второй стороне двухсторонней крыльчатки и к крыльчатке генераторной ступени подводится через окна в корпусах отводов.

Двухсторонняя крыльчатка камерной ступени отлита заодно с валом. Крыльчатка генераторной ступени литая с приваренным к ней пятилопастным шнеком. Отводы обеих ступеней насоса четырехканальные, литые с приваренными к ним спиральными коллекторами.

В генераторной ступени выполнено автоматическое разгрузочное устройство для уравнивания осевых усилий на роторе. Конструкция разгрузочного устройства традиционная для КБХА. На основном диске крыльчатки выполнено щелевое уплотнение, ниже щелевого уплотнения выполнена торцевая регулирующая щель.

Уплотнения крыльчаток выполнены с помощью плавающих колец. Уплотнение разъемов кислородного насоса и узла разделения насосов осуществляется металлическими манжетами малого сечения. На рабочие поверхности манжет наносится неметаллическое покрытие. Охлаждение подшипников осуществляется кислородом.

Водородный насос. Трехступенчатый водородный насос состоит из трех с одинаковой проточной частью крыльчаток, двух – с одинаковой проточной частью обратных направляющих аппаратов после первой и второй ступеней и составного двухспираль-

ного отвода – после третьей ступени насоса. Межступенчатые уплотнения и уплотнения крыльчаток со стороны входа выполнены с помощью плавающих колец. Уплотнения на основном диске крыльчаток щелевые. Осевое усилие на роторе уравнивается автоматическим разгрузочным устройством, выполненным со стороны основного диска крыльчатки третьей ступени.

Турбина. Двухступенчатая турбина состоит из корпуса турбины с корпусом подвода и отводящим сферическим коллектором с двумя выходными патрубками, сопловых аппаратов и рабочих колец первой и второй ступеней. Газовый тракт на выходе турбины отделен от насоса экраном, приваренным к двухспиральному отводу насоса. Сопловой аппарат первой ступени приварен к корпусу подвода. Сопловой аппарат второй ступени для обеспечения монтажа разрезан на две части. Уплотнения колес турбины и межступенчатое уплотнение – лабиринтные с металлокерамическими вставками в корпусных деталях. Колеса турбины соединены с валом неразъемным штифтовым соединением.

Корпус подвода и сферический коллектор отвода соединены сваркой между собой и с корпусом отвода насоса. Статор турбины и водородного насоса составляют единую корпусную конструкцию. В зоне насоса статор представляет двухкорпусную конструкцию с внутренним фланцевым разъемом и с работающим под пониженным давлением наружным фланцевым разъемом. Уплотнения разъемов выполнены с помощью сложнопрофильных металлических манжет. Такая конструкция корпусов насоса и турбины позволила производить переборку ТНА в составе двигателя без демонтажа корпуса турбины и соединенных с ним сваркой газогенератора, двух газоводов и отводящего трубопровода водородного насоса.

При сборке усилия затяжки винтов крепления соплового аппарата второй ступени и фланцевых разъемов насоса и винта крепления крыльчатки генераторной ступени кислородного насоса контролируются ультразвуковым методом.

Бустерный насосный агрегат горючего (БНАГ) (рис. 11.6) выполнен шнекоцентробежным и состоит из оседиагонального шнекового колеса и центробежного колеса. Между шнеком и колесом установлен спрямляющий аппарат. Привод насоса осуществляется двухступенчатой турбиной. Турбина осевая, активная, парциальная.

Корпус турбины представляет собой сварной узел. Коллектор подвода газа состоит из четырех автономных секторов (два для подвода гелия и два для подвода газообразного водорода после камеры сгорания), симметрично расположенных по окружности.

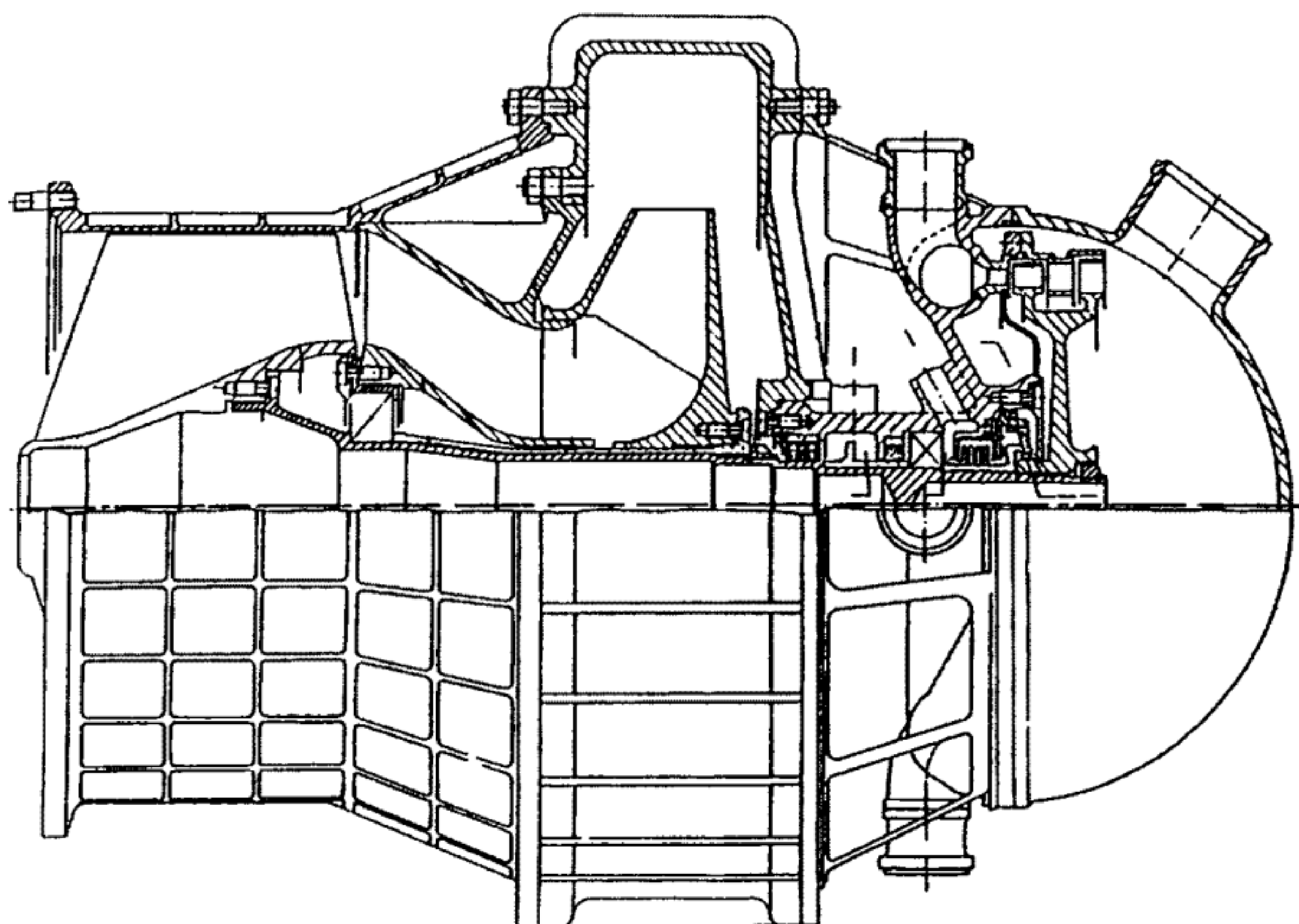


Рис. 11.6. Бустерный насосный агрегат горючего

Уплотнительные устройства БНАГ включают:

- уплотнение, отделяющее газовую полость турбины от полости насоса;
- стояночное торцевое уплотнение;
- уплотнение полости высокого давления крыльчатки;
- уплотнение разъема корпусов.

Уплотнение, отделяющее газовую полость от насосной, обеспечивается подачей в разделительную полость компонента высокого давления, отбираемого после третьей ступени основного насоса горючего. Уплотнение в сторону насоса осуществляется плавающим кольцом, в сторону турбины – щелевым уплотнением.

Для уменьшения утечек компонента из полости насоса в полость турбины на стоянке в конструкции БНАГ предусмотрено стояночное торцевое уплотнение, которое автоматически начинает отключаться при раскрутке ротора БНАГ и при его вращении удерживается в открытом состоянии.

Разъемы между корпусами уплотняются металлическими манжетами.

Ротор БНАГ опирается на два радиально-упорных шарикоподшипника.

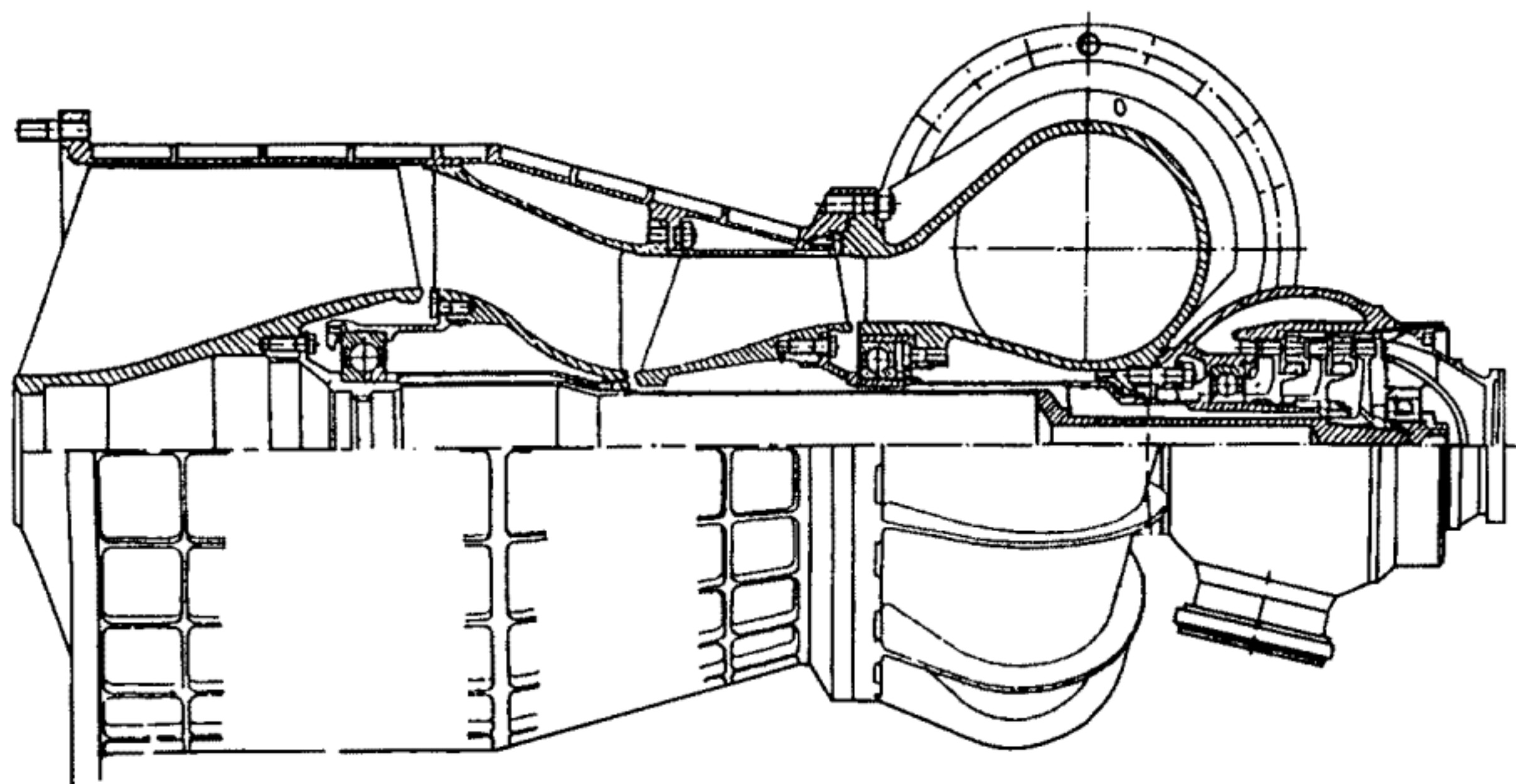


Рис. 11.7. Бустерный насосный агрегат окислителя

Разгрузка ротора от осевых сил осуществляется с помощью разгрузочной пяты.

Бустерный насосный агрегат окислителя (БНАО) (рис. 11.7) представляет собой двухступенчатый осевой насос с приводом от гидравлических турбин. Ступени насоса имеют разную частоту вращения. Первая – тихоходная ступень, приводимая одноступенчатой турбиной, вторая – быстроходная, приводимая двухступенчатой турбиной. Каждый из двух роторов БНАО опирается на два радиальных шарикоподшипника. Роторы разгружены от осевых сил. Для разгрузки осевых сил быстроходной ступени на переходных режимах применен автомат осевой разгрузки.

Газогенератор (ГГ) (рис. 11.8) вырабатывает восстановительный газ, который используется для привода турбины ТНА и затем в качестве горючего дожигается в камере сгорания двигателя. Газогенератор выполнен однозонным с подачей основного расхода топлива через смесительную головку. При однозонной схеме вследствие отсутствия горячей зоны облегчается охлаждение камеры газогенератора, упрощается конструкция агрегата.

В смесительной головке газогенератора применены два типа двухкомпонентных форсунок: струйно-струйные и струйно-центробежные. Форсунки окислителя в периферийном ряду струйные, остальные – центробежные с тангенциальными отверстиями. Такая схема смесительных элементов обеспечивает устойчивый рабочий процесс в газогенераторе, уменьшает возможность попа-

дания окислителя на стенку его камеры. Для повышения устойчивости по отношению к продольным колебаниям и обеспечения требуемой равномерности температурного поля газа в камере газогенератора установлена сферическая антипульсационная решетка. Воспламенение компонентов топлива в газогенераторе осуществляется запальным устройством.

Камера (рис. 11.9) представляет собой неразъемную паяно-сварную конструкцию и состоит из следующих сборочных единиц: газоведа, смесительной головки, корпуса камеры, верхнего сопла, среднего сопла, нижнего сопла, бандаж, труб подачи компонентов, запальника. Газовед состоит из корпуса газоведа, донышка и наконечников. Корпус газоведа выполняется литьем. На газоведе имеется фланец, за который камера крепится к карданному подвесу двигателя. В донышке газоведа выполнено центральное отверстие и утолщение для крепления запальника. Смесительная головка состоит из двух блоков: верхней головки и

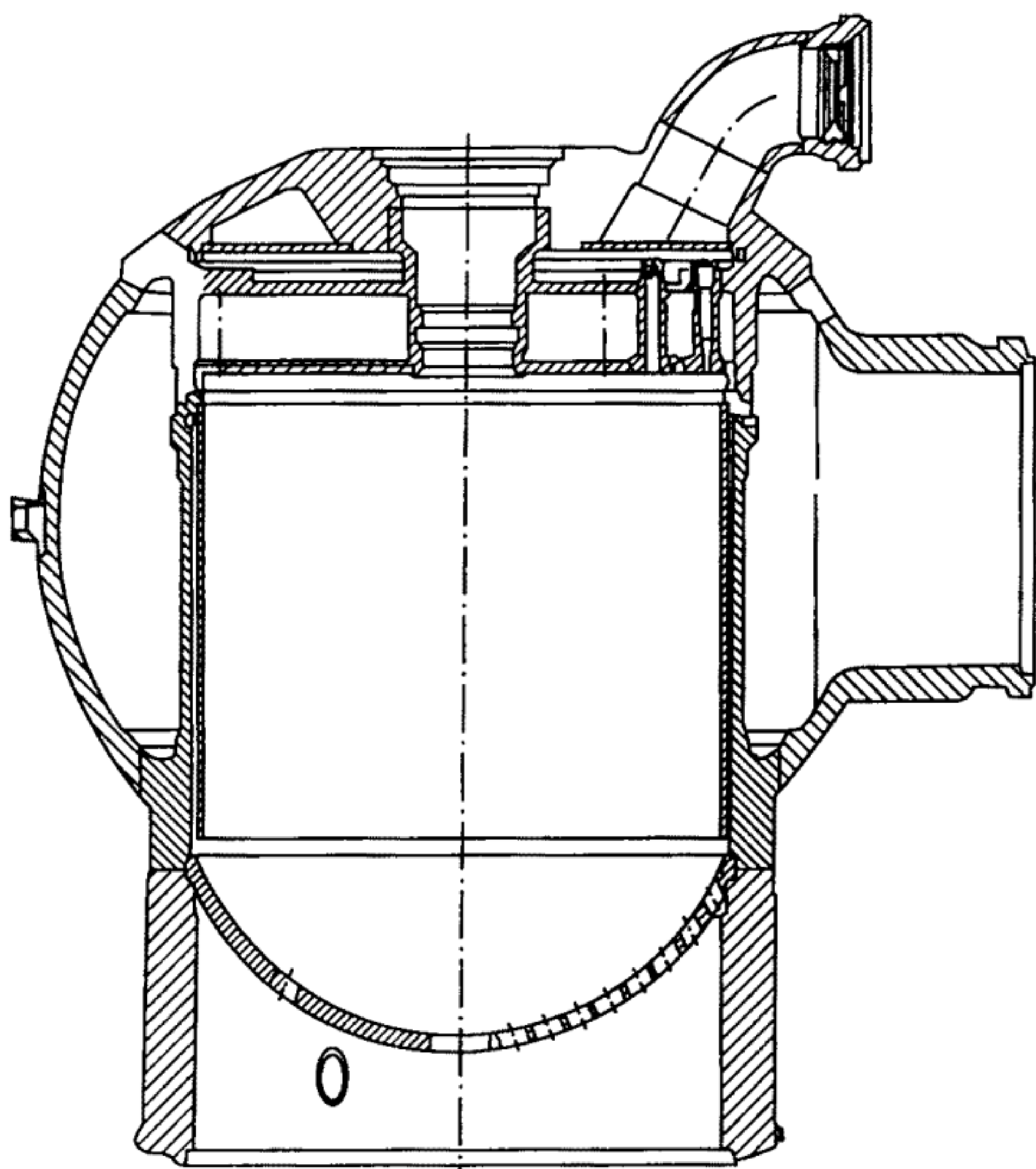


Рис. 11.8. Газогенератор

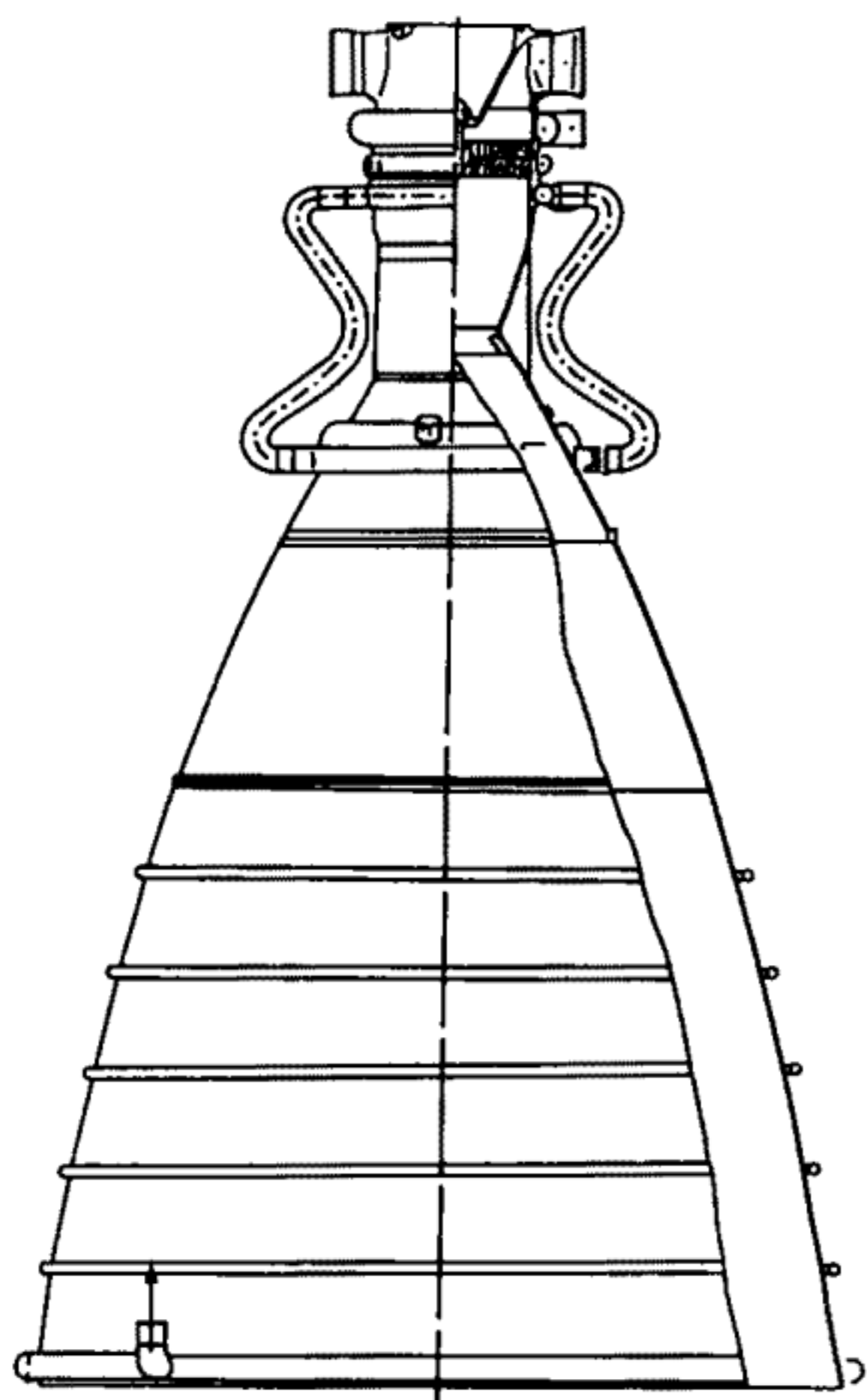


Рис. 11.9. Камера жидкостного ракетного двигателя

нижней головки. Между собой блоки соединяются сваркой. В центре головки фиксируются соединительной втулкой, на внутренней поверхности которой выполнены уступы, центрирующие газовод запальника.

Корпус камеры представляет собой паяно-сварной узел, состоящий из наружной стенки, внутренней стенки, тройников. Верхнее сопло представляет собой паяно-сварной узел и состоит из наружных стенок, кольца, внутренней стенки, коллекторов, тройников. Среднее сопло состоит из наружной и внутренней стенок и колец. Соединение стенок между собой осуществляется с помощью пайки. Нижнее сопло – паяно-сварной узел, который состоит из наружной и внутренней стенок, колец, коллектора, тройников, наконечников, бандажей. Бандажи на

наружной стенке сопла установлены для придания соплу необходимой устойчивости.

Агрегаты автоматики двигателя РД-0120 являются основными исполнительными элементами систем управления, регулирования, продувки.

Система управления служит для обеспечения подачи компонентов в магистрали двигателя при захолаживании, запуске, работе на режиме и отсечки магистралей при останове.

Система включает в себя пневмоклапаны (рис. 11.10), электропневмоклапаны, обратные клапаны, баллоны со сжатым газом.

Система регулирования служит для запуска, вывода двигателя на режим, поддержания заданного режима, обеспечения штатного останова двигателя.

Основные агрегаты системы регулирования – регулятор (рис. 11.11) и дроссель с электроприводами, пусковой дроссель, автоматический клапан, предназначенные для подачи дополнительного расхода водорода на охлаждение сопла камеры на режимах работы двигателя $\pm 50\% P_{\text{ном}}$.

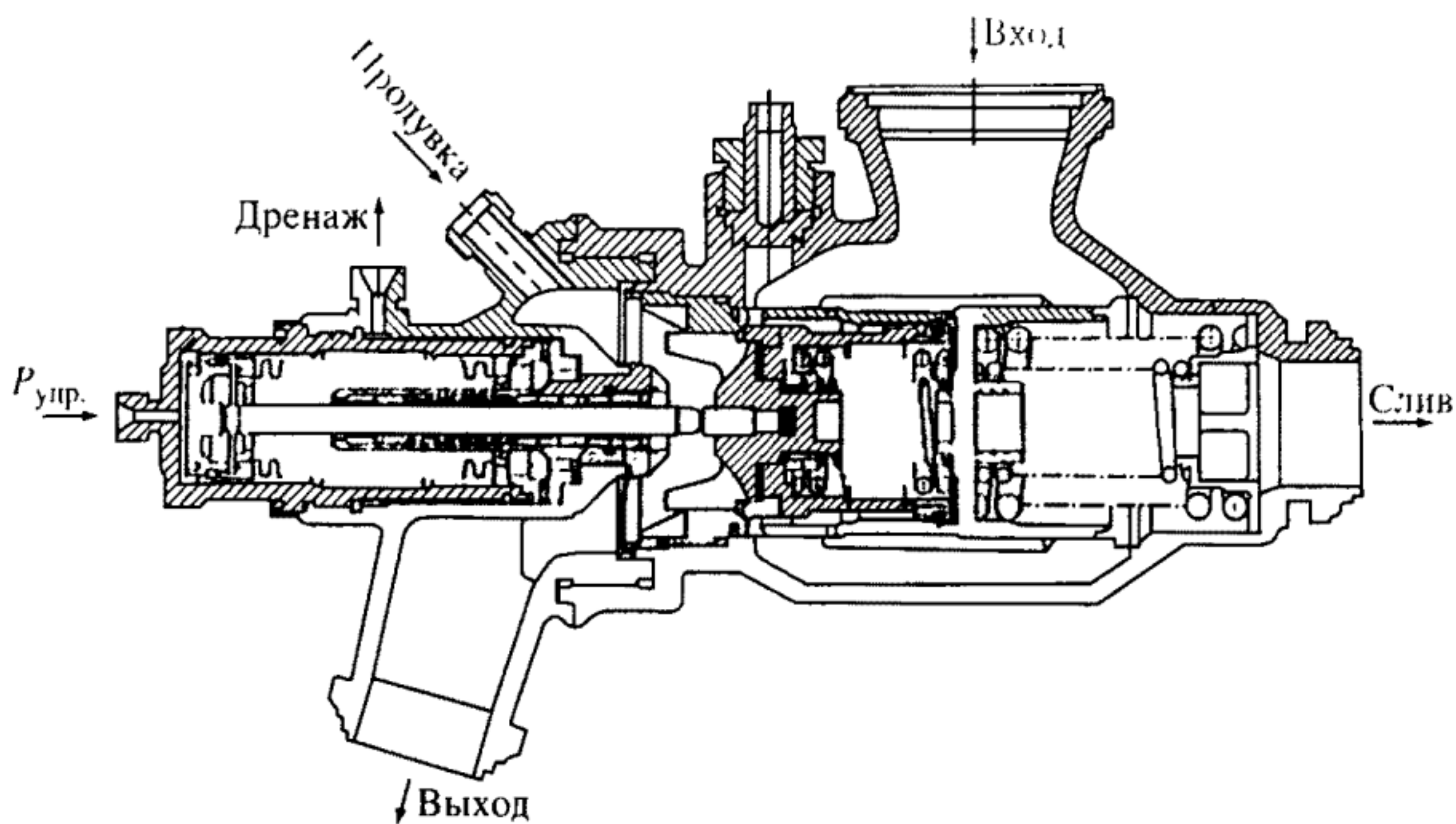


Рис. 11.10. Пневмоклапан

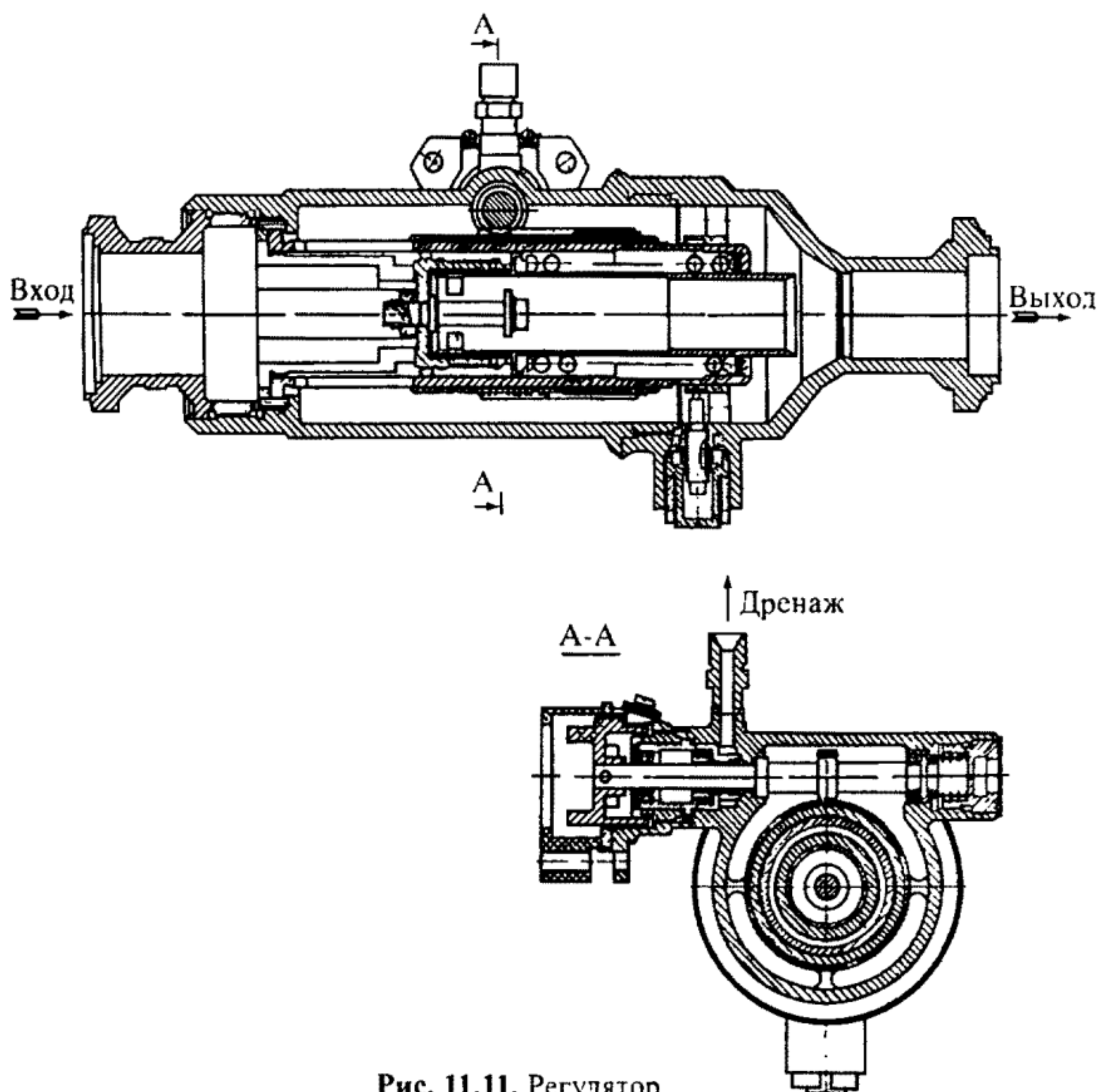


Рис. 11.11. Регулятор

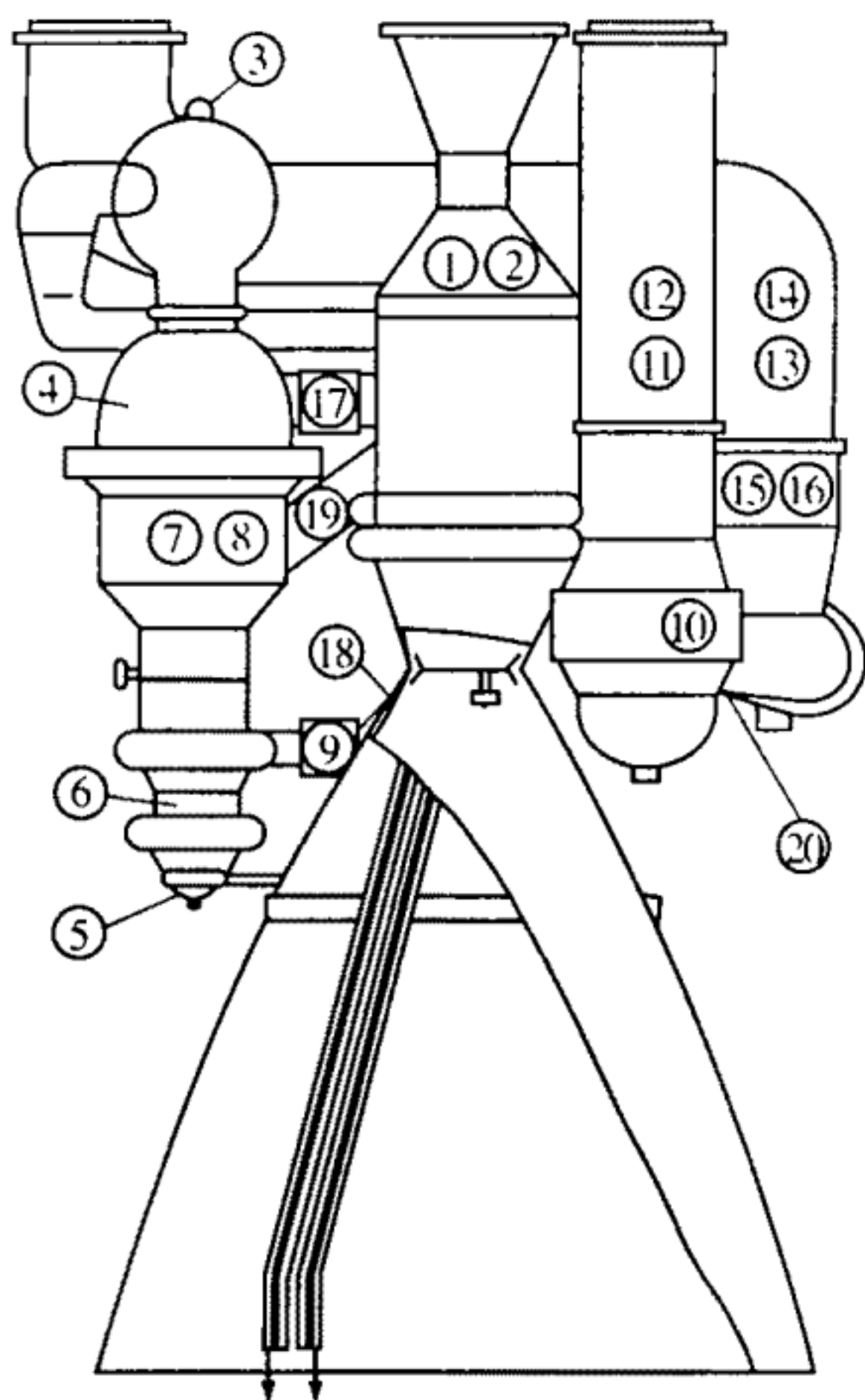


Рис. 11.12. Контрольные точки системы технического диагностирования двигателя

Пояснения см. в тексте

Система продувок предназначена для обеспечения продувки полостей двигателя и агрегатов с целью удаления возможных утечек компонентов топлива и его паров при захолаживании и работе двигателя. Система продувки включает редуктор, электропневмоклапаны, обратные клапаны, предохранительный клапан, баллоны со сжатым газом.

Особенностью создания агрегатов автоматики явилось то, что стендовая база КБХА и родственных предприятий отрасли позволила имитировать практически все рабочие условия работы агрегатов.

Техническое обслуживание двигателя. Для обеспечения исправности и работоспособности двигателя в течение всего срока его хранения и эксплуатации создан комплекс мероприятий по техническому обслуживанию, основным элементом которого является система технического диагностирования (рис. 11.12), включающая в себя три этапа: этап тестового диагностирования – контроля технического состояния (КТС) со стадиями визуального контроля состояния наружных и внутренних поверхностей, контроля герметичности характеристик магистралей питания и продувок, контроля вращения роторов и электроиспытания систем; этап диагностирования по функциональным параметрам; этап оценки результатов тестового и функционального диагностирования.

На этапе тестового диагностирования визуальному контролю состояния подвергаются как наружные элементы (детали, сборочные единицы, сварные и разъемные соединения, кабели, датчики, контровка, теплоизоляция), так и внутренние поверхности и детали (см. рис. 11.12): 1 – стенки сопла и камеры; 2 – форсуночная полость горючего и поверхности газоведа камеры; 3 – лопатки соплового аппарата и колеса I ступени ТНА, внутренние поверх-

ности и детали (см. рис. 11.12): 1 – стенки сопла и камеры; 2 – форсуночная полость горючего и поверхности газоведа камеры; 3 – лопатки соплового аппарата и колеса I ступени ТНА, внутренние поверх-

ности и форсунки, газовые полости; 4 – лопатки колеса II ступени ТНА; 5 – крыльчатка II ступени насоса окислителя ТНА; 6 – крыльчатка I ступени насоса окислителя ТНА; 7 – крыльчатка I ступени насоса горючего ТНА; 8 – крыльчатка II ступени насоса горючего ТНА; 9 – внутренние поверхности дросселя; 10 – лопатки колеса II ступени БНАГ; 11 – внутренние поверхности сильфона агрегата подвода горючего, шнек БНАГ; 12 – сетка фильтра на агрегате подвода горючего; 13 – внутренние поверхности сильфона агрегата подачи окислителя; 14 – сетка фильтра на агрегате подвода окислителя; 15 – шнек ротора I БНА; 16 – шнек ротора II БНА; 17 – внутренние поверхности теплообменника; 18 – внутренние поверхности программного дросселя; 19 – сетка фильтра на выходе из насоса горючего ТНА; 20 – сетка фильтра на подводе к турбине БНА II.

Контролю герметичности и характеристик магистралей питания и продувок подвергаются: двигатель в целом и его сварные и разъемные соединения; теплообменники; наружная, внутренняя и суммарная системы управления; клапаны на линии окислителя; манжеты регулятора и дросселя, клапаны на линии горючего; обратные клапаны; характеристики магистралей питания и продувок.

Контроль вращения роторов и электропитания систем включает в себя: проверку роторов ТНА, БНАГ, БНАО с определением моментов страгивания, с записью виброускорений, напряжения, силы тока, давлений в дренажных выводах; срабатывание регуляторов приводов с регистрацией угла перекладки, скоростей, плавности вращения; системы зажигания с анализом частоты следования разрядки и бесперебойности искрообразования; проверку кабелей с контролем целостности цепей, сопротивления изоляции, сопротивления цепей, функционирования САЗ.

Этап диагностирования по функциональным параметрам включает в себя: регистрацию ММП – медленноменяющихся (давлений, температур, оборотов, расходов и т.д.) и БМП – быстроменяющихся (пульсаций давления, вибраций) параметров; контроль достоверности зарегистрированных параметров; контроль запуска двигателя и его запальных устройств; контроль оценочных параметров и параметров, приведенных к номинальному режиму и номинальным внешним факторам; оценка поведения ММП при запуске и останове; контроль БМП на соответствие максимально допустимым пределам и сравнение со статистическими данными; проверка правильности прохождения и программы срабатывания агрегатов автоматики и выполнения программы испытаний по режиму и времени.

Этап оценки результатов тестового и функционального диагностирования включает в себя: анализ особенностей изготовления двигателя и его агрегатов; назначение мероприятий по устранению выявленных замечаний, отклонений при КТС с учетом особенностей изготовления; проведение при необходимости дополнительного КТС двигателя; выдачу заключения о техническом состоянии двигателя по результатам КТС; выдачу заключения по анализу и оценке параметров предыдущего испытания; принятие решения о допуске к очередному испытанию.

Таким образом, комплексная система технического диагностирования включает контроль технического состояния на основе неразрушающих методов элементов и систем двигателя на этапе изготовления, перед испытаниями и после них; диагностирование двигателя по параметрам испытания; анализ технического состояния с целью определения возможности дальнейшего использования двигателя. Контроль технического состояния проводится за период в несколько рабочих смен бригадой специалистов по двигателю.

Производство двигателя. До середины 1980-х годов на Воронежском механическом заводе и в КБ химавтоматики создана производственно-испытательная база по изготовлению двигателя РД-0120, механосборочные цехи камер и агрегатов подачи, цех общей сборки, участки электрохимической обработки, электронно-лучевой сварки камеры, перфорации смесительных головок, динамической балансировки роторов на режимах, приближенных к натурным, гальвано-химического жаростойкого покрытия, точного литья жаропрочных сплавов и др.

При КБХА создана опытно-производственная база порошковой металлургии для изготовления заготовок крыльчаток и рабочих колес турбин из титановых и жаропрочных сплавов. Создан также комплекс гидрогазодинамических испытаний для проведения исследований и испытаний агрегатов на режимах, приближенных к натурным.

Отработаны уникальные технологические процессы:

- изготовление крупногабаритных бесшовных оболочек сопла импульсным (взрывным) методом в специальных матрицах;
- изготовление паяно-фрезерованных крупногабаритных сопел диаметром до 2400 мм;
- дифференциальная электрохимическая обработка оболочек сопла камеры;
- испытания подшипников в среде жидкого водорода и кислорода;
- ультразвуковой контроль затяжки деталей резьбовых соединений М10-М18 мм в особо ответственных стыках.

Всего отработано свыше 20 уникальных технологических процессов, ранее не существовавших в ракетном двигателестроении.

Уникальные параметры рабочих процессов двигателя потребовали создания и отработки новых марок нержавеющей стали, жаропрочных сплавов, композитных антифрикционных, теплоизолирующих материалов, специальных припоев на базе драг-металлов и т.д. С привлечением НИИ различных отраслей такие материалы были отработаны, налажено их промышленное производство (нержавеющая листовая сталь с шириной листа 2800 мм, жаропрочные трубы с полированной внутренней поверхностью, материалы для криогенной теплоизоляции и т.д.).

В этот период налажено производство специальных комплекующих агрегатов и изделий, специальных подшипников, крупногабаритных (диаметром до 360 мм) многослойных сильфонов, агрегатов зажигания, приводов, датчиков телеметрических измерений и системы аварийной защиты.

Всего по двигателю действует около 10 300 технологических процессов механической обработки, металлургии, сварки, пайки, сборки, испытаний и контроля. Из этого количества около 100 технологических процессов действует в КБХА.

Перспективы использования двигателя. Двигатель может использоваться в качестве базового для создания перспективных двигателей, в частности, работающих на метане или трехкомпонентных.

Возможен вариант совершенствования двигателя РД-0120 в части увеличения тяги и удельного импульса тяги на Земле на 10–14% за счет применения сопловой вставки, удаляемой на заданной высоте полета РН.

Прорабатываются перспективные варианты обеспечения дросселирования двигателя не только без снижения удельного импульса, при уровнях тяги ниже 100%, но даже с повышением его значения на ~10 с относительно значения на номинальном режиме, а также варианты существенного форсирования двигателя без значительных его доработок.

11.3. Решение вопросов обеспечения прочности

Анализ прочности элементов ЖРД. Определяющим в проблеме конструкционной прочности ЖРД является выбор и обоснование применения материала и определение его служебных свойств (см. п. 11.1). Опыт создания современных двигателей, рабочие процессы которых характеризуются высокими уровнями

давлений и температур в агрегатах и системах, высокой напряженностью элементов конструкций при жестких требованиях к удельным массовым характеристикам, показывает, что целый ряд вопросов, возникающих при разработке агрегатов, успешно решается за счет правильного выбора и применения конструкционных материалов (см. п. 11.2).

В особенности это имеет место при разработке кислородно-водородного двигателя, когда водород используется в качестве одного из компонентов топлива. Использование водорода приводит, как известно, к улучшению удельных энергетических характеристик двигателя. Но в связи с применением водорода существенное значение приобретает проблема взаимодействия водорода с конструкционными материалами.

Широкий температурный диапазон работы агрегатов и систем двигателей (от 20 до 1000–1200 К) в сочетании с высокими давлениями и временем работы приводит к достаточно сложным условиям работы агрегатов, которые еще более усугубляются взаимодействием материалов с водородом и продуктами его сгорания. Поэтому оценка пригодности материалов для работы в конкретных эксплуатационных условиях в соответствии с п. 11.1 должна быть комплексной и включать в себя сведения как по стандартным механическим характеристикам, так и дополнительные данные по длительной прочности, мало- и многоцикловой усталости, вязкости разрушения, скорости докритического роста трещин и др. Определенное значение имеют и физические характеристики системы “металл–водород” – коэффициенты диффузии, проницаемости и др.

Информация по механическим характеристикам в среде водорода получается обычно путем испытания гладких образцов (Г) и образцов с концентраторами напряжений (К) на специальных установках, позволяющих создать в испытательных камерах среду газообразного водорода при определенном давлении и температуре.

Наиболее полная информация по механическим свойствам материалов получается в результате испытаний до разрушения Г- и К-образцов:

- при комнатной температуре и фиксированном давлении (статическое и циклическое нагружения);
- при повышенной температуре и фиксированном давлении (статическое и циклическое нагружения);
- при комнатной температуре после предварительного насыщения образца в среде газообразного водорода при повышенной

температуре и определенном давлении в течение заданного времени насыщения (статическое и циклическое нагружения);

– при низких температурах до 20 К (статическое и циклическое нагружения).

Специальными видами испытаний являются испытания на многоцикловую усталость, а также испытания для получения параметров механики разрушения (вязкости разрушения, скорости докритического роста трещин и др.). В последнем случае форма и размеры испытываемых образцов определяются на основании подходов механики разрушения; при этом образцы обязательно должны содержать начальную трещину.

Важно иметь в виду, что для определения зависимости механических характеристик материалов от концентрации водорода в металле необходимо проведение, как минимум, двух испытаний образцов при различных давлениях среды: лучше всего, если эти давления будут существенно отличаться примерно в 4 раза, например 100 и 400 кгс/см² (9,81 и 39,2 МПа). Скорость деформации при испытаниях должна быть минимальной, например 0,1–1,0 мм/мин: ее значение устанавливается предварительными испытаниями, исходя из наибольшего влияния скорости на снижение механических характеристик, особенно пластичности материала.

Следует отметить, что проведение испытаний в водороде – достаточно сложная техническая задача. Для проведения таких испытаний в нашей стране созданы специальные стендовые системы, позволяющие провести статические и циклические испытания образцов в среде водорода при различных параметрах рабочей среды. В этом направлении были проведены значительные экспериментальные исследования. Имеющиеся экспериментальные данные позволяют не только качественно, но и количественно оценить влияние водорода на характеристики материалов.

В результате выполненных исследований были установлены закономерности водородного охрупчивания (ВО) стали и сплавов при контакте с водородом, заключающиеся в следующем:

1. Среда газообразного водорода и предварительно введенный в металл водород вызывают наибольшее ВО в диапазоне температур 120–470 К: минимальное значение характеристик пластичности материала имеют место, как правило, при комнатной температуре.

2. Наиболее чувствительными к среде газообразного водорода при комнатной температуре являются характеристики механических свойств, связанные с протеканием значительных пластических деформаций (поперечное сужение ψ_k , истинное сопротив-

ление разрыву S_k , прочность образца σ_B^H , а также малоцикловая усталость (МЦУ) и скорость роста трещин (СРТ).

3. Эффект ВО в газообразном водороде при комнатной температуре является обратимым и не зависит от продолжительности выдержки в водороде; при высоких температурах этого может и не быть.

4. ВО возрастает с увеличением уровня напряженности, жесткости напряженного состояния и зависит от скорости деформации.

5. В среде газообразного водорода высокого давления в области температур, близких к эксплуатационным, наблюдается уменьшение пластичности и относительно небольшое – прочности при испытаниях на растяжение многих сплавов на основе железа, никеля и кобальта.

Стали с мартенситной и переходной аустенитно-мартенситной структурой подвержены значительному ВО. Стали со стабильной аустенитной структурой отличаются высокой стойкостью в среде газообразного водорода. Тенденция к ВО у них заметно увеличивается при уменьшении никелевого эквивалента ниже 25%.

Для предотвращения ВО рекомендуется:

- при проектировании деталей избегать образования зон пластической деформации ($\geq 0,5\%$), исключить надрезы, галтели малого радиуса и другие достаточно высокие уровни концентрации напряжений (трещин, дефекты в корне сварных швов и т.д.);

- использовать при проектировании материалы, невосприимчивые к ВО;

- применять защитные покрытия из материалов, не восприимчивых к ВО – меди, серебра, золота (до определенных температур), а также наплавки из материалов, стойких к среде водорода.

Опыт проектирования и доводки двигателей позволил установить из всего многообразия механических характеристик материалов две характеристики, достаточно полно учитывающие влияние газообразного водорода на служебные свойства материалов. Это – пластичность материала (поперечное сужение ψ_k) и истинное сопротивление разрыву S_k .

Разработанные в упомянутых в п. 11.2 КБ математические модели и построенные для описания процессов деформирования уравнения и их характеристики позволяют использовать их для расчетной оценки прочности элементов конструкций ЖРД, а также для обобщения опытных данных и их распространения на условия эксплуатации, отличные от условий проведения экспериментов.

Следует однако отметить, что было бы полезным, наряду с продолжением исследовательских работ в области ВО, создание специальных справочных пособий и методических рекомендаций по проблеме ВО. Это будет способствовать повышению уровня проектирования и надежности не только ЖРД, но и других создаваемых изделий.

Следующим важным этапом в системе отработки прочности современных двигателей является выбор исходных данных для проектирования и расчета на прочность (см. рис. 11.1). Обычно для этой цели формируются “данные для расчета на прочность” на основе учета основных сочетаний внешних факторов и параметров регулирования; эти данные, как правило, должны быть жестче, чем на любом из расчетных режимов в диапазоне регулирования. “Данные...” включают в себя информацию по максимальным значениям давлений, усилий, температур в агрегатах и системах двигателя на стационарных и переходных режимах работы. “Данные...” получаются расчетным путем из анализа принципиальной схемы двигателя с учетом базовых характеристик агрегатов.

В комплекс исходных данных должны также входить температурные поля элементов на стационарных и переходных режимах. Эти данные используются при определении необходимых механических свойств материалов, температурных напряжений и решении вопросов малоциклового усталости элементов конструкций. При расчете принимается наихудшая для прочности комбинация силовых и температурных нагрузок. “Нормы прочности” удовлетворяются в расчетах по “данным для расчетов на прочность”; при этом минимальные коэффициенты запасов по пределу прочности или несущей способности составляют 1,4–1,5.

С точки зрения надежности могут быть заданы также режимы в гарантийном диапазоне регулирования (“гарантийные режимы”), при которых должна сохраняться работоспособность двигателя. Для “гарантийных режимов” запасы должны быть не меньше 1.

Помимо статических нагрузок, определение которых не вызывает больших затруднений, в конструкции двигателя имеют место и значительные динамические нагрузки, обусловленные пульсациями давления в трактах двигателя, высокими окружными скоростями рабочих колес агрегатов подачи, процессами горения и другими факторами. Динамические нагрузки могут быть определены экспериментально при испытаниях двигателя. К сожалению, установить значения динамических нагрузок расчетным путем крайне сложно, и это удастся сделать в очень редких случаях. Основные рекомендации по данному вопросу сводятся к тому, что в качестве

дополнительной динамической нагрузки можно принимать величины, равные примерно 10–15% от статической нагрузки.

Можно также дать оценку динамическим нагрузкам от пульсаций давления Δp , исходя из соотношения

$$\Delta p = k \rho u^2, \quad (11.26)$$

где ρ – плотность среды; u – скорость; эмпирический коэффициент $k \approx 0,05 \div 0,15$.

Эти соотношения позволяют оценить пульсацию давления, например, на периферии рабочего колеса насоса.

Поскольку гидрогазодинамические процессы являются, как правило, высокочастотными, число циклов переменных напряжений в элементах конструкции за один рабочий цикл двигателя достигает больших значений – порядка 10^5 – 10^6 . В комбинации с высокими статическими напряжениями или упругопластическими деформациями, которые могут достигать 1–3% в зонах концентрации напряжений, наличие переменных напряжений приводит к разрушениям усталостного характера – как малоцикловым, так и многоцикловым.

Опыт показывает, что достаточно трудно выделить только один тип разрушения; на практике, как правило, имеют место разрушения, обусловленные комбинацией различных типов – статические, мало- и многоцикловые, обусловленные длительной прочностью, влиянием активных рабочих сред и др. Анализ разрушений элементов конструкций ЖРД в условиях эксплуатации всегда представляет очень важную проблему, на которую обращается достаточно серьезное внимание.

Именно анализ разрушений позволяет более или менее объективно сформулировать причины дефектов, построить модели разрушения, наметить и реализовать определенные мероприятия по устранению дефектов. Это положение носит общий характер; следует подчеркнуть, что от реализации этого положения зависит очень многое, в том числе и возможность дальнейшей эксплуатации двигателей. Проблема, помимо технической, приобретает и довольно серьезное экономическое значение, поскольку речь идет о технических системах чрезвычайно высокой стоимости.

При разработке двигателей и его элементов важное значение приобретает достаточно подробный расчетный анализ напряженно-деформированного состояния (НДС) элементов конструкций ЖРД. Необходимость такого анализа обусловлена высокими значениями параметров современных двигателей и существенной напряженностью их конструктивных элементов (см. пп. 11.1; 11.2).

За последние годы в области расчетов на прочность в отечественных КБ и НИИ достигнуты определенные результаты. Разработаны и внедрены в практику уточненные расчеты на прочность элементов камеры сгорания, газогенераторов, форсуночных головок, корпусных элементов агрегатов подачи, рабочих колес турбин и насосов, устойчивости сопл, динамики сопл и др. Ряд методик доведен до уровня отраслевых стандартов. В расчетах НДС элементов конструкций двигателей наряду с обычными методами, основанными на решении упругих и упругопластических задач теории стержней, пластин и оболочек, широкое применение нашел метод конечных элементов (МКЭ), в том числе и для задач контактного взаимодействия (фланцевые соединения и др.).

Для оценки прочности и работоспособности элементов конструкций двигателей используются также деформационные и силовые критерии разрушения, основанные на введении в расчет таких характеристик материалов, как пластичность и истинное сопротивление разрыву, а также критерии трещиностойкости, следующие из механики разрушения. Особенно эффективным является применение указанных критериев для элементов конструкций ЖРД, работающих при криогенных температурах и взаимодействующих с газообразным водородом. Разработанные в КБХА и ЦНИИМАШ на этой основе методы оценки прочности и долговечности показали удовлетворительное соответствие с опытными данными и используются для практических расчетов.

Важным вопросом обоснования и подтверждения прочности конструктивных элементов двигателя является проведение комплекса экспериментальных исследований. Основная задача исследований — уточнение расчетных моделей, подтверждение результатов расчета и оценки несущей способности элементов конструкций ЖРД. К таким исследованиям, прежде всего, следует отнести проведение контрольно-технологических испытаний (КТИ). Опрессовка при КТИ классифицируется как неразрушающий способ испытаний. Выбор величины опрессовки для агрегата, имеющего широкий диапазон силовых и температурных нагрузок, весьма затруднен в смысле установления одного значения давления опрессовки для всей конструкции. Нежелательным является в данном случае как перенагрузка, так и недогрузка элементов в различных сечениях.

Из опыта проведения КТИ можно рекомендовать снижение давления опрессовки практически до максимальной рабочей нагрузки (превышение не более 5%), а выбор конкретных параметров КТИ целесообразно проводить по усредненным силовым и температурным нагрузкам для всей сборочной единицы. Это от-

носятся в основном к элементам камеры. Для определения давления гидроопрессовки используется зависимость

$$P_{го} = P_{\max \text{ раб}} (1,05 \div 1,15) \frac{\sigma_{\text{в}}^{90^{\circ}\text{C}}}{\sigma_{\text{в}}^t}, \quad (11.27)$$

где $P_{\max \text{ раб}}$ – максимальное рабочее давление, $\sigma_{\text{в}}^{90^{\circ}\text{C}} / \sigma_{\text{в}}^t$ – температурный коэффициент по пределам прочности ($\leq 1,0$); коэффициенты 1,05–1,15 учитывают запас на опрессовку.

Для деталей, работающих в криогенной среде, выбор давления гидроопрессовки производится обычно без учета изменения температуры, то есть

$$P_{го} = P_{\max \text{ раб}} (1,05-1,15). \quad (11.28)$$

Для проверки прочности стыков выполняется опрессовка всего агрегата, но обычно несколько сниженным давлением по сравнению с давлением опрессовки для входящих сборочных единиц.

Для определения несущей способности (разрушающего давления) агрегата проводятся контрольно выборочные испытания (КВИ) до разрушения представителя от партии агрегатов (деталей, сборочных единиц), а также тензометрические исследования НДС.

На основе изложенного выше рассмотрены основные проблемы прочности, имевшие место при отработке кислородно-водородных двигателей. Эти проблемы в той или иной степени связаны также с решением материаловедческих и технологических вопросов.

Прочность сопла камеры сгорания, обеспечение газодинамических характеристик, прочности, жесткости и устойчивости сопел ЖРД является комплексной проблемой, опирающейся на решение целого ряда задач газодинамики, теплофизики, прочности и многих других. Эти решения являются теоретическим обоснованием не только работоспособности, но и долговечности элементов конструкции сопел при эксплуатации двигателей в земных условиях и в условиях полета.

Исходными для анализа прочности являются нагрузки, действующие на сопла. Конструкцию и геометрию тракта охлаждения сопла в значительной степени определяет межрубашечное давление. Величина этого давления может быть достаточно большой, до нескольких сотен атмосфер.

Температурное нагружение элементов тракта охлаждения сопла обусловлено неравномерным распределением температур по толщине пакета оболочек, образующих сопло. Температурные

напряжения в элементах сопла (наружной оболочке, ребрах, внутренней оболочке) определяются, в основном, разностью средних температур указанных элементов и, наряду с напряжениями от межрубашечного давления, являются определяющими при оценке прочности конструкции.

На сопло при работе в земных условиях действует перепад давлений, вызванный разностью давлений, действующих на внешнюю и внутреннюю поверхности сопла. Давления на внешнюю поверхность – это, в основном, атмосферное давление. Внутреннее давление зависит от степени расширения сопла и может достигать значений порядка $\sim 0,03 \div 0,3 \text{ кгс/см}^2$ (0,003–0,03 МПа).

Перепад давления, действующего на сопло, является переменным по его длине. В ряде случаев перепад давления определяется не только величиной атмосферного давления; при испытаниях в земных условиях на внешнюю поверхность сопла действует дополнительная нагрузка в виде акустического давления (до 170–175 Дб).

При определении расчетных значений перепадов давления акустические нагрузки на сопло следует принимать во внимание, при этом необходимо учитывать и режим работы двигателя. При испытании сопло двигателя может работать в режиме перерасширения, который реализуется в условиях запуска и останова. Такие условия работы сопла сопровождаются появлением поперечной составляющей силы тяги, называемой еще боковой нагрузкой. Появление пульсирующей поперечной составляющей связано, как показывают исследования, с флуктуациями давления в зоне отрыва потока в сопле, которые имеют случайный широкополосный характер с равномерной спектральной плотностью в низкочастотном диапазоне.

Наряду с широкополосной нагрузкой при переходных режимах на конструкцию действуют импульсы силы. Уровень этих импульсов на переходных режимах достаточно высок, причем, как показывают результаты исследований, максимальные значения бокового усилия имеют место на режимах запуска, останова, а также при переключках по давлению и соотношению компонентов при заметном уровне регулирования.

Значения боковых усилий (импульсных) доходят до 2,0–2,5 тс (19,6–24,5 кН) и более. Здесь важно отметить, что в связи со статистической природой боковых сил указать на сопле место приложения этой силы довольно затруднительно. Это можно сделать только приблизительно, с учетом режима работы сопла.

При экспериментальной оценке боковых усилий их значения лучше относить к срезу сопла, придавая, таким образом, некоторую определенность в приложении этой нагрузки.

Как дополнительные нагрузки на сопло следует рассматривать газодинамические поверхностные нагрузки, обусловленные работой сопла в связке из трех-четырех двигателей, а также в связи с качанием двигателей и приближением сопел друг к другу.

При выборе конструкционных материалов для сопла приходится рассматривать целый спектр вопросов, в том числе и технологических, связанных с формообразованием сопла. Многое при выборе материала зависит от температурного состояния стенок сопла. При относительно малых температурных перепадах возможно использование сталей и сплавов аустенитного класса, обладающих высокой пластичностью. При этом обеспечивается достаточно высокая долговечность элементов конструкции сопла.

Наличие больших температурных перепадов требует применения более прочных конструкционных материалов. Однако в этом случае могут возникнуть проблемы, связанные с долговечностью конструкции. Более высокая чувствительность таких материалов к концентрации напряжений, более сильное влияние водорода на пластичность и разрушающее напряжение могут накладывать ограничения на применение в конструкции сопла материалов высокой прочности. Технологические вопросы в данном случае также играют не последнюю роль.

Как показывает опыт отработки кислородно-водородных двигателей, сопла после огневых испытаний в земных условиях могут приобретать остаточную овальность. Такое формоизменение не может быть следствием действия на сопло только перепада давления.

Как показывают результаты исследований, проведенных в КБХА и на других предприятиях, причиной появления остаточной овальности (в ряде случаев весьма существенной) является достаточно высокий уровень перепада температур ΔT , температурных напряжений в стенках сопла и появление соответствующих упругопластических деформаций ($\epsilon \sim \alpha \Delta T$, α – коэффициент температурного расширения), а также наличие на переходных режимах бокового усилия, действующего на сопло.

Именно эти обстоятельства приводят к необходимости детального анализа проблемы устойчивости и деформативности сопла. Прежде всего, необходимо определить величину бокового усилия. Это лучше всего выполнить при огневых испытаниях двигателя, закрепленного за сопло при помощи тросов. В тросы должна быть вмонтирована система силоизмерения, регистрирующая ста-

ическую и динамическую составляющие бокового усилия. Методика таких экспериментов разработана в КБХА и реализована при испытаниях двигателей.

Кроме этого, должно быть исследовано (расчетным путем или экспериментально) тепловое состояние элементов сопла.

Далее проводится расчет силовых и температурных напряжений в сопле. Если эти напряжения не превышают пределов текучести используемых материалов ($\sigma_t < \sigma_t$), проблема устойчивости сопла является упругой. Разработанные методы расчета позволяют в этом случае определить критическое давление, при котором сопло теряет устойчивость, в том числе с учетом подкрепления силовым набором в виде бандажей (колец) жесткости. Размеры бандажей и расстояние между ними устанавливаются, исходя из условия обеспечения устойчивости пролетов между бандажами и пакета оболочек с подкреплением в целом. В решении задачи обеспечения упругой устойчивости сопла обычно не возникает сложных проблем. Формоизменение сопла при действии боковой силы, если сопло остается все время упругим, происходит также упруго; остаточных деформаций сопла при этом не наблюдается.

Совершенно иная картина имеет место в случае, если материалы оболочек сопла работают в пластической области. Для этого случая были разработаны методы расчетного анализа устойчивости и формоизменения сопла под действием бокового усилия. Расчеты показали, что для сопла кислородно-водородного двигателя в оболочках и бандажах жесткости имеют место пластические деформации, если элементы конструкции выполнены из аустенитной стали 12Х18Н10Т с пределом текучести $\sigma_t \cong 20 \text{ кгс/мм}^2$ (196 МПа). При наличии пластических деформаций жесткость сопла существенно снижается.

Вместе с тем расчеты показывают достаточные запасы по устойчивости ($K_y \geq 3,0$) даже при наличии пластических деформаций. Однако при этом сопло становится достаточно чувствительным к боковым усилиям.

Результаты исследований несимметричного формирования сопла показывают, что если на конструкцию действует несиммет-

ричная нагрузка вида $P(\varphi) \sim \sum_{n=1}^{\infty} a_n \cos n\varphi$, то конструкция сопла

оказывается наиболее податливой к формоизменению в виде эллипса ($n \cong 2$). Этот результат хорошо подтверждается опытом эксплуатации двигателей. Овальность "пластического" сопла может достигать больших значений. В зависимости от места приложения бокового усилия овальность $\Delta D = D_{\max} - D_{\min}$ будет увеличиваться.

если усилие прикладывается ближе к срезу сопла. Значения Δl могут достигать до ~100 мм и более.

Важно отметить влияние режима работы двигателя на овальность сопла. При выходе на режим меньше номинального (~50%) температура и нагрузки на оболочки сопла несколько снижаются, соответственно уменьшаются и пластические деформации. Бандаж в этом случае остается упругим. Это повышает жесткость сопла и снижает его овальность при действии бокового усилия. В КБХА проводилось также исследование влияния повторности нагружения на устойчивость сопла и его формоизмерение. Для сопла в пластичном состоянии при наличии начальных неправильностей типа вмятин происходит их прогрессирующее увеличение. Аналогичным образом увеличивается овальность сопла под действием бокового усилия по мере увеличения числа циклов нагружения. Это также подтверждается опытом эксплуатации двигателей.

Прочность коллекторов и компенсаторов. При испытаниях двигателя имело место разрушение коллекторов высокого давления камеры по сварному соединению. Коллекторы выполнены из стали ВНС-25 (ЭП810-ВД) с пределом прочности ≥ 932 МПа, пределом текучести ≥ 834 МПа, поперечным сужением $\geq 60\%$. Уровень напряженности невелик, примерно 294–343 МПа. Даже при наличии газообразного водорода и температуры, близкой к комнатной, такие напряжения не должны приводить к разрушению конструкции.

Однако в действительности после четырех-пяти циклов нагружения имело место разрушение сварных соединений коллекторов. Причина разрушения заключалась в том, что в зоне сварного соединения с внутренней (неконтролируемой) стороны образовался “технологический подрез”, представляющий собой впадину глубиной до 0,5 мм, образованную внутренним проплавом сварного шва и наклонной стенкой основания коллектора. Радиус кривизны во впадине достиг значения 0,05 мм. Естественно, что этот технологический надрез играл роль очень сильного концентратора напряжений (коэффициент концентрации $\sim 5\div 6$). Именно концентратор и явился источником разрушения.

Наличие локальных пластических деформаций в зоне концентратора привело в действие механизм дислокационно-диффузионного переноса водорода в металл и снизило пластичность материала, причем довольно существенно (в 4–5 раз). Это привело к водородному охрупчиванию стали ЭП810-ВД и преждевременному разрушению соединения. Расчеты полностью подтвердили рассмотренный механизм разрушения. Следует также отметить, что для обеспечения работоспособности стали ЭП810-ВД в среде

газообразного водорода содержание мартенситной составляющей в структуре стали не должно превышать 85%. Поэтому для материалов мартенситного пояса всегда необходим контроль фазового состава материала после термообработки.

В рассматриваемом случае проблема обеспечения прочности компенсаторов была решена путем уменьшения концентрации напряжений и создания в зоне сварного соединения барьерной наплавки из аустенитного материала ИС-39 (03Х19Н15Г6М2АВ2). Указанные мероприятия были подтверждены экспериментальными исследованиями образцов и натурных конструкций коллекторов в среде газообразного водорода высокого давления.

Следует рассмотреть еще один случай разрушения коллектора камеры. В данном случае речь идет о коллекторе малого диаметра, выполненного из сплава ЭП666, имеющего $\sigma_b \cong 981$ МПа, $\sigma_{0,2} \cong 587$ МПа, $\psi_k \cong 30\%$.

Коллектор нагружен давлением газообразного водорода, напряжение в нем не превышает 196 МПа. Разрушение коллектора в виде продольной трещины связано с тем, что материал коллектора был подвергнут пескоструйной обработке, при этом была нарушена целостность поверхности металла, что облегчило проникновение водорода в металл в зонах микроконцентрации и его последующее разрушение. Задача по данному коллектору была решена введением глубокой электрополировки поверхности металла.

Прочность арматуры. При решении вопросов прочности арматуры питания двигателя важными оказались исследования некоторых типов трубопроводов, имеющих сварные соединения с заложенными заранее, при сварке, непроварами глубиной до 3,0–3,5 мм. Эти непровары определялись конструкцией сварного соединения и видом сварки.

Подобные конструктивно-технологические дефекты создают существенную концентрацию напряжений в соединении, хотя уровень номинальных окружных напряжений не превышает 587 МПа, а осевых — порядка 294 МПа.

Проведенные оценки прочности и долговечности подобных соединений на основе деформационных и силовых критериев разрушения, а также механики разрушения, позволили установить, что для применяемых конструкционных материалов и сварных проволок аустенитного класса при указанном уровне напряженности прочность и долговечность сварных соединений трубопроводов обеспечивается даже при наличии дефектов типа щелей непроваров.

Следует также обратить внимание на проблемы прочности и долговечности труб малого диаметра. Их ресурс в значительной

степени определяется качеством их внутренней поверхности (наличием рисок и других дефектов), поэтому наиболее оптимальными в этом смысле являются трубы с полированной внутренней поверхностью.

Важным вопросом, связанным с трубопроводами двигателей, являются исследования их компенсирующей способности. Работа трубопровода при повышенных и криогенных температурах приводит к появлению температурных напряжений в сечениях трубопроводов и к дополнительным силовым нагрузкам на агрегаты. В КБХА были разработаны соответствующие методики расчетов трубопроводов на самокомпенсацию, в том числе с учетом податливости опор. Анализ результатов расчетов и экспериментальных исследований показывает, что при обычной принятой схеме компоновки трубопроводов температурные напряжения в сечениях и дополнительные нагрузки на агрегаты сравнительно невелики, и они не оказывают существенного влияния на несущую способность трубопроводов и элементов крепления агрегатов.

Прочность и жесткость элементов двигателя. К проблеме прочности имеет отношение и такой вопрос, как обеспечение жесткости двигателя. Судить о жесткости можно для конкретного элемента двигателя, например, узла крепления двигателя к изделию. Но наибольший интерес представляет обеспечение необходимой жесткости элементов двигателя, предназначенных для присоединения рулевой машинки (РМ), которая, как известно, обеспечивает поворот двигателя на заданный угол; при этом двигатель следует рассматривать как элемент системы управления носителем.

Естественно, что частота процесса управления носителем в поперечном направлении f_0 должна быть отстроена от частоты собственных колебаний f_c системы “двигатель–РМ”, которая находится при помощи зависимости

$$f_c = \frac{l}{2\pi} \sqrt{\frac{C}{I_0}} \text{ (Гц)}, \quad (11.29)$$

где l – расстояние от оси двигателя до точки крепления РМ; C – жесткость элементов двигателя в месте крепления РМ к двигателю; I_0 – момент инерции двигателя (и присоединенных к нему масс, например, экран теплозащиты) относительно точки подвеса.

Видно, что для увеличения f_c надо увеличивать l и C , а также уменьшать I_0 . Отметим, что достижение высокой жесткости – довольно трудная задача, поскольку C включает в себя много составляющих: жесткости камеры, узла крепления, кронштейна, крепления РМ и др. Например, если для двигателя $I_0 \cong 12 \text{ тс/м}^2$, $C \cong 12 \text{ тс/мм}$, $l = 0,45$, то $f_c \cong 7,2 \text{ Гц}$.

Для более точной оценки f_c в жесткость следует включать жесткость самой РМ, а также жесткость элементов крепления к носителю.

Усилие на РМ во время работы достигает довольно больших значений, поэтому необходимо обеспечить статическую и динамическую прочность элементов крепления РМ.

Вибропрочность элементов двигателя. Одной из важных задач обеспечения работоспособности и надежности двигателей является отработка их вибропрочности. Сложность этой задачи обусловлена, в основном, большим числом конструктивных элементов, имеющих относительно низкую вибропрочность. Это трубопроводы малых диаметров, в том числе и измерительные, а также элементы крепления трубопроводов и агрегатов.

В решении задач вибропрочности наряду с традиционными методами, основанными на стендовой отработке, проводятся также работы по снижению локальных напряжений и общей вибронапряженности арматуры питания. Для снижения локальных напряжений проводится совершенствование технологических операций и элементов конструкции в направлении уменьшения концентрации напряжений в наиболее нагруженных зонах, а также по расположению и трассировке трубопроводов.

Общая вибронапряженность может быть снижена на основе оптимизации типовых конструктивных элементов. В этом направлении основное внимание уделяется арматуре питания и измерительным трубопроводам в связи с их относительно низкой вибропрочностью и высокой ответственностью в функционировании двигателя. Разрушение трубопровода приводит к отказу в работе двигателя, в ряде случаев с тяжелыми последствиями. Оптимизация конструкции трубопроводных систем по критерию вибропрочности заключается в смещении собственных частот колебаний в зоны с низкой динамической нагрузкой, заданной "Нормами вибропрочности". С этой целью в качестве параметров нагрузки используется значение виброскорости, устанавливающие наиболее простую зависимость между нагрузкой и прочностью.

В качестве основного типового элемента конструкции может быть принят прямолинейный трубопровод, зашлемленный с двух сторон. Соответствующий анализ позволяет получать для определенного материала с известным пределом выносливости сварного соединения зависимость действующих и допустимых нагрузок от времени эксплуатации.

На основе полученных зависимостей проводится частотная отстройка участков трубопроводов между зоной сварки и первой опорой в область выше 1000 Гц, а собственные частоты участков

между опорами располагаются вне полюсы частот 300–600 Гц. Частотная отстройка обычно проводится за счет рационального расположения опор трубопроводов.

Испытания двигателей на вибропрочность обычно проводятся в два этапа – доводочные и зачетные. Доводочные испытания осуществлялись натурным транспортированием макетного двигателя по автомобильным дорогам и путем лабораторных испытаний на вибростендах по всему комплексу нагрузок. Лабораторные испытания позволяют определить частотные динамические характеристики колебаний и выявить “слабые” места конструкции по вибропрочности.

На втором этапе проводятся зачетные виброиспытания, включающие в себя проведение лабораторных и стендовых испытаний двигателя.

В соответствии с п. 11.1 следует отметить, что работоспособность и надежность современных жидкостных ракетных двигателей, в том числе их прочность и долговечность, закладываются, главным образом, при проектировании двигателей и обеспечиваются целым комплексом конструкторских и технологических мероприятий.

В эти мероприятия должны входить:

- обеспечение статической прочности;
- обеспечение минимальных температур и температурных напряжений в деталях;
- обеспечение выносливости деталей, в том числе и малоцикловой;
- обеспечение стабильности служебных свойств конструкционных материалов и технологий;
- обеспечение стабильности работы двигателя.

На этапе доводки двигатель, его агрегаты и системы, конструкционные материалы должны подвергаться исследованиям и проверкам в лабораторных условиях и при стендовых испытаниях.

Комплексе этих работ должен предусматривать:

- исследование и контроль применяемых материалов, в том числе с учетом рабочих сред;
- лабораторные исследования и испытания сборочных единиц и деталей двигателей;
- исследование сборочных единиц и деталей на работающем двигателе.

Выполнение указанных работ в полном объеме с учетом накопленного промышленного опыта по разработке ЖРД, результатов научно-исследовательских работ по вопросам прочности

позволит обеспечить работоспособность и безопасность эксплуатации перспективных двигателей, обладающих достаточной прочностью и долговечностью конструктивных элементов. Представляется, что опыт, накопленный при отработке двигателей РД-0120, может быть распространен и на другие изделия.

11.4. Обеспечение надежности и безопасности жидкостных ракетных двигателей

Надежность и безопасность эксплуатации жидкостных ракетных двигателей (ЖРД) может быть разделена на два этапа:

- надежность и безопасность при стендовых огневых испытаниях;
- надежность и безопасность в полете.

При проведении стендовых испытаний нужны серьезные гарантии безопасности, исключающие появление отказов, способных привести к тяжелой аварии и разрушению двигателей. Это особенно относится к современным двигателям, выполненным по схеме с дожиганием генераторного газа в камере сгорания. Такая схема позволяет существенно увеличить оптимальный уровень давления в камере сгорания и обеспечить более высокую экономичность двигателя, в том числе за счет повышения степени расширения газа в сопле.

Однако двигатель указанной схемы характеризуется более напряженной работой своих агрегатов, и это обстоятельство привело к необходимости изменения самой методологии отработки двигателей. В таких двигателях существенно усилилась взаимосвязь процессов в агрегатах и системах двигателей, что несколько снизило эффективность автономных огневых испытаний агрегатов, проводимых отдельно от испытаний двигателей, из-за невозможности полного моделирования на агрегатных стендах тех условий, которые имеют место при работе данного агрегата в составе двигателя. Поэтому решение большого числа доводочных задач переносится на двигательные стенды, обеспечивающие комплексную проверку всех воздействий на двигатель и его агрегаты.

При этом очень важным является обеспечение надежности двигателя и безопасности его работы по отношению к сопряженным объектам РН, стартовому комплексу и к окружающей среде.

Одно из направлений решения этой проблемы – обеспечение необходимой конструкционной прочности, т.е. прочности агрегатов и систем двигателя в реальных условиях эксплуатации с учетом

конструктивных, технологических и эксплуатационных факторов, которые определяют надежность двигателей (см. пп. 11.1- 11.3).

Основы получения высокой конструкционной прочности обеспечиваются на стадии проектирования двигателей. На современном этапе основным в проектировании следует считать:

- использование расчетных моделей высокого уровня и соответствующих программно-вычислительных комплексов как для гидрогазодинамических и тепловых расчетов, так и для расчетов напряженно-деформированного состояния и динамических характеристик деталей, агрегатов и конструкции двигателя в целом;

- учет реальных условий эксплуатации с привлечением методов суммирования повреждений при многофакторном нагружении;

- обеспечение высокой конструкционной прочности за счет снижения концентрации напряжений, уменьшения уровня температурных напряжений, оптимизации выбора материалов;

- обеспечение контроля параметров работы двигателя и его агрегатов и удобства доступа к агрегатам для их контроля во время регламентных работ;

- обеспечение эксплуатационной технологичности за счет блочности конструкции, простоты проведения регламентных и ремонтных работ и возможности замены отдельных блоков и агрегатов двигателя.

Расчеты высокого уровня позволяют более точно оценить НДС и динамическое состояние элементов конструкции (в качестве примеров можно привести результаты расчетов теплового и напряженного состояния элементов камеры, лопатки рабочего колеса турбины и др.). По конструкционным материалам в соответствующих КБ накоплены обширные результаты, показывающие влияние газообразного и жидкого водорода на характеристики материалов. Эти характеристики применяются для оценки прочности, долговечности и живучести элементов конструкций и могут быть широко использованы в дальнейшем при разработке перспективных энергетических установок.

Помимо детального расчетного анализа и выбора материалов для обеспечения безопасности важное значение имеет и выбор конкретных значений коэффициентов запасов прочности и коэффициентов безопасности. Это обусловлено тем обстоятельством, что, в соответствии с выражениями (11.1), (11.3), (11.4), (11.6), (11.10), (11.17)–(11.19), (11.21), (11.25), в конечном итоге проблема безопасности связана, в основном, с полным или частичным разрушением элементов конструкций при испытаниях, т.е. с дости-

жением тех или иных предельных состояний, которые могут быть установлены, исходя из анализа НДС конструкции.

При выборе коэффициентов запасов прочности используется прежде всего отраслевой опыт, который отражен в “Нормах прочности ЖРД”. В нормах регламентированы объекты исследований, объемы необходимых расчетных и экспериментальных работ, значения коэффициентов запаса и другие данные.

Следует отметить, что для элементов конструкций ЖРД коэффициенты запасов по пределу прочности материалов сравнительно невелики и составляют $\sim 1,4-1,6$ для рабочих условий эксплуатации двигателей. Опыт показывает, что эти запасы должны быть дополнены анализом местных напряжений и деформаций в зонах концентрации напряжений. Для этих зон уровень запасов составляет примерно $1,05-1,10$ и может быть увеличен до $1,1-1,2$. Переход к оценкам местных напряжений позволяет прогнозировать возможность образования трещин в зонах концентрации и живучесть конструкции вследствие развития этих трещин при циклическом нагружении даже при запасах по пределу текучести K_t и прочности K_p , меньших единицы.

К снижению запасов прочности приводит также многофакторное нагружение элементов конструкций, для оценки влияния которого должны использоваться соответствующие законы суммирования повреждений.

Коэффициенты запасов по долговечности K_d и K_{σ} для элементов конструкций современных ЖРД могут быть приняты равными $1,4-2,0$, что ниже обычно рекомендуемых значений ($\sim 4,0-10$). Эти запасы должны опираться на результаты исследований мало- и многоциклового усталости и длительной прочности материалов.

Повышению надежности и безопасности способствует широкое проведение автономных доводочных испытаний (АДИ). АДИ включают в себя значительные объемы работ по исследованию статической и динамической прочности агрегатов, в том числе исследования НДС и определение разрушающих нагрузок.

На этап АДИ может быть перенесено решение целого ряда крупных проблем по созданию двигателей. Так, при разработке двигателя РД-0120 на стендах для гидроиспытаний были проведены исследования, в значительной степени обеспечивающие отработку БНАО, ряда агрегатов автоматики в условиях, близких к номинальным по расходам и давлениям. Были созданы разгонные стенды для проверки работоспособности колес водородного насоса и турбины ТНА, установки для отработки процессов смесеобразования в камере, трибометрический стенд для отработки подвески двигателя, имитаторы для отработки уплотнений, под-

шпинников, гибких рукавов и других элементов двигателя. Реализация подобных программ проведения АДИ способствует повышению надежности при начале огневых испытаний двигателей и обеспечению безопасности при проведении испытаний.

Проблема обеспечения надежности и безопасности двигателей решается также путем создания системы аварийной защиты (САЗ) и системы технического диагностирования (СТД). При создании САЗ двигателя РД-0120 были обобщены неисправности и отказы ранее разработанных двигателей и выбраны параметры контроля (давления, температуры, обороты ротора и др.), сформулированы алгоритмы их преобразования и логической обработки, разработана стендовая аппаратура и проведена ее отработка при испытаниях двигателей. Далее был проведен структурно-функциональный анализ конструкций агрегатов двигателя и результатов их доводочных испытаний, обобщенный в виде перечня аварийных ситуаций и способов выхода из них.

В завершение были отработаны характеристики САЗ на базе объектовой аппаратуры, подтверждены заданные показатели работоспособности и эффективности алгоритмов САЗ. Применение САЗ оказалось достаточно эффективным – в ряде случаев при испытаниях удалось избежать серьезных аварий. Общее число предотвращенных аварий двигателя превысило 90, что дало существенную экономию времени и средств. СТД также ставит своей целью обеспечение надежности и безопасности при работе двигателей.

СТД формируется из следующих подсистем:

- тестового диагностирования (контроль технического состояния материальной части);
- диагностирования по функциональным параметрам, измеряемым в процессе пуска;
- анализа результатов тестового и функционального диагностирования, КТС агрегатов, систем и двигателя, выполняемого до и после каждого огневого испытания (это позволяет сравнить информацию с ранее полученной на этом экземпляре двигателя со статистикой, накопленной за предыдущее время отработки двигателя).

КТС состоит из контроля наружных и внутренних поверхностей двигателя и наиболее нагруженных агрегатов, контроля герметичности, функционирования системы управления, агрегатов автоматики и регулирования, зажигания, моментов вращения роторов агрегатов подачи и др.

Диагностирование по функциональным параметрам включает мероприятия по отработке, анализу и оценке функциональных

параметров работы двигателя и решает задачи оценки выполнения двигателем заданных функций и выдачи информации о возможных неисправностях.

Эффективность принятой СТД подтверждается опытом отработки двигателя РД-0120, в том числе в составе РН “Энергия”.

Наиболее важными являются вопросы надежности и безопасности ЖРД в полете, которые обеспечиваются следующими мероприятиями:

- отработкой двигателя на утяжеленных режимах;
- отработкой двигателя с максимальной имитацией условий работы в составе РН;
- системой приемо-сдаточных испытаний двигателя;
- системой аварийной защиты.

Одним из принципиальных подходов, определяющих высокую надежность, является демонстрация больших запасов работоспособности по ресурсу и числу включений (три остаточных ресурса в размере трех штатных по времени работы и числу включений), гарантированному запасу по форсированию (5% сверх максимального эксплуатационного режима), соотношению компонентов горючего и окислителя.

Способ подтверждения надежности двигателей ресурсными испытаниями на эксплуатационных режимах недостаточно эффективен, так как требует больших временных и экономических затрат. Проблема подтверждения надежности решается испытаниями двигателей на утяжеленных (форсированных) режимах до отказа. В качестве основных факторов, определяющих режим нагружения двигателей, используется давление в камере, соотношение компонентов, температура генераторного газа и средняя длительность одного испытания.

В результате исследований с применением многофакторного корреляционно-регрессивного анализа установлена связь ресурса по времени и числу включений с основными параметрами. Эти зависимости позволяют найти эквивалент по наработке двигателя на форсированных и номинальных режимах испытаний, причем эквивалент определяется в зависимости от выбранного уровня форсирования. Этим существенно сокращается время на проведение испытаний. Испытания до отказа позволяют также существенно уменьшить количество испытаний для подтверждения надежности.

При отработке двигателей большое внимание уделяется также проведению различных специальных испытаний, направленных, в частности, на решение вопросов взаимодействия двигателей с системами РН с учетом максимальной имитации условий работы

двигателя в составе РИ. Чем полнее решены эти вопросы, тем больше вероятность безаварийной работы ЖРД в полете.

На примере отработки двигателя РД-0120 можно перечислить следующие решенные задачи:

- специальные огневые испытания с гарантийными запасами по входным параметрам (температурой и давлением компонентов топлива), снятие кавитационных характеристик, снятие амплитудно-фазово-частотных характеристик двигателя, виброиспытания, имитирующие так называемые транспортные и пассажирские перегрузки, с последующими огневыми испытаниями;

- огневые испытания двигателя с системами: РИ-демпфером магистрали окислителя, агрегатом гидропитания, турбогенератором системы энергоснабжения, системой дожигания;

- испытания со штатным захолаживанием магистралей криогенных компонентов, с проверкой газодинамического подобия стендовых магистралей подачи компонентов топлива, с качанием двигателя на максимальный угол $\pm 11^\circ$;

- проверка работоспособности двигателя при внесении загрязнений в компоненты топлива.

Важную роль в обеспечении надежности и безопасности имеют приемо-сдаточные испытания двигателя. Помимо общепризнанного комплекса операций сплошного контроля качества изготовления всех деталей и сборочных единиц двигателя, а также контрольно-выборочных испытаний (КВИ) от партии комплектующих элементов и двигателя в целом, принципиальное значение для обеспечения надежности и безопасности имеет внедрение такой прогрессивной формы контроля технического состояния (КТС) двигателя, как проведение огневого контрольно-технологического испытания (КТИ) без последующей переборки, замены узлов и деталей.

Такой вид КТИ исключает возможность привнесения новых дефектов в двигатель при его разборке и повторной сборке и вследствие этого признан наиболее эффективным. Возможность внедрения КТИ без переборки обеспечивается конструкцией двигателя и отработанностью методов технической диагностики и послепусковой профилактики.

Таким образом, контроль прочности, ресурса и безопасности двигателей осуществляется с помощью следующих операций:

- огневых КТИ каждого двигателя без переборки;
- КВИ одного двигателя от поставляемой партии;
- специальных испытаний двигателя (СПИ);
- КТС двигателя до и после КТИ, КВИ, СПИ;
- полной дефектации двигателя после КВИ и СПИ.

Система аварийной защиты в полете должна выключить двигатель при его отказе до развития этого отказа в аварийный. Это, естественно, целесообразно при работе связки двигателей, хотя иногда может быть важно при работе одиночного двигателя.

Такая система контроля показала свою эффективность; в ряде случаев она позволила провести отбраковку двигателей с достаточно серьезными дефектами, которые должны были проявиться при последующих испытаниях и в полете. Это, безусловно, существенно увеличивает безопасность работы двигателей.

В заключение следует отметить, что решение многих вопросов, связанных с обеспечением прочности, надежности и безопасности работы двигателя РД-0120, проводилось в тесном контакте с целым рядом отраслевых и академических институтов. Однако существует еще много важных проблем, относящихся к обеспечению работоспособности и повышению ресурса современных энергетических установок, которые нуждаются в дополнительном исследовании. Сюда можно отнести вопросы, связанные с применением методов механики разрушения к расчету конструкций и определению остаточного ресурса, с компьютерным проектированием, с обоснованием выбора конструкционных материалов, с анализом комплекса предельных состояний, и целый ряд других вопросов. Их решение будет способствовать дальнейшему прогрессу в области создания ЖРД.

ОБОСНОВАНИЕ ВЫБОРА КОНСТРУКЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ НЕСУЩИХ ЭЛЕМЕНТОВ ЖРД

12.1. Основные задачи по исследованию и разработке конструкционных материалов

Опыт создания современных силовых установок, рабочие процессы которых характеризуются высокими уровнями давлений и температур в агрегатах и системах, достаточно высокой напряженностью практически всех без исключения структурных элементов изделия, показывает, что успешное решение многих проблем, возникающих при создании таких установок, определяется решением вопросов по выбору и применению конструкционных материалов (см. раздел I).

Применяемые конструкционные материалы накладывают существенные ограничения на повышение параметров силовых установок. Примерами этому могут служить такие проблемы, как повышение температуры в ЖРД, где задачи могут быть решены либо при помощи применения новых высокопрочных и жаропрочных материалов для лопаток турбин ТНА, либо при помощи конструктивных решений типа охлаждаемых лопаток. Повышение температуры газа перед турбиной сопровождается ростом удельных параметров, что позволяет обеспечить заданную мощность двигателя при меньшем его размере и получить более высокую массовую характеристику. Но с ростом температуры возрастает интенсивность воздействия газодинамических и тепловых процессов на конструкцию, что может вести к снижению надежности работы изделия и сокращению его ресурса. За последние годы достигнуто значительное повышение надежности двигателей.

Большие успехи в совершенствовании ЖРД, а также других силовых установок объясняются тем, что продвинулись вперед работы по созданию новых материалов (в том числе и жаропрочных). Особенно следует подчеркнуть, что существенно возросло качество конструирования на основе системного подхода к проблемам надежности, вырос уровень расчетно-экспериментальной работы, что, в свою очередь, позволило находить и внедрять более совершенные и экономичные методы проектирования, изготовления, доводки и эксплуатации ЖРД на основе новых и традиционных конструкционных материалов, а также традиционных

и новых топлив (керосин, гидрозин, кислород, водород, природный газ).

С целью повышения эффективности силовых установок в качестве топлива может быть использован водород, который из химических горючих обладает наиболее высокой теплопроизводительностью. Высокие энергетические показатели топлива на основе водорода обуславливаются, с одной стороны, его высокой теплопроизводительностью, а с другой – малым молекулярным весом образующихся продуктов сгорания.

Из положительных свойств водорода следует отметить также его хорошую охлаждающую способность. Водород по сравнению с углеводородными топливами приводит к существенному увеличению удельных параметров силовых установок. Именно этим объясняется тот широкий интерес, который проявляется в настоящее время к водороду, как одному из наиболее эффективных современных топлив. Этот интерес проявляется (или уже проявлялся) еще и потому, что в перспективе при расходовании всех видов природных топлив и их запасов энергетика в целом во многом будет базироваться на использовании водорода.

Применение водорода в качестве топлива связано и с определенными трудностями (см. гл. 11). Эти трудности затрагивают многие аспекты: вопросы хранения, транспортирования, обеспечения безопасности работ и др. В данном случае представляется интересным рассмотрение некоторых вопросов материаловедения, которые возникают при разработке силовых установок, работающих на водородном топливе, с привязкой их к обязательным требованиям обеспечения высокой надежности.

Применение водорода в качестве топлива, прежде всего, существенно расширяет температурный диапазон условий работы агрегатов и систем изделия – от 20 К до температуры порядка 1200 К. В комбинации с высокими давлениями это приводит к достаточно сложным силовым и температурным условиям работы агрегатов, которые еще более усугубляются контактом материала с водородом и продуктами его сгорания.

В связи с указанными условиями работы все материалы могут быть разделены на две обширные группы:

- материалы, их сварные и паяные соединения, работающие в среде водорода до температуры 20 К;
- материалы, их сварные и паяные соединения, работающие в среде водорода и продуктов его сгорания до температур порядка 1000 К.

К первой группе могут быть отнесены материалы агрегатов и систем подачи топлива, агрегатов регулирования и управления, ко второй – материалы теплонапряженных агрегатов ЖРД.

Основные факторы, влияющие на выбор материалов конструкции силовой установки, включают в себя:

- *Факторы статической и динамической прочности* (нагрузка при различных режимах эксплуатации; температура при различных режимах эксплуатации; продолжительность действия нагрузки и температуры; продолжительность и скорость приложения нагрузки, прогрева и охлаждения конструкции; повторность нагружения; вибрации; геометрия конструкции; напряжение и деформация, концентрация напряжений, вид деформации; рабочая среда, физико-механические характеристики материала; остаточные напряжения; массовые характеристики конструкции);

- *Общие факторы* (термическая обработка материала; метод получения заготовок; технологичность конструкции; хранение; вопросы экономики).

Как видно, количество перечисленных выше факторов достаточно велико. Некоторые из них являются определяющими (нагрузки, температуры, напряжения, рабочая среда), другие носят второстепенный характер. Однако они также должны быть приняты во внимание для рационального выбора материала.

Следует отметить, что указанные факторы носят общий характер и могут быть использованы для выбора материалов любых изделий. Но, поскольку в данном случае речь идет об установках, использующих в качестве топлива водород, целесообразно остановиться на двух факторах, отражающих специфику применения водорода и представляющих поэтому наибольший интерес. Таковыми факторами являются температура (от 20 до 1000 К) и влияние среды (контакт водорода и продуктов его сгорания с материалом в широком диапазоне температур и давлений).

Известно, что влияние криогенных температур на механические свойства материалов сводится, в основном, к повышению прочностных характеристик и снижению их пластических свойств. Второй фактор – рабочая среда – приводит к проблеме водородного охрупчивания, которое может привести к замедленному разрушению материала, находящегося под статической нагрузкой, снижению долговечности и другим эффектам.

Проблема подбора водородоустойчивых конструкционных материалов наталкивается на трудности, связанные с большой химической активностью и высокой проникающей способностью водорода по отношению к металлам и сплавам. Следует учитывать, что

конструкции работают в газообразном водороде высокой степени чистоты при повышенных температурах и давлениях.

Как отмечалось в главе I, изменения прочностных характеристик материалов, вызываемые водородом, зависят от условий, при которых происходит взаимодействие водорода с материалами, и являются следствием:

- водородной коррозии, т.е. растворения при повышенных температурах карбидов водородом с образованием углеводородов;
- образования гидридов;
- нарушения сплошности металла из-за скопления молекулярного водорода в микропустотах;
- растворения водорода в решетке металла, не приводящего к необратимым изменениям в структуре;
- адсорбции водорода на металле.

Перечисленные выше экспериментальные наблюдения положены в основу целого ряда гипотез водородного охрупчивания.

Согласно гипотезе взаимодействия водорода с решеткой металла водород является разновидностью дефекта, понижающего когезию. Другая, адсорбционная, гипотеза предполагает, что водород сначала хемосорбируется на наружных и внутренних поверхностях раздела фаз, а затем действует эффект Ребиндера.

В соответствии с молекулярной гипотезой водород, сегрегированный в коллекторах, создает повышенное давление внутри металла, в результате чего вокруг коллекторов возникают объемно напряженные зоны.

Получила распространение также дислокационная гипотеза, по которой водородная хрупкость объясняется блокировкой дислокаций облаками Котрелла из водорода. В металлах, способных образовывать гидриды (Ni, Ti, Zr и др.), за хрупкость ответственно гидридообразование.

Многообразие перечисленных механизмов взаимодействия водорода с металлами и сплавами свидетельствует о том, что заключение об их работоспособности в водородсодержащих средах в настоящее время может быть дано только на основе испытаний в условиях, максимально приближенных к реальным условиям работы конструкций. Следует также отметить, что термин “водородное охрупчивание”, обычно используемый в литературе, посвященной оценкам влияния водорода на механические характеристики материалов, не в полной мере отражает многообразие воздействия водорода. В частности, при повышенных температурах водород практически не влияет на характеристики пластичности некоторых никелевых сплавов, тогда как характеристики прочности при этом снижаются.

С точки зрения повторности нагружения важное значение приобретает вопрос о накоплении повреждений, обусловленных взаимодействием водорода с металлами и сплавами, поскольку при таком взаимодействии могут иметь место два вида изменений механических свойств – обратимые и необратимые.

Согласно данным металлографического анализа, охрупчивание в среде газообразного водорода является поверхностным эффектом и сопровождается образованием трещин в поверхностных слоях; напряжения и деформации, соответствующие появлению трещин, могут быть положены в основу расчетов на прочность.

При нормальных температурах газообразный водород оказывает наиболее значительное влияние на механические характеристики, связанные с интенсивной пластической деформацией, такие, как предел прочности при наличии концентратора напряжений σ_K^* , истинное сопротивление разрыву S_K , относительное сужение ψ_K , относительное удлинение δ , предел выносливости σ_1 , а также на характеристики, связанные с низкими скоростями пластических деформаций – сопротивление замедленному разрушению (рис. 12.1).

Исследования по влиянию водорода на конструкционные материалы, проведенные отечественными и зарубежными учеными [172–186], показали, что в среде газообразного водорода наблюдается уменьшение вязкости и прочности на растяжение многих сплавов на основе железа, никеля и кобальта. Медные и алюминиевые сплавы, а также стабильные аустенитные нержавеющие стали значительно более устойчивы к воздействию водорода. Так, эффект водородной хрупкости сплава Инконель-625 достигает максимума при нормальной температуре, относительное сужение сплава в исходном состоянии составляет 30%, в среде водорода при давлении 50 МПа – 10%. При циклических нагружениях внутренним давлением водорода (50 МПа) патрубков из сплава Инконель 718 разрушение при температуре ~300 К в зоне продольного сварного шва произошло после 10 циклов нагружения, в аналогичных испытаниях при температуре 175 К патрубки выдержали более 1000 циклов нагружения.

С целью предотвращения водородного охрупчивания фирмой “Рокетдайн” разработан ряд мероприятий:

- применение поверхностных покрытий из золота, меди или серебра с толщиной слоя до 0,25 мм, а также дополнительных слоев из сплавов Инколой-88 и Инколой-203;
- конструирование деталей следует производить так, чтобы избежать пластических деформации (или не иметь их более 0,5%).

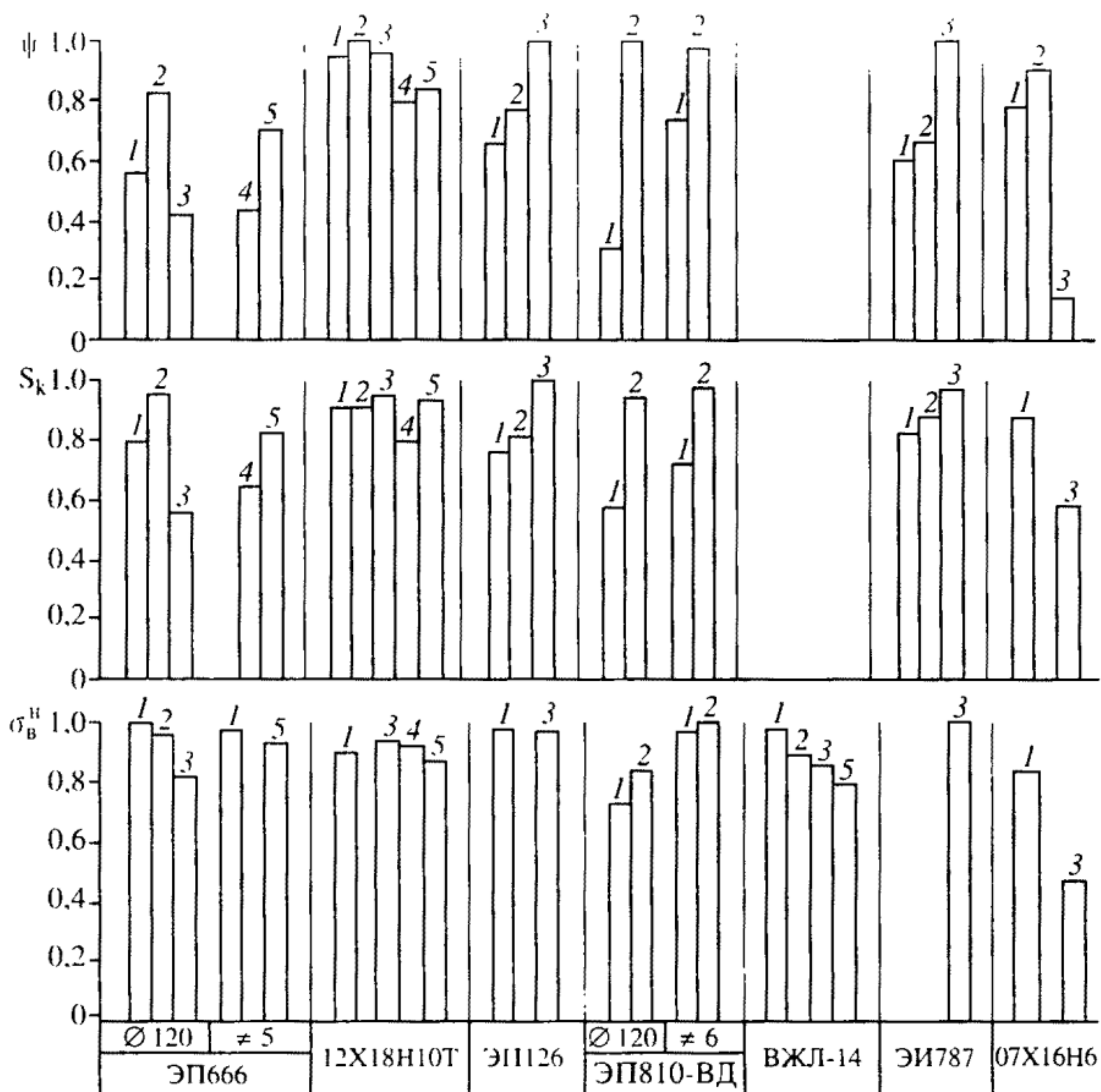


Рис. 12.1. Влияние водорода на снижение водородочувствительных характеристик механических свойств сталей и сплавов

1 - испытания при 293 К после выдержки в водороде (10-14 МПа) при 723 К в течение 2 ч; 2 - испытания в водороде (10 МПа) при 723 К (773К-12X18H10T) после выдержки в этих условиях в течение 2 ч; 3 - испытания в водороде (10 МПа) при 293 К; 4 - испытания при 293 К после выдержки в водороде (10-14 МПа) при 873 К в течение 2 ч; 5 - испытания при 293 К после выдержки в водороде (10-14 МПа) при 1073 К в течение 2 ч

при этом особое внимание надо уделять концентраторам с малыми радиусами, дефектам в корне сварного шва и т.д.;

– использование сплавов, невосприимчивых к воздействию водорода, таких, как Инконель-903, нержавеющая сталь, медные и алюминиевые сплавы.

Таким образом, оба фактора, определяющие специфику применения водорода в качестве топлива для силовых установок, приводят, по существу, к одному дополнительному требованию при выборе материала – обеспечению необходимых пластических

свойств при рабочей температуре. Поскольку применяемые материалы и их свойства в значительной степени определяют работоспособность и надежность силовых установок, при выборе материалов очень важно правильно оценить весь комплекс условий работы конкретной детали и применить материал со свойствами, наиболее полно удовлетворяющими этим условиям.

В процессе разработки и освоения двигателя РД-0120 было применено около 50 марок конструкционных материалов. Анализ механических свойств основных материалов, примененных в этом ЖРД, в сравнении с материалами для аналогичных деталей изделия различных прототипов приведены в табл. 12.1, по данным которой видно, что основные материалы не уступают по свойствам зарубежным, а некоторые из них превосходят их.

Еще очень часто при разработке материалов и рекомендаций их для использования ориентируются на стандартные характеристики механических свойств без учета всего комплекса свойств и особенностей работы его в конструкциях, что приводит к неоправданным затратам средств и времени на доводку и ухудшение основных параметров изделий и их надежности. Поэтому ниже приводятся некоторые требования, предъявляемые к конструкционной прочности материалов силовых установок.

Из всех механических характеристик материала значения предела прочности и текучести представляют наибольший интерес. С этими величинами непосредственно связаны массовые характеристики изделия, поскольку для силовых элементов масса обратно пропорциональна напряжению. Поэтому при работе материала в условиях криогенных температур и контакта с водородной средой необходимо располагать данными по пределам прочности и текучести, соответствующим условиям эксплуатации.

Разработанные в настоящее время и используемые для оценки прочности элементов расчетные методы позволяют определить запасы по пределам прочности и текучести (см. п. 11.1).

Вместе с тем оценка запасов прочности в области криогенных температур представляет определенные трудности, связанные, главным образом, с возможностью охрупчивания материалов и соединений и снижением их конструкционной прочности. Поэтому в ряде случаев оценку прочности и обеспечение необходимых нормативных запасов проводят, исходя из свойств материалов при нормальной температуре. В этом есть определенные резервы, и нужны дополнительные исследования по изучению конструкционной прочности материалов в условиях криогенных температур, которые позволили бы наилучшим образом использовать материал при работе на эксплуатационных режимах.

Наряду с пределами прочности и текучести в число стандартных входят такие характеристики, как относительное удлинение δ , поперечное сужение ψ_k , ударная вязкость a_n (КСУ или КСУ). Эти характеристики не используются в обычных расчетах конструкций и служат, в основном, для качественной оценки пластических свойств материалов и их склонности к хрупкому разрушению. Поскольку характеристики пластичности наиболее чувствительны к криогенным температурам и водородной среде, их желательно учитывать при оценке запасов, в особенности для конструкций, имеющих сравнительно небольшие запасы прочности (см. гл. 11).

Учитывая важность характеристик пластичности, можно предложить некоторые расчетные оценки для определения необходимых значений сопротивления разрыву S_k , поперечного сужения ψ_k , предела прочности с концентратором σ_B^k материалов. Это будет, по существу, формулировка требований к пластическим свойствам материалов, работающих при криогенных температурах и в водородной среде. Приведенные оценки носят приближенный характер, однако они позволяют установить необходимые пластические свойства, которыми должен обладать материал, работающий в конкретных условиях.

В табл. 12.2 приведены расчетные оценки требуемых значений S_k , ψ , ψ_g (пластичность материала детали) и σ_B^k/σ_B , полученные для конструкции с теоретическим коэффициентом концентрации $\alpha_\sigma = 3$ и эффективным коэффициентом, указанным в таблице.

Из результатов, приведенных в таблице, следует, что при увеличении прочности материала удовлетворить необходимые требования по пластичности затруднительно; в этом случае необходимо принять меры к уменьшению концентрации напряжений и снизить общую напряженность конструкции.

В последнее время при выборе материалов применение получают методы механики разрушения. Хотя эти методы еще не

Таблица 12.2. Требования к характеристикам пластичности материалов

Механические свойства	Значения					
σ_B , МПа	400	600	800	1000	1200	1400
K_σ	1,1	1,2	1,3	1,45	1,6	1,8
S_k , МПа	440	720	1040	1450	1920	2520
ψ , %	7,4	15,8	22,2	33,3	44,4	59,2
ψ_g , %	1,6	2,2	2,8	3,1	3,3	3,5
K_σ , МПа/мм ^{1/2}	1390	2090	2790	3480	4180	4880
σ_B^H/σ_B	1,01	1,07	1,13	1,24	1,36	1,51

нашли достаточно широкого использования в практике расчетов конструкций, их можно рассматривать как наиболее эффективные и перспективные способы оценки работоспособности конструкций, работающих в различных условиях эксплуатации. Объясняется это, по-видимому, тем, что основные характеристики механики разрушения – вязкость разрушения K_{Ic} (K_{Ic}), скорость докритического роста трещин $l - dl/dN$ и $dl/d\tau$ по числу циклов N и времени τ весьма чувствительны к различным структурным изменениям, к температуре испытаний и рабочей среде. Все это делает механику разрушения в комбинации с неразрушающими методами контроля мощным средством при оценке работоспособности элементов конструкций и прогнозировании их отказов.

Необходимые требования по вязкости разрушения приведены в табл. 12.2. Расчетные оценки получены для детали толщиной 20 мм с относительной глубиной дефекта 10% толщины; они показывают, что с увеличением прочности в ряде случаев необходимо ограничение по дефектам и снижение напряженности несущего элемента ЖРД.

Наряду с пластическими свойствами материалов, на которых было сосредоточено внимание, прочность также имеет важное значение, поскольку она, как уже отмечалось, связана с массовыми характеристиками ЖРД. Удельная прочность σ_b/γ (γ – удельный вес) определяет целесообразность применения материала с точки зрения максимальной прочности при равной массе.

В настоящее время наиболее широко используются материалы, имеющие пределы прочности до 1200 МПа. В перспективе можно ожидать применения материалов с пределами прочности до 1600 МПа и выше. Однако для этого нужны комплексные исследования и совершенствования в области материаловедения, технологии производства, сварки, которые привели бы к получению материалов с достаточно высокой вязкостью разрушения.

Возможный путь получения материалов с повышенной прочностью – это применение термомеханических процессов обработки. Переход на материалы с пределом прочности 1600 МПа и выше позволит снизить массовые характеристики на 5–8%. Однако при этом следует иметь в виду, что удельная прочность материала σ_b/γ не всегда характеризует массовую эффективность; наряду с этим следует рассматривать также такую характеристику материала, как удельная трещиностойкость $(K_{Ic}/\sigma_b)^2/\gamma$.

Анализ вопросов, связанных с массовыми характеристиками изделий машиностроения, показывает, что существует целый ряд факторов, в той или иной степени влияющих на снижение массовых характеристик.

К этим факторам относятся:

- улучшение технологий и повышение механических свойств применяемых материалов;
- усовершенствование технологических процессов изготовления элементов изделий с пониженной дефектностью;
- совершенствование комплексных методов расчета на прочность, ресурс и живучесть;
- совершенствование принципов конструирования, испытаний и доводки изделий.

На состоявшемся еще в 1973 г. Международном симпозиуме по вопросам использования материалов было показано, что за счет указанных выше факторов в машиностроении за каждое десятилетие можно ожидать улучшения массовых характеристик изделий на 15–20% (по факторам – на 3–4, 7–8, 2–3 и 3–4% соответственно). Одним из основных факторов является совершенствование технологии изготовления, другие факторы дают меньший вклад в решение проблемы. Отсюда следует, какое важное значение следует уделять совершенствованию технологии, разработке и внедрению в производство новых процессов.

Наряду с обычными характеристиками статической прочности определенное значение имеет циклическая и длительная прочность (см. п. 10.1). В зависимости от продолжительности работы изделия длительная прочность может стать основной характеристикой материала, определяющей возможность его применения для нагруженных деталей ЖРД, работающих при повышенных температурах. Можно считать, по-видимому, приемлемым значением длительной прочности величину, составляющую 90% от предела прочности материала. Однако следует иметь в виду, что эта величина существенно зависит от продолжительности работы. При этом должны быть учтены эксплуатационные условия работы материала (контакт с водородной средой, температура).

Из других реологических характеристик материалов определенное значение имеют сопротивление ползучести и релаксационная стойкость, которые также должны изучаться с учетом взаимодействия материала и среды.

В некоторых конструкциях при эксплуатации имеют место довольно высокие локальные напряжения, в ряде случаев превышающие предел текучести и даже прочности материала. Поэтому представляются важными вопросы изучения поведения материалов в пластической области, в особенности под действием циклических напряжений. Явление разрушения под действием циклических напряжений, вызывающих пластическую деформацию, получило название малоциклового усталости (МЦУ). Характер

разрушения при МЦУ имеет много общего с характером разрушения под действием однократно приложенной нагрузки. Связь между пластической циклической деформацией и числом циклов до разрушения при МЦУ в широком диапазоне долговечностей (от 1 до 10^6) выражается степенными уравнениями (типа Менсона–Коффина).

Опыты показывают, что при контакте с водородной средой долговечность материалов уменьшается, причем наиболее сильно в области нормальных температур. Это снижение существенно зависит от давления водородной среды.

Поскольку снижение долговечности связано с уменьшением пластических свойств материала из-за влияния водородной среды, зависимость “деформация–долговечность” может быть использована для оценки требований к пластичности материала. Эти требования будут, естественно, зависеть от уровня напряжений, концентрации и числа циклов нагружения.

12.2. Определение расчетных характеристик механических свойств материалов

Как отмечено в п. 12.1, оценка пригодности материала для работы в конкретных эксплуатационных условиях должна быть комплексной (см. раздел I) и включающей в себя следующие основные сведения:

- прочность и пластичность, удельная прочность; интенсивность роста прочности и изменение пластичности при снижении температуры (σ_b , σ_T , δ , ψ , σ_b/γ);
- величина ударной вязкости a_n (KCV, KCU) и степень ее снижения при температурах до 20 К;
- чувствительность к концентрации напряжений (σ_b^k/σ_b , ψ_k);
- прочность и пластичность сварных и паяных соединений ($\sigma_{св}^b/\sigma_b$, $\delta_{св}$, $\psi_{св}$);
- прочность материалов и их сварных соединений при сложном напряженном состоянии;
- сопротивление ползучести и релаксационная стойкость материала;
- малоцикловая усталость;
- саморазогрев и возгорание.

Учитывая высокие требования по надежности, предъявляемые к современным силовым установкам, указанные сведения по материалам должны дополняться данными, вытекающими из возможности применения методов механики разрушения к оценке работоспособности элементов конструкций.

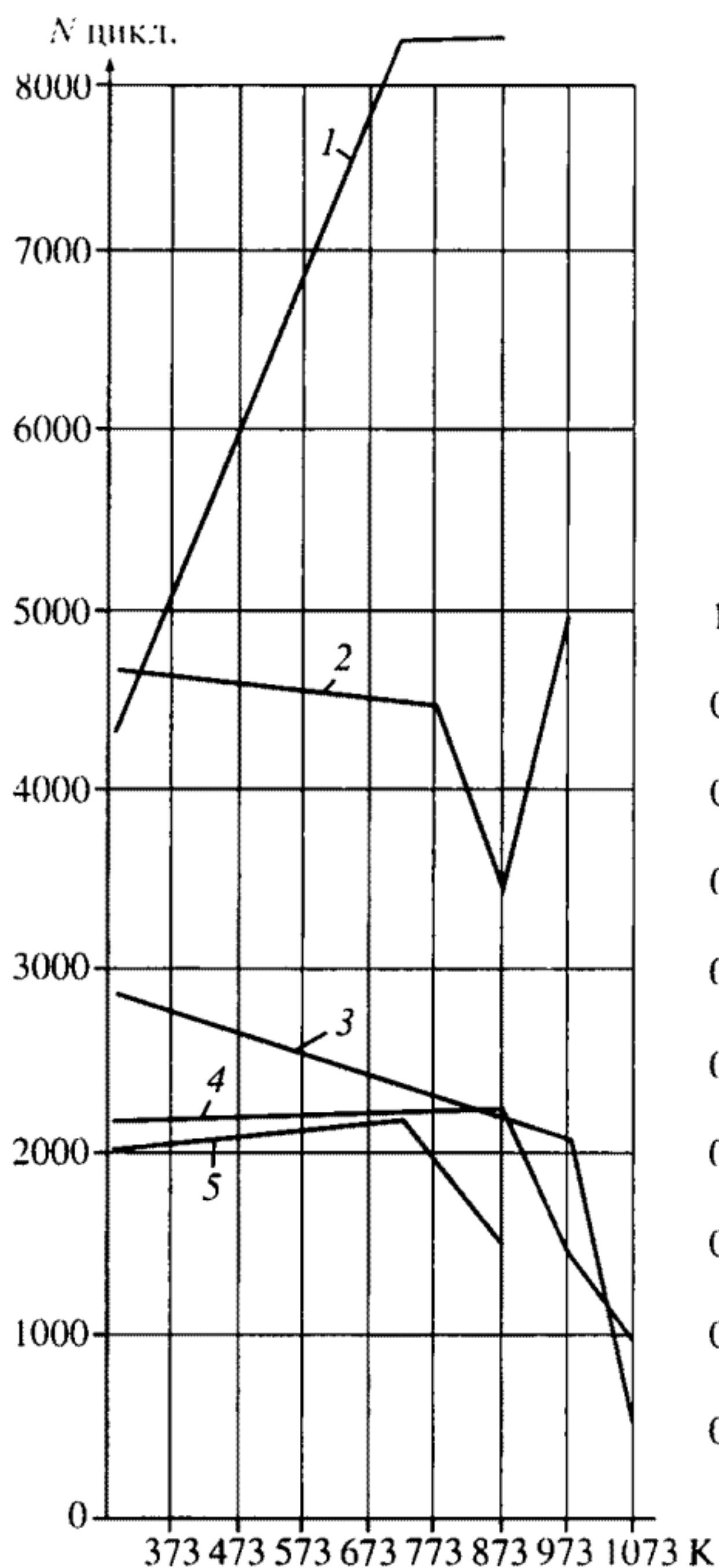
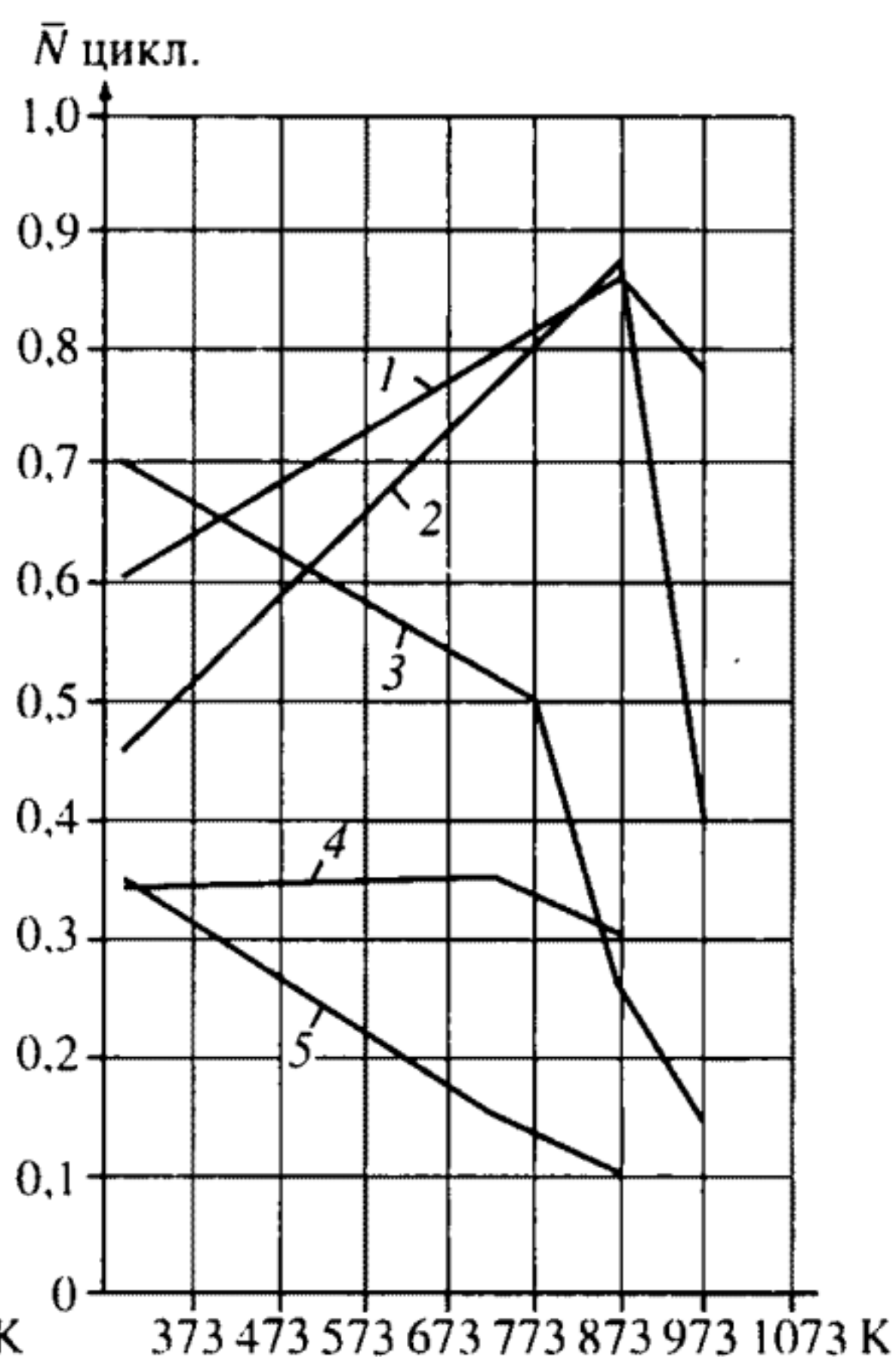


Рис. 12.2. Влияние водорода на долговечность сталей и сплавов в вакууме

1 - 12X18H10T; 2 - ЭП666; 3 - ЭП810-ВД; 4 - ВИСЛ-14; 5 - БрХУ



К ним относятся:

- вязкость разрушения (K_{Ic} , K_{Ic});
- пороговый коэффициент интенсивности напряжений ($K_{I_{Sc}}$);
- скорость докритического роста трещин ($dl/d\tau$), изменение длины трещины за цикл нагружения (dl/dN) и их функциональные зависимости от коэффициента интенсивности напряжений (K_I).

Кроме этого, для оценки несущей способности элементов конструкции ЖРД необходимо располагать кривой деформирования при данной температуре и ее основными параметрами (ϵ_b , ψ_b , S_k , ϵ_k).

С целью получения таких сведений отраслевыми НИИ и институтами Российской академии наук (ИМАШ, ИМЕТ) и Нацио-

нальной академией наук Украины (ФМН, ИИИ) проводятся работы по исследованию работоспособности конструкционных материалов в широком спектре температур t , времени τ , циклов N и сред (в том числе в водороде) (см. раздел 1).

Некоторые результаты о влиянии водорода на характеристики $\sigma_{\text{в}}^{\text{к}}$, $S_{\text{к}}$, $\psi_{\text{к}}$ сталей и сплавов приведены на рис. 12.1 и 12.2. Механические свойства исследуемых сталей и сплавов приведены в табл. 12.2.

Для обеспечения надежной работоспособности деталей при выборе материалов и изучении их свойств в среде водорода и продуктов его сгорания ставились следующие задачи:

- исследование механических свойств: (предела прочности $\sigma_{\text{в}}$, предела текучести $\sigma_{\text{т}}$, предела прочности с концентратором напряжений $\sigma_{\text{в}}^{\text{к}}$, истинного сопротивления разрыву $S_{\text{к}}$, относительных сужений ψ и удлинений δ , ударной вязкости с острым надрезом $a_{\text{н45}}$ и с трещиной усталости $a_{\text{тy}}$, вязкости разрушения K_{Ic} , малоциклового усталости);
- исследование длительной прочности и ползучести;
- исследование термоциклической прочности;
- построение кривых деформирования и кривых усталости;
- разработка защитных покрытий, предохраняющих материалы от наводороживания.

Указанные исследования проводятся при давлениях водорода в, основном, 10–14 МПа. Испытания при малоциклового усталости в силу методических сложностей проводились в водороде с избыточным давлением 0,1–1 МПа. Необходимо проведение дальнейших исследований при более высоких давлениях.

Анализ научно-технической информации (см. п. 11.3) и полученных результатов показывает:

1. Среда газообразного водорода и водород, предварительно вошедший в металл, вызывают наибольшее охрупчивание при нормальных температурах. При температурах, меньших 120 К, влияние водорода, как охрупчивающей среды, практически не проявляется.

2. Наиболее чувствительными к среде газообразного водорода при нормальной температуре являются механические характеристики, связанные с проявлением значительных пластических деформаций ($\sigma_{\text{в}}^{\text{к}}$, $S_{\text{к}}$, ψ , δ), а также мало- и многоциклового усталость.

3. Эффект охрупчивания в газообразном водороде при нормальной температуре является обратимым и не зависит от продолжительности контакта материала с водородом.

4. Степень влияния газообразного водорода на механические свойства металлов существенно зависит от наличия примеси кислорода в водороде.

5. Охрупчивающее влияние газообразного водорода возрастает с увеличением концентрации напряжений, жесткости напряженного состояния и с уменьшением скорости деформации.

6. Стали с мартенситной и переходной структурами сильно охрупчиваются в газообразном водороде при нормальной температуре. С повышением температуры испытаний чувствительность к водороду этих сталей уменьшается.

7. Стали с аустенитной структурой отличаются высокой стойкостью в среде газообразного водорода при испытаниях на растяжение при нормальной температуре; малоцикловая долговечность при испытаниях в этих условиях уменьшается. Стойкость таких сталей существенно зависит от устойчивости аустенита в процессе деформирования и возрастает с увеличением его устойчивости.

8. Высокопрочные никелевые сплавы в большинстве случаев склонны к охрупчиванию при нормальной температуре в газообразном водороде. С повышением температуры испытаний наблюдается рост устойчивости никелевых сплавов в водороде при испытаниях, связанных с достаточно высокими скоростями деформаций и кратковременным пребыванием в водороде.

Степень охрупчивания никелевых сплавов в газообразном водороде существенно зависит от химического состава и структуры сплавов. Отмечена также зависимость эффекта охрупчивания от вида полуфабриката (пруток, лист), из которого изготовлены образцы для испытаний.

В результате обобщения проведенных исследований могут быть сформулированы следующие требования к материалам, работающим в среде водорода и продуктов его сгорания:

- материалы должны быть работоспособны в среде водорода и продуктов его сгорания при температурах 20–1000 К при повышенных давлениях;

- механические свойства сплавов должны удовлетворять требованиям, приведенным в табл. 12.2;

- для свариваемых сплавов должна быть разработана присадочная проволока, обеспечивающая прочность сварного соединения не менее 0,9 от прочности основного сплава и работоспособная в среде водорода;

- свариваемые сплавы должны хорошо свариваться сами с собой, а также с нержавеющей сталью и сплавами методом аргонодуговой и электронно-лучевой сварки;

сплавы должны быть коррозионностойкими в условиях работы и длительного хранения.

Разрабатываемые сплавы должны быть технологичными, т.е.:

- литейные сплавы должны иметь хорошую жидкотекучесть и способность формировать плотные отливки, выплавляться в вакууме и заливаться в формы, приготовленные методом выплавляемых моделей;

- деформируемые сплавы должны удовлетворительно деформироваться при формообразовании заготовок из листа и труб, а также при ковке и штамповке;

- удовлетворительно обрабатываться резанием при точении, фрезеровании и сверлении;

- с целью повышения коэффициентов использования металла (КИМ) и весовой точности (КВТ) необходима разработка порошковых спекаемых сплавов и технологии получения из них рациональных заготовок для корпусных деталей, работающих в контакте с водородом при криогенных и повышенных температурах.

Создание материалов с указанными свойствами будет способствовать успешному решению задач по разработке конструкций ЖРД.

В заключение можно отметить, что рассмотренные выше проблемы применения механики деформирования и разрушения материалов и конструкций ЖРД представляют все больший интерес.

По существу, традиционные методы испытаний материалов и конструкций должны быть дополнены контролем процессов разрушения. Применительно к прочности контроль процессов разрушения сводится к выбору и контролю конструкционных материалов, проектированию и применению конструкций, обеспечивающих осмотр, обладающих стойкостью к разрушению при повреждениях, и контролю рабочих напряжений.

При проектировании учитывается вероятность наличия технологических дефектов, появившихся при изготовлении основного материала и в процессах формообразования детали. При этом размер и характер дефектов определяются способностью их обнаружения в течение производственного цикла. Нужна достаточно обширная программа специальных работ по исследованию и применению линейной и нелинейной механики разрушения к материалам и конструкциям ЖРД (см. раздел I).

Эта программа должна включать в себя разработку критериев разрушения при неизотермических условиях нагружения для выбора материалов с учетом свойств рабочей среды, а также установление, нормирование и контроль критериев разрушения для

конструкций. Должны быть получены основные силовые, деформационные и энергетические характеристики механики разрушения (K_c , K_{Ic} , K_{th} , K_{ISCC} , J_c , δ_c , K_{Icc} , $dl/d\tau$, dl/dN) для применяемых материалов с учетом таких факторов, как размеры сечений, температура, рабочая объемность напряженного состояния с последующим выпуском методических рекомендаций по аттестационным испытаниям, справочных руководств по обоснованию выбора материалов.

В программе должны найти отражение такие вопросы, как обобщение имеющихся материалов по расчетным и экспериментальным методам механики разрушения и разработке новых методов расчета, в том числе и численных, применение неразрушающих методов контроля для определения допускаемых размеров дефектов, использование методов механики разрушения при проектировании конструкций, их испытаниях и эксплуатации.

Реализация такой программы будет, безусловно, способствовать созданию силовых элементов ЖРД с высокой прочностью, надежностью, безопасностью (см. п. 11.1). Следует отметить, что в направлении приложений механики разрушения к задачам проектирования силовых установок сделаны первые существенные шаги и надо принять меры по дальнейшему расширению работ в этой области.

12.3. Конструкционные материалы, применяемые в ЖРД

В соответствии с п. 12.1, при создании современных ЖРД с высокими уровнями давлений и температур в агрегатах и системах, с экстремальной номинальной и местной напряженностью структурных элементов при жестких требованиях к удельным массовым характеристикам необходим правильный выбор конструкционных материалов по расчетным характеристикам механических свойств.

Последние совершенствования авиационных газотурбинных двигателей и других энергетических установок (в том числе ракетных) в значительной степени обязаны тому, что был создан целый ряд новых материалов с удовлетворительными характеристиками. Важное значение имели работы в этом направлении, выполненные в ВИАМ, ВИЛС, "Композит", ЦНИИЧМ, ИМЕТ и в других организациях материаловедческого профиля.

В целом ряде созданных ЖРД в качестве основных топлив используются углеводороды и водород. В некоторых энергетических

установках использование жидкого водорода и кислорода приводит к существенному расширению рабочих параметров: температур – от 20 до 1000–1200 К, давлений – от 0,05 до 70 МПа, частоты вращения роторов – до 70 000 об/мин и более, вибраций, пульсаций давления – до 0,2 от статического.

Это приводит к достаточно сложным термомеханическим и физико-химическим условиям работы агрегатов, которые еще более усугубляются взаимодействием материала с топливом и продуктами его сгорания. Поэтому оценка пригодности материалов для работы в конкретных эксплуатационных условиях должна быть комплексной и включать в себя сведения как по стандартным механическим характеристикам, так и данные по длительной прочности, ползучести, мало- и многоцикловой усталости, вязкости разрушения, скорости роста трещин и др.

С целью получения таких сведений отраслевыми, указанными выше институтами, совместно с ГИПХ, ИркутскНИИХиммаш, ФМИ были проведены исследования работоспособности конструкционных материалов в реальных рабочих средах, на основании которых получены расчетные характеристики материалов.

Результаты исследований склонности конструкционных материалов к ВО приведены на рис. 12.1:

- наиболее подвержены ВО стали мартенситного и аустенитно-мартенситного классов (07Х16Н6, ЭП810, ДИ52);

- стали аустенитного класса со стабильной структурой (ЧС37, ЭП126) обладают большим запасом пластичности и менее всего подвержены ВО;

- сплавы с содержанием никеля до 45% или его эквивалента, как с прочностью 600 МПа, так и высокопрочные, но обладающие высокой пластичностью, менее склонны к ВО, чем стали мартенситного класса;

- поведение сплавов с более высоким содержанием никеля нестабильно;

- литейные стали и сплавы более подвержены ВО, чем деформируемые.

Повышение температуры испытаний приводит к снижению эффекта ВО.

Барьерные свойства защитных покрытий (медь, алюминий) проявляются только в диапазоне температур 170–470 К.

Исходя из изложенных выше общих положений (см. п. 12.1), производился выбор материалов для двигателя РД-0120. В процессе разработки и изготовления ЖРД (типа РД-0120) были внедрены новые материалы, в том числе ранее не применявшиеся:

сплавы ЭП666-ВД, ЭП741П – используются для условий работы при повышенных температурах;

- титановый сплав BT5-1кТ – для крыльчаток агрегата подачи водорода;

- алюминиевый сплав АЛ185 – для крыльчатки агрегата подачи водорода низкого давления;

- сплав БрХЦрТ 0,5-0,03-0,03 – для внутренней охлаждаемой стенки камеры;

- сталь 03Х12Н10МТР-ВД и ВНС-25Л – для деталей корпусов и крепежа, работающих при температурах 20 К, и для элементов конструкций, работающих при комнатной температуре;

- сталь ВНЛ-1М – для литых корпусных деталей, работающих при температурах 77–20 К;

- сталь ЭП699-ВД – для азотируемых деталей прецизионных пар, работающих при температурах до 20 К;

- никель-хромовое теплозащитное покрытие – для защиты медной стенки камеры.

Ведутся работы по опробованию в производстве и исследованию работоспособности новых сплавов:

- ЭП915 – для деталей сопла;

- ЭП840 – для крепежных деталей;

- ВЖЛ-14ПМ – для корпусов запальника.

Обеспечение работоспособности конструкционных материалов в потенциально опасной среде водорода в диапазоне температур 20–1000 К тесным образом связано с вопросами совершенствования технологических процессов производства, выбором рациональных заготовок, способов их обработки и защиты.

В качестве примеров приведены результаты следующих работ. При изготовлении детали колеса турбины из никелевых жаропрочных сплавов ЖСЗДК и ЖС6У методом литья по выплавляемым моделям не удалось достичь требуемого уровня прочности ($\sigma_b \geq 1000$ МПа). Механические свойства материалов в деталях имели значительный разброс (до 30% по прочности и в 2–3 раза – по пластичности), что было связано с особенностями формирования структуры крупногабаритных отливок и свидетельствовало о нестабильности технологического процесса.

Работы по оптимизации химического состава, дополнительному микролегированию, использованию шихты электрошлакового и плазменно-дугового переплавов не дали положительных результатов.

Необходимая прочность рабочего колеса турбины была достигнута благодаря использованию процесса металлургии гранул путем компактирования гранул в заготовки требуемой формы

методом горячего изостатического прессования. Разработка метода и его практическая реализация выполнены в ВИАС.

Благодаря тому что гранулы имеют мелкозернистую структуру, лишенную дефектов, присущих структуре литых деталей, указанный способ производства обеспечил необходимый комплекс прочностных и пластических свойств. Деталь изготавливалась из жаропрочного сплава ЭП741П, близкого по химическому составу к сплаву ЖС6У. Необходимо отметить, что технологический процесс обеспечил высокие механические свойства материала (в том числе $\sigma_{\text{в}} \geq 1250$ МПа) и их стабильность. Разрушающие обороты увеличились на 25–30%, причем это повышение обусловлено ростом не только характеристик прочности материала (на 20–40%), но и, главным образом, ростом характеристик пластичности (в 4–6 раз).

Вторым примером применения металлургии гранул для изготовления высоконапряженных деталей являются крыльчатки агрегата подачи, выполненные из титанового сплава ВТ5-1кТ.

При изготовлении деталей из сплава ВТ5Л методом литья по выплавляемым моделям заготовки имели большое количество дефектов – раковин, рыхлот, а также крупнозернистую структуру. Пластичность материала детали и отдельно отлитых заготовок имела большой разброс (от 0,2 до 12%).

Переход на изготовление крыльчаток из штамповок сплава ВТ5-1 кТ методом термодиффузионного сращивания также не обеспечил работоспособности детали в связи с наличием концентраторов напряжений в зоне термодиффузионного сращивания лопаток с диском. Поэтому в конструкции крыльчатки было использовано сочетание штамповки для ступицы и основного диска и детали проточной части, оформленной из гранул, сращенных в процессе горячего изостатического прессования (ГИП). При этом получены удовлетворительные радиусы галтелей в сопряжениях лопаток с дисками, повысились и стали более стабильными пластические свойства сплава ВТ5-1кТ при температуре -253 °С.

Предложенный на основе метода ГИП технологический процесс изготовления крыльчаток в сочетании с конструкторскими мероприятиями позволил получить конструкцию, удовлетворяющую требованиям статической и динамической прочности и проверенную в эксплуатации на режимах, выше номинальных.

Следует подчеркнуть, что в данном конкретном случае применение метода металлургии гранул оказалось единственно возможным способом получения необходимых характеристик прочности.

Опыт работы показывает, что отклонение от требований технологических процессов приводит к изменениям структурного состояния и механических свойств материалов. Чувствительной к водородному охрупчиванию в этом плане оказалась сталь 03X12H10MPT-ВД (ВНС-25).

Весьма существенным для работы стали в водороде является ее структурное состояние (содержание мартенситной составляющей альфа-фазы 85%). В случае несоблюдения режима термообработки возможно получение до 95-100% альфа-фазы, что делает сталь практически неработоспособной, приводит к снижению ее ударной вязкости и повышает склонность к водородному охрупчиванию (при испытаниях в среде водорода при комнатной температуре поперечное сужение уменьшилось с 60 до 20%).

Испытания двух изделий показали, что разрушению способствовало наличие в стали до 95% мартенситной составляющей. При содержании в стали ВНС-25 мартенситной составляющей менее 85% была подтверждена ее работоспособность в среде водорода при комнатной температуре.

В процессе изготовления коллектора из листовых штамповок сплава ЭП666-ВД происходило изменение микроструктуры поверхностного слоя – утолщение границ зерен за счет окисления, а также повышение шероховатости поверхности за счет ее пескоструйной очистки. В результате наличия указанных дефектов и неблагоприятного сочетания химического состава (высокое содержание Cr, C, N) материала произошло разрушение коллектора при его работе в диапазоне комнатных температур и при незначительных напряжениях - $\sim 20 \text{ кгс/мм}^2$ (200 МПа). Как отмечалось ранее, удаление дефектного слоя путем электрополировки привело к повышению работоспособности сплава.

На практике широко используются при изготовлении корпусных деталей литые заготовки из высокопрочных нержавеющей сталей и жаропрочных никелевых сплавов, отливаемых методом литья по выплавляемым моделям. Они составляют 30% от массы изделия. Для корпусных деталей агрегатов подачи и автоматики (около 50 наименований) разработана и внедрена высокопрочная нержавеющая литейная сталь ВНЛ-1М, работоспособная при температуре 20 К. Однако при комнатных температурах сталь склонна к водородному охрупчиванию (ψ_{H_2}/ψ снижается до 0,18, а $\sigma_{BH_2}^H/\sigma_B^H$ - до 0,38) и нуждается в защите.

Рассмотренные выше случаи разрушения, связанные с водородным охрупчиванием, показывают, что для высоконагруженных элементов конструкций проблема водородной хрупкости имеет

важное значение и для ее решения следует привлекать самые современные методы исследования.

Высокая надежность современных ЖРД должна гарантироваться не только комплексом конструкторских решений. Важнейшее значение здесь приобретает обеспечение высокой стабильности конструкционных материалов, технологических процессов на всех этапах производства, начиная от заготовки и кончая готовой деталью.

Решение этой задачи может быть достигнуто с помощью широкого применения неразрушающих методов контроля структуры и механических свойств, на основе которых можно было бы судить о прочности, ресурсе и надежности ответственных деталей ЖРД и быть уверенными в их характеристиках. Все эти вопросы должны находить отражение в методологии комплексной отработки конструкций двигательных установок (см. рис. 11.1), где обязательно должен присутствовать этап технологической отработки, в том числе и по всем проблемам конструкционного материаловедения.

12.4. Обеспечение прочности материалов и элементов конструкций при разработке ЖРД

Рассмотрены проблемы материаловедения в обеспечении прочности элементов конструкций при разработке кислородно-водородных ЖРД. Важнейшее значение при этом имеет развитие математических моделей, уравнений состояния, предельных параметров нагружения двигателей, пластичности и разрушающих напряжений для выбираемых конструкционных материалов. Для этого формируются с учетом комплекса свойств требования к проектированию элементов конструкций ЖРД, работающих в среде жидких и газообразных компонентов топлива и продуктов сгорания и развиваются подходы к оценке статической, длительной и циклической прочности, основанные на решении соответствующих упругопластических задач и учете дислокационного и диффузионного механизмов переноса рабочих сред в металл.

На базе комплексных исследований материалов получают исходные данные для выбора коэффициентов запаса прочности, долговечности, живучести элементов конструкций, подверженных воздействию рабочих сред и назначаются методы определения допустимых напряжений, которые воздействуют на материалы в критических точках ЖРД.

При создании ЖРД большой мощности возникла необходимость решения на новом методическом уровне ряда вопросов материаловедения и обеспечения прочности конструкций. В целях снижения затрат, связанных с проведением огневых стендовых испытаний, был увеличен объем лабораторных исследований прочности материалов, а также элементов конструкций при различной температуре и разнообразных силовых, тепловых, физико-химических воздействиях, расширена программа измерений в ходе стендовых испытаний для получения информации об условиях нагружения и напряженно-деформированном состоянии двигателя при его эксплуатации.

Особое внимание было уделено узлам сложной пространственной формы, элементам резьбовых, сварных и паяных соединений.

Для проведения этих исследований разработан ряд новых методов оценки конструкционной прочности материалов, находящихся при больших температурных градиентах и объемном напряженном состоянии, имеющих единичные дефекты технологического происхождения и подверженных локальным пластическим деформациям, с учетом разнообразных режимов нагружения, т.е. при статических, вибрационных, повторных, динамических и длительных воздействиях [11, 32, 187].

Использование водорода в качестве одного из компонентов топлива в ЖРД осложнило решение этих задач, потому что, во-первых, многие материалы имеют пониженную деформационную способность при низкой (-253°C) температуре и, во-вторых, газообразный водород в определенных температурных условиях взаимодействует с материалами, изменяя их прочностные и деформационные свойства (см. гл. 11).

Как отмечалось выше, с целью получения информации о влиянии жидкого и газообразного водорода на механические свойства материалов в КБХА, ЦНИИМАШ, ФМИ, ИПП, ИМАШ были проведены обширные исследования работоспособности целого ряда конструкционных материалов при криогенной, комнатной и повышенных температурах.

Выше приведены пределы прочности σ_b и текучести $\sigma_{0.2}$, относительное удлинение образца при разрыве δ , относительное сужение его ψ_k (см. табл. 12.1). Эти данные получены при испытаниях образцов в вакууме и в среде водорода.

В развитие п. 12.3 в процессе исследований [172] установлены следующие основные закономерности водородного охрупчивания (ВО) материалов, которые необходимо учитывать при проектировании элементов конструкций двигателей:

1. Среда газообразного водорода и предварительно введенный в металл водород вызывают наибольшее ВО в диапазоне температур от -100 до $+200$ °С. Наибольший эффект снижения пластичности материала имеет место при комнатной температуре. В связи с этим необходим детальный анализ температурного состояния изделий при стационарном и переходных режимах их работы. Кроме того, возникают вопросы, связанные с рациональным охлаждением элементов конструкций.

2. Наибольшее влияние газообразный водород при комнатной температуре оказывает на механические свойства материала, связанные с изменением его пластических свойств (поперечным сужением ψ , истинным сопротивлением разрыву S_k), малоцикло-вой усталости и скорости распространения трещин (dl/dN).

Это дает основание считать, что указанные характеристики должны в первую очередь учитываться в процессе анализа прочности и долговечности элементов конструкций ЖРД, контактирующих с газообразным водородом, причем при оценке статической прочности в зонах концентрации напряжений определяющим являются характеристики типа ψ_k и S_k , при оценке долговечности по числу циклов и времени нагружения – пределы длительной прочности $\sigma'_{в\tau}$, усталости $\sigma'_{1\tau}$ и длительной пластичности $e'_{к\tau}$, а при оценке живучести – скорости распространения трещин (dl/dN) и вязкости разрушения (K_{Ic}). Как показали опыты, определяющим параметром прочности ЖРД в ряде случаев является малоцикло-вая усталость элементов конструкций в среде газообразного водорода высокого давления, а также их живучесть при наличии дефектов.

3. Негативное воздействие водорода на предельные характеристики прочности и пластичности возрастает с увеличением эксплуатационных напряжений, жесткости напряженного состояния в узлах сложной пространственной формы в зонах концентрации напряжений. При этом существенное влияние на ВО оказывает скорость деформации материала.

Следует иметь в виду, что в зонах концентрации напряжений, где теоретические коэффициенты концентрации могут изменяться в широких пределах, объемность напряженного состояния приводит к снижению пластичности материала в 2–10 раз, что в комбинации с влиянием водорода существенно уменьшает величину разрушающего напряжения и ресурса.

Эффект ВО увеличивается с уменьшением скорости деформации материала, поэтому последнюю следует учитывать при анализе условий нагружения элементов конструкций. В процессе эксплуатации двигателей наблюдается уменьшение скорости

деформации материала при переходе к стационарному режиму работы изделия с максимальными параметрами нагружения. В этой связи при определении влияния газообразного водорода на характеристики материалов целесообразно, чтобы скорость нагружения образцов составляла не более 0,1–1,0 мм/мин, что соответствует скорости деформирования $2 \cdot 10^{-5} : 2 \cdot 10^{-4}$ 1/с.

4. В процессе испытаний образцов на растяжение в среде газообразного водорода высокого давления ($\geq 5 \div 10$ МПа) при температурах, близких к комнатным, пластичность и прочность многих сплавов на основе железа, никеля, кобальта уменьшается. Стали с мартенситной и переходной аустенитно-мартенситной структурой подвержены значительному ВО, о чем свидетельствует опыт эксплуатации стали 07X16H6, у которой пластичность в среде газообразного водорода может снижаться до 9%.

Естественно, что применение сталей этого класса в такой среде ограничено. Стойкость в среде газообразного водорода характерна для сталей со стабильной аустенитной структурой при увеличении никелевого эквивалента свыше 25%. Применение таких материалов в кислородно-водородных ЖРД предпочтительно, хотя в ряде случаев использование сталей с аустенитной структурой может быть ограничено из-за их относительно невысокой удельной прочности.

Результаты исследования позволяют определять мероприятия, проведение которых будет способствовать предотвращению водородного охрупчивания материалов. При проектировании деталей ЖРД в зонах максимальной локальной нагруженности необходимо исключить возможность образования зон пластических деформаций (по крайней мере более 0,5%). Целесообразно использовать сплавы аустенитного класса, обладающие пониженной склонностью к ВО. В качестве приближенных критериев применимости сплавов для работы в среде газообразного водорода можно принять допустимое снижение предела прочности материала на 10–15%, а пластичности — на 30–40%.

Можно также использовать защитные покрытия из материалов меди, серебра, золота, а также наплавки из материалов аустенитного класса, стойких в среде газообразного водорода. Опыт нанесения защитных покрытий (медь толщиной до 200 мкм) на корпусные элементы агрегатов подачи топлива и наплавки (сталь ЧС-39, $\sigma_T = 400$ МПа, $\psi_K = 60\%$) в зонах сварных соединений коллекторов камер сгорания свидетельствует о высокой эффективности этих мероприятий, позволивших существенно увеличить долговечность конструкций.

Анализ результатов проведенных исследований по определению влияния газообразного водорода на характеристики конструкционных материалов показал, что, в соответствии с законом Борелиуса, концентрация водорода в металле существенно зависит от давления H_2 и его температуры

$$c \sim \sqrt{p} \exp \frac{-Q_p}{2RT}, \quad (12.1)$$

где Q_p – теплота растворения водорода в металле ($Q_p = 20 \div 40$ кДж/моль); R – газовая постоянная ($R = 8,3$ Дж/моль); p – давление водорода; T – абсолютная температура, К.

Перенос внешней среды (водорода) в металл при определенных давлении и температуре газа осуществляется диффузионно, при этом важную роль играют уровень и градиент напряжений.

Второй механизм переноса водорода в металл связан с движением дислокаций в металле при пластической деформации. В этом случае концентрация водорода в металле обусловлена пластической деформацией элемента конструкции (или ее части) и подчиняется зависимости

$$c \sim e_{ik}^p(x, t), \quad (12.2)$$

где $e_{ik}^p(x, t)$ – пластическая деформация (обычно в зоне концентрации напряжений), зависящая в общем случае от пространственных координат и времени. В частности, на основе решения одномерной плоской задачи величина локальной пластической деформации в точке x будет

$$e_{ik}^p(x) = \frac{e_{\max k}}{(1 + x/r_0)^2} - e_\tau, \quad (12.3)$$

где $e_{\max k}$ – максимальная упругопластическая деформация поверхности концентратора напряжений; x – расстояние от поверхности концентратора до расчетной точки; r_0 – радиус кривизны концентратора; $e_\tau = \sigma_\tau/E$ – деформация, соответствующая пределу пропорциональности материала; E – модуль упругости. Величина $e_{ik}^p(x)$ из выражения (12.3) не зависит от времени. В этом случае предполагается мгновенное нагружение элемента конструкции.

Комбинация диффузионного и дислокационного механизмов переноса водорода позволяет построить зависимость пластичности материала от концентрации H_2 , которая, как показывают результаты опытов, монотонно убывает. С учетом выражений

(12.1)–(12.3) в области значений комнатных температур ($T = T_0$) получим

$$e_{\text{кН}_2}(x, \tau) = \frac{e_{\text{к}}}{1 + A \left\{ \sqrt{p} \left[\frac{e_{\text{maxk}}}{(1 + x/r_0)^2} - e_{\tau} \right] H(x, \tau) \right\}^n}, \quad (12.4)$$

где A и n – водородные постоянные материала;

$$H(x, \tau) = \operatorname{erf} \frac{x}{2 \sqrt{D\tau}} + \exp \frac{V_{\text{Н}_2} \{ \sigma(x) - \sigma(0) \}}{RT} \operatorname{erfc} \frac{x}{2 \sqrt{D\tau}} \quad (12.5)$$

– функция, связанная с гидростатическим напряжением в зоне концентратора напряжений и диффузией водорода; D – коэффициент диффузии водорода ($\sim 10^{-3} \div 10^{-4}$ мм²/с); $V_{\text{Н}_2}$ – парциальный молярный объем водорода в металле (~ 2 см³/моль), а

$$\sigma(x) = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_{\tau} \left[\frac{e_{\text{maxk}}/e_{\tau}}{(1 + x/r_0)^2} \right]^m \left\{ \frac{1}{2} + \frac{1}{2m} \left[\left(1 + \frac{x}{r_0} \right)^{2m} - 1 \right] \right\} \quad (12.6)$$

– гидростатическое напряжение; σ_{τ} – предел текучести (пропорциональности); m – характеристика упрочнения материала

согласно степенной зависимости $\sigma_i = \sigma_{\tau} \left(\frac{e_i}{e_{\tau}} \right)^m$.

Соотношение (12.4) можно использовать также для определения истинного сопротивления материала разрыву в среде водорода $S_{\text{кН}_2}$. Выражение для вычисления $S_{\text{кН}_2}$ принимает вид

$$S_{\text{кН}_2}(x, t) = \sigma_{\text{вН}_2} \exp(m) [1 - m + e_{\text{кН}_2}(x, t)]. \quad (12.7)$$

Зависимость (12.7) имеет смысл при $e_{\text{кН}_2}(x, t) \geq m$.

Приведенная выше информация о материалах и влиянии газообразного водорода на их служебные характеристики используется для оценки прочности и долговечности элементов конструкции ЖРД. Важным этапом при этом является выбор исходных данных для расчетов: величин максимальных деформаций e_{maxk} , температуры T , времени τ , коэффициентов диффузии, предельных деформаций $e_{\text{к}}$, показателей упрочнения m .

Для оценки долговечности элементов конструкций с учетом числа включений ЖРД и продолжительности его работы важное значение имеет выбор коэффициента запаса долговечности $K_{\text{в}}$, который должен зависеть от числа включений двигателя. Ниже приводится зависимость, полученная из соотношения, связывающего число циклов работы ЖРД до образования трещины в конст-

рукции с числом циклов до ее разрушения. При этом учитывается влияние газообразного водорода на пластичность материала.

Число включений (циклов) ЖРД при эксплуатации можно вычислить по формуле

$$\frac{N_{0H_2}}{N_0} = \frac{K_{NH_2}}{K_N} = \tilde{e}_k^\alpha, \quad (12.8)$$

где $\tilde{e}_k = e_{kH_2}/e_k$ – параметр, характеризующий снижение пластических свойств материала в среде водорода; $\alpha = 1/m_0$ – показатель степени; $m_0 \approx 0,36 + 0,002\sigma_b$. Параметр σ_b в данном случае – в кг/мм².

Согласно выражению (12.8), число циклов работы ЖРД до образования трещин $N_0 = K_N N_3$. При отсутствии влияния водорода на прочность материала следует принимать $\tilde{e}_k = 1,0$.

Результаты расчетов по формуле (12.8) показывают также, что влияние газообразного водорода приводит к увеличению требуемых значений K_N .

Следует отметить, что указанные выше величины коэффициентов запасов по долговечности нельзя рассматривать как жестко регламентированные. Необходим дальнейший анализ проблем, связанных с оценкой прочности и долговечности элементов конструкций ЖРД, подверженных воздействию водорода.

Как показал опыт проектирования ЖРД РД-0120, использование при расчетных оценках только традиционных коэффициентов запасов прочности и текучести K_m и K_T недостаточно даже при наличии их нормативных значений, поэтому необходима информация о деформационных критериях (см. раздел I). Кроме того, возможность хрупкого разрушения материала при воздействии на него газообразного водорода приводит к необходимости рассмотрения локальной прочности элементов конструкций, с помощью которой учитывается концентрация температурно-силовых напряжений в узлах сложной пространственной формы. Соответствующие подходы могут быть основаны на численном или аналитическом решении задачи об упругопластическом состоянии конструкции [22].

При плоской деформации и степенном законе упрочнения материала максимальные значения напряжений и деформаций в зоне их концентрации составляют (при $\sigma_n \leq \sigma_T$)

$$\sigma_{1maxk} = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_T [1 + (\bar{e}_{maxk}^m - 1)/2m], \quad (12.9)$$

$$\bar{e}_{maxk} = \left(\frac{\alpha_\sigma \sigma_n}{\sigma_T} \right)^{\frac{2}{1+m}}; \quad \bar{e} = \frac{e}{e_T}; \quad e_T = \frac{\sigma_T}{E},$$

где σ_n — интенсивность номинальных напряжений; α_n — теоретический коэффициент концентрации напряжений.

Наряду с коэффициентами K_m и K_T рассматриваются коэффициенты запасов местной прочности

$$K'_m(x, t) = \frac{S_{кН_2}(x, t)}{\sigma_{1maxk}} \quad (12.10)$$

и разрушающей деформации материалов

$$K_f(x, t) = \frac{B_k e_{кН_2}(x, t)}{e_{maxk}}, \quad (12.11)$$

где B_k — параметр снижения пластичности материала за счет объемности напряженного состояния в зоне концентрации напряжений.

Коэффициенты K'_m и K_f зависят от значений K_m и долговечности материала (числа циклов до образования трещин). Эта зависимость определяется следующими соотношениями:

$$K_T = \frac{1}{\sigma}; \quad K_m = K_T \left(\frac{m}{e_T} \right)^m \exp(-m); \quad (12.12)$$

$$K'_m(x, t) = \frac{\frac{\sqrt{3}}{2} \left(\frac{m}{e_T} \right)^m [1 - m + e_{кН_2}(x, t)]}{1 + \left\{ \left[\left(\frac{m}{e_T} \right)^m \exp(-m) \frac{\alpha_\sigma}{K_m} \right]^{\frac{2m}{1+m}} - 1 \right\} / 2m}; \quad (12.13)$$

$$K_f(x, t) = B_k \frac{e_{кН_2}(x, t)}{e_T \left[\left(\frac{m}{e_T} \right)^m \exp(-m) \frac{\alpha_\sigma}{K_m} \right]^{\frac{2}{1+m}}}; \quad (12.14)$$

$$N_0 \approx \frac{1}{4} [K_f(x, t)]^{m_0}. \quad (12.15)$$

Можно рекомендовать следующие значения коэффициентов K_m и K_f :

$$K'_m \geq K_m^{\frac{2m}{1+m}}; \quad K_f \geq K_m^{\frac{2m}{1+m}}, \quad (12.16)$$

при этом $K'_m \geq 1,1$; $K_f \geq 2,2 \div 3,3$.

При разработке оптимальной конструкции необходимо удовлетворить всем указанным выше коэффициентам запаса (12.12)–

(12.15). Определяющим следует считать число циклов $N_0 = K_f N_f$; именно через N_0 циклов находится требуемое значение K_f и далее – другие коэффициенты запасов. Отметим, что при таком подходе к определению коэффициентов запаса при проектировании ЖРД, который несколько отличается от общепринятого, значения K_m и K_T могут не удовлетворять требованиям “Норм прочности” и быть, как правило, выше нормативных величин.

Зависимость (12.9) позволяет установить значение допускаемого номинального напряжения в материале

$$[\sigma_n]_f = \frac{\sigma_T}{\alpha_\sigma} \left\{ 1 + 2m \left[\frac{\sqrt{3}}{2} \left(\frac{m}{e_1} \right)^m \frac{1 - m + e_{\text{кН}_2}}{K'_m} - 1 \right] \right\}^{\frac{1+m}{2m}}. \quad (12.17)$$

С помощью $[\sigma_n]_f$ учитываются как особенности поведения материала в среде водорода, так и особенности конструкции.

Таким образом, можно предложить подход к определению значения допускаемого номинального напряжения (как минимального из трех значений) в элементах конструкции двигателей, работающих в контакте с газообразным водородом высокого давления,

$$[\sigma_n] = \min \left\{ \frac{\sigma_B}{K_m}, \frac{\sigma_T}{K_T}, [\sigma_n]_f \right\}. \quad (12.18)$$

В качестве примера рассмотрим вопросы, связанные с оценкой прочности и долговечности лопаток рабочего колеса II ступени турбины двигателя РД-0120. Расчетными параметрами будем считать частоту вращения ротора 36 500 об/мин, температуру 985 К и суммарное время работы двигателя 1800 с.

Материал диска и лопаток турбины – жаропрочный никелевый сплав ЭП741П (гранульная технология). Механические характеристики этого сплава при указанной температуре, в том числе длительная прочность, пластичность и истинное сопротивление разрыву (помечены индексом τ), приведены ниже (напряжения – в МПа).

T, K	σ'_B	$\sigma'_{0.2}$	$\sigma'_{B\tau}$	e'_k	σ'_B	σ'_T	m'	$e'_{k\tau}$	$S'_{k\tau}$
985	1130	830	790	0,16	970	79	0,096	0,105	1080

В процессе эксплуатации ЖРД в зонах корневого сечения лопаток турбины и местах их сопряжения с бандажом на выходных кромках наблюдались трещины. Они появлялись в наиболее напряженных местах лопаток. Это подтвердили результаты анализа их температурного и напряженно-деформированного состояния методом конечных элементов. Полученные данные свидетельству-

ют о том, что турбина изгибается из-за температурного перепада по толщине диска, вследствие чего в выходных кромках лопаток наблюдаются значительные упругопластические деформации и напряжения, обусловленные влиянием на кромки температуры и центробежных сил. Номинальные напряжения достигают уровня предела текучести (примерно 800 МПа), номинальные деформации составляют 0,65–0,80%.

Теоретический коэффициент концентрации интенсивности напряжений (в местах перехода лопатки в диск и обод) $\alpha_\sigma = 1,80$. При напряжениях на уровне предела текучести такое значение α_σ отмечается в том случае, если коэффициент концентрации деформаций $K_\epsilon = 2,56$. Следовательно, максимальная упругопластическая деформация на выходных кромках лопаток может достигать примерно 1,59–2,05%. При уменьшении номинального напряжения уровень остаточных деформаций сравнительно невелик (около 0,1–0,2%), однако по локальным напряжениям цикл нагружения может рассматриваться как близкий к симметричному. Это дает основание приближенно считать параметры асимметрии цикла по деформациям $r^* \cong 0$, по напряжениям $r \cong -1$.

Приняв $m_0 = 0,554$ и $m_\epsilon = 0,0668$, из уравнения

$$\frac{1}{2} e_{\max k(1-r^*)} = \frac{B_k e_{k\tau}}{4N^{m_0} + \frac{1+r^*}{1-r^*}} + \frac{\sigma'_{B\tau}/E'}{(4N)^{m_\epsilon} + \frac{1+r}{1-r}}$$

найдем число циклов N работы ЖРД до образования трещин в лопатках турбины ($N = 4 \div 5$). Этот результат подтверждается в процессе работы двигателя РД-0120.

Образование трещин в лопатках турбины может быть связано не только с малоцикловым их нагружением, но и с высокой статической напряженностью лопаток в зонах концентрации напряжений. Расчетные оценки показывают, что в условиях плоского напряженного состояния, характерного для выходных кромок лопаток, уровень наибольших растягивающих напряжений составляет 1030–1050 МПа, что соизмеримо с величиной истинного сопротивления материала разрыву $S'_{k\tau}$. Поэтому вполне возможно образование трещин в лопатке уже в первых циклах нагружения из-за высокого уровня температурно-силовых нагрузок, действующих на нее.

Как показали результаты металлографических исследований, развитие разрушения лопаток турбин носит усталостный характер, связанный с многоцикловым их нагружением. Это объясняется тем, что каждая лопатка турбины подвергается высокочастотному воздействию давления газа. Частота пульсаций в данном случае

составляет 20000–22000 Гн, поскольку число лопаток соплового аппарата турбины равно 37. Количество циклов нагружения при этом больше 10^7 . Несмотря на сравнительно низкий уровень пульсаций давления (около $0,1–0,2 P_{\text{стал}}$) и обусловленных ими переменных напряжений (примерно $0,80–1,0$ кгс/мм² или 8–10 МПа), последние могут привести к усталостному разрушению конструкции, поскольку первичные трещины являются мощным источником концентрации напряжений.

Повысить долговечность лопаток турбины можно за счет снижения уровня напряженного состояния на их выходных кромках. Подрезка бандажа над данными кромками снижает напряжение в них примерно на 20–25%. Утолщение выходной кромки лопаток позволяет уменьшить коэффициент концентрации напряжений, по предварительным оценкам, примерно на 20%. Результаты проведенных исследований показали, что указанные мероприятия приводят к заметному и достаточному увеличению прочности и долговечности лопаток турбины двигателя РД-0120.

12.5. Разработка критериев работоспособности материалов разъемных и неразъемных соединений при различных температурах

Разработка критериев работоспособности материалов в рабочих средах связана с наиболее полным учетом температурно-силовых условий их работы в конструкции и воздействия окружающей среды. При этом наиболее сложными и недостаточно изученными являются вопросы, относящиеся к изменению упругопластических свойств металлов при низких температурах и вопросы прочности разъемных соединений.

Первый этап работы в этом направлении относится к разработке требований к материалам элементов резьбовых соединений, используемых в агрегатах подачи, и оценке возможности применения выбранных материалов.

В государственных стандартах по болтам, винтам, шпилькам и гайкам отражен опыт работы, накопленный в машиностроении. В нем сформулированы требования к механическим свойствам болтов, винтов и шпилек из углеродистых и легированных сталей при нормальной температуре в зависимости от уровня прочности (класса прочности). В этих стандартах в число регламентированных характеристик входят временное сопротивление σ_b , предел текучести $\sigma_{0,2}$ (σ_T), ударная вязкость (KCV), твердость (HB, HRC) и напряжение от пробной нагрузки.

Каких-либо дополнительных требований к характеристикам, отражающим предельную пластичность и прочность сталей в условиях концентрации напряжений, в стандартах не содержится. Не содержатся также и рекомендации по выбору материалов элементов соединений, работающих при низких и криогенных температурах.

В целях разработки требований к материалам резьбовых соединений ЖРД, работающих при низких температурах, и к оценке работоспособности принятых в агрегатах подачи материалов была использована дополнительная информация [188] о прочностных и деформационных свойствах этих материалов и проведены испытания моделей резьбовых соединений, содержащихся в агрегатах подачи двигателя при нормальной и низких (-196 и -253°C) температурах.

Рассматривая напряженно-деформированное состояние элементов резьбовых соединений, можно предполагать, что на величину разрушающей статической нагрузки должны оказывать определяющее влияние пластические свойства металлов. Наибольшая прочность реализуется в тех случаях, когда объемность напряженного состояния в зоне концентратора оказывает наименьшее влияние на величину предельной пластической деформации, соответствующей разрушению материала или появлению в нем пор, трещин и других дефектов.

В настоящее время существуют расчетно-экспериментальные методы определения предельной пластической деформации в условиях варьируемой жесткости нагруженного состояния (см. раздел I); однако при всестороннем растяжении определение сплошности материала в процессе пластической деформации сопряжено с трудоемкими экспериментальными исследованиями. Поэтому для анализа в качестве меры предельной пластичности принята характеристика сужения поперечного сечения при растяжении — ψ_k , а в качестве меры сплошности и пластического упрочнения приняты результаты испытаний на растяжение образца с V-образным надрезом ($D = 10$; $d = 8,5$; $\alpha = 60^{\circ}$; $r = 0,1$).

Рассматривая представленные в табл. 12.3 механические характеристики углеродистых и легированных сталей при $t = 20$, -40 , -70 и -196°C , можно видеть, что в тех случаях, когда характеристика ψ_k изменяется в интервале от 50 до 60%, отношение σ_b^H/σ_b изменяется в пределах от 1,3 до 1,55. Исключение составляет поведение стали 30ХГСА, имеющей $\sigma_b^H/\sigma_b = 1,1$ при $\psi = 50\%$. Различие влияния надреза на прочность может быть связано с различным характером упрочнения металлов в интервале от равномерной деформации образца до предельного значения или с

Таблица 12.3. Механические характеристики стали

Марка стали	Температура, °C	σ_{02} , МПа	σ_B , МПа	δ_5 , %	ψ , %	σ_B^H , МПа	σ_B^H/σ_B
38ХА	20	900	1000	18	60	1400	1,55
	-70	1000	1150	17	55,5	1550	1,35
	-196	140	145	16	43	1740	1,2
30ХГСА	20	1130	1210	113	50	1310	11
	-40	—	—	13	49	—	—
	-70	1190	1300	10	47	1380	1,06
	-196	1500	1540	860	13	970	0,6
40ХНМА	20	970	1100	17,5	54	1700	1,54
	-40	1040	1230	15	51	1820	1,48
	-70	1070	1300	14	50	1900	1,46
	-196	1400	1570	12	26	1920	1,16
20	20	350	450	30	—	480	1,07
	-40	420	520	28	—	530	1,02
	-70	460	570	25,7	—	560	0,98
	-196	840	900	2,0	—	600	0,667
45	20	900	1000	11	56	1300	1,3
	-40	940	1000	10	55	1390	1,39
	-70	960	1040	10	53	1390	1,33
	-196	1280	1320	7	10	1600	1,21
35	20	350	560	32	60	830	1,48
	-40	370	600	31	58	840	1,4
	-70	420	650	30	58	930	1,43
	-196	870	980	10	13	780	0,797
16ХСН	20	1040	1240	12,3	64	—	—
40Г	20	360	640	18	45	—	—
45Г	20	380	810	16	40	—	—
40Г2	20	460	870	13	46	—	—

разным характером зависимости предельной деформации от величины среднего (объемного) напряжения.

Таблица 12.3 показывает, что работоспособность элементов соединения, изготовленных из сталей, имеющих $\psi = 50\%$ и $\sigma_B^H/\sigma_B \geq 1,3$, подтверждена опытом эксплуатации конструкций в различных областях машиностроения.

Однако элементы резьбовых соединений агрегатов подачи работают в необычных условиях (высокий уровень допускаемых напряжений, малая жесткость фланцев, необходимость выполнения требований по герметичности, использование новых материалов).

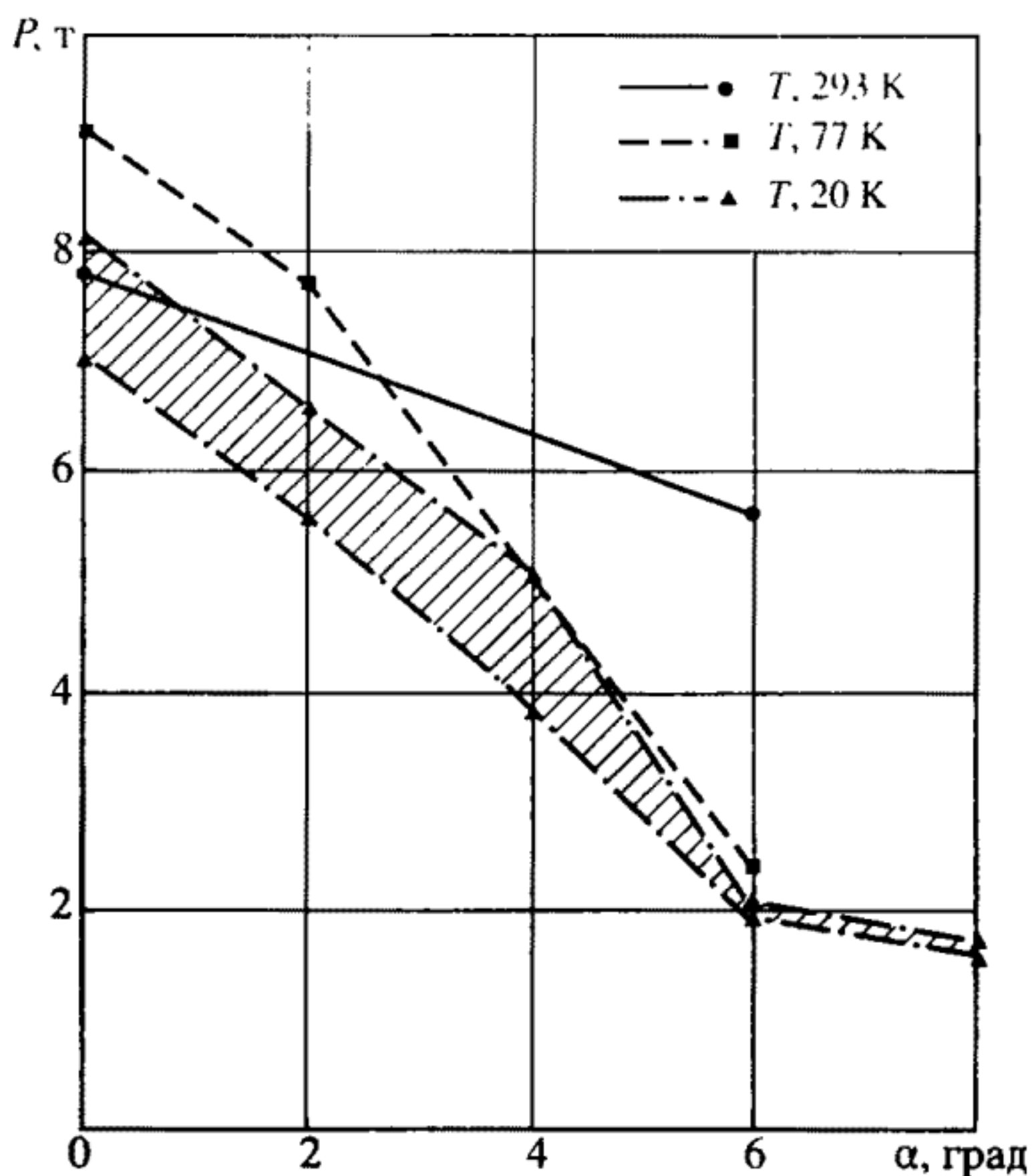


Рис. 12.3. Зависимость разрушающей нагрузки шпилек М10 из стали ЭП-33 от угла перекося (заштрихована зона разброса данных)

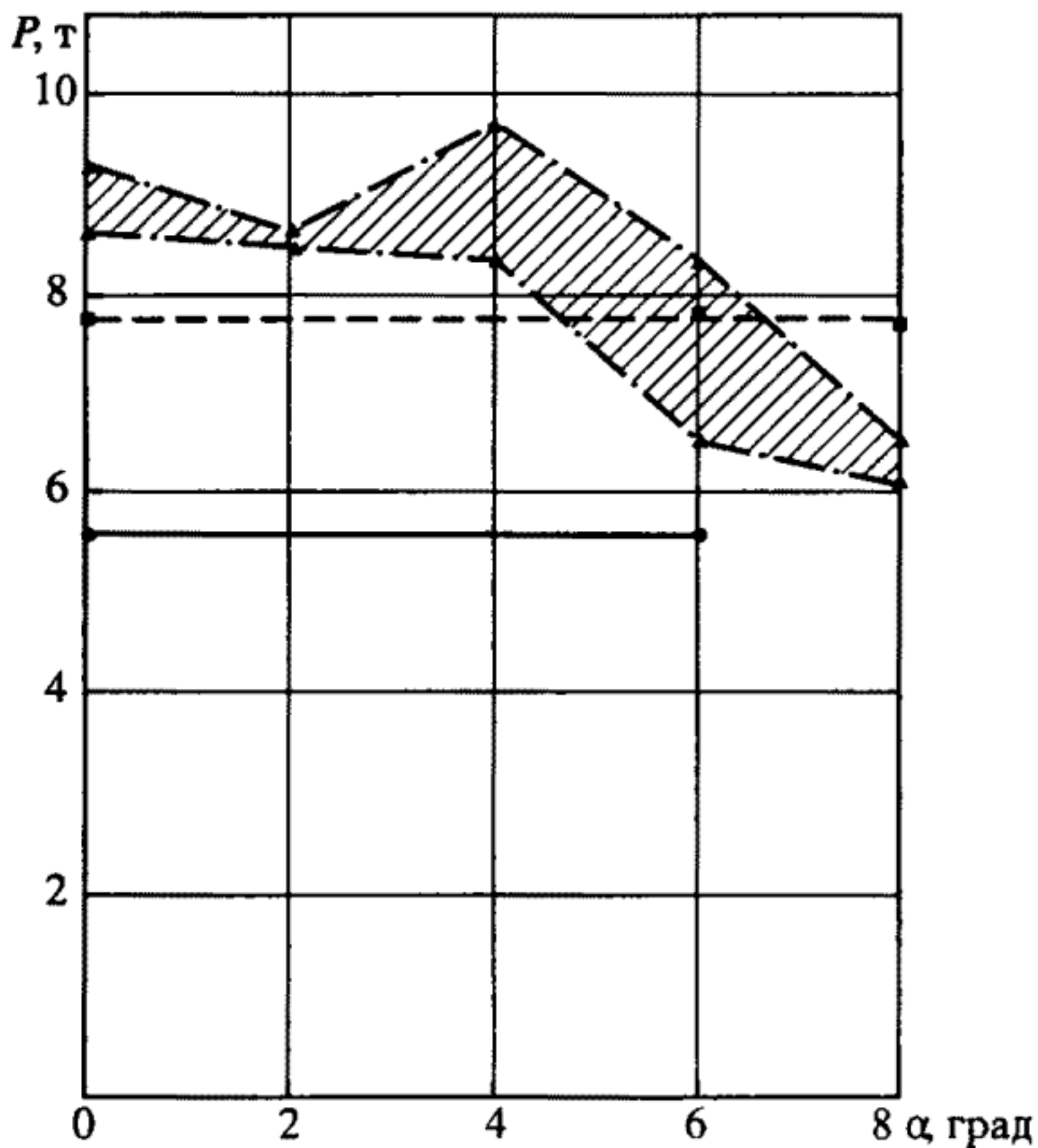


Рис. 12.4. Зависимость разрушающей нагрузки шпилек М10 из стали ВНС-25 от угла перекося (заштрихована зона разброса данных)

Условные обозначения см. на рис. 12.3

Поэтому требования к материалам по уровню механических характеристик типа σ_B , $\sigma_{0,2}$, δ , ψ_K , σ_B^H должны быть дополнены требованием обязательного экспериментального подтверждения путем испытания моделей резьбового соединения, выполненного из применяемых материалов, с учетом перекосов, соответствующих жесткостным характеристикам реальной конструкции. Сохранение постоянного значения разрушающей нагрузки в пределах естественного разброса при изменении угла перекоса от 0° до максимального значения является подтверждением работоспособности материала в эксплуатационных условиях.

В работе [189] приведены результаты испытаний элементов шпилечных и винтовых соединений, изготовленных из разных материалов. Характер полученных результатов показан на рис. 12.3 и 12.4. Установлено сильное влияние угла перекоса на величину разрушающей нагрузки шпилек $M10 \times 1,5$, изготовленных из стали ЭП33. При угле перекоса, равном 6° , в условиях нормальной температуры несущая способность шпилек из стали ЭП33 составляет 73% от разрушающей нагрузки при отсутствии перекоса.

При $t = -196$ и -255°C разрушающая нагрузка снижается соответственно на 74 и 77%. Испытания стали ВНС-25 показали, что некоторое влияние угла перекоса имеется лишь при $t = -253^\circ\text{C}$, начиная с $\alpha = 6^\circ$. При этом разрушавшая нагрузка составляет примерно 70% от разрушающей нагрузки при $\alpha = 4^\circ$. Следует заметить, что характеристика поперечного сужения этой стали при $t = -253^\circ\text{C}$ составляет 57%, а отношение $\sigma_B^H/\sigma_B = 1,55$ (табл. 12.4).

Таблица 12.4. Результаты испытаний стали ВНС-25 и ЭП33 при наличии перекоса

$T_{\text{исп}}, \text{K}$	ВНС-25				
	$\sigma_{02}, \text{МПа}$	$\sigma_B, \text{МПа}$	$\sigma_B^H, \text{МПа}$	$\delta_5, \%$	$\psi, \%$
293	730	990	1750	20	75
77	1060	1500	2450	23	63
20	1440	1760	2650	21	57

$T_{\text{исп}}, \text{K}$	ЭП33				
	$\sigma_{02}, \text{МПа}$	$\sigma_B, \text{МПа}$	$\sigma_B^H, \text{МПа}$	$\delta_5, \%$	$\psi, \%$
293	980	1290	1790	23	40
77	1160	1580	1760	11	16
20	1190	1520	1520	5,2	12

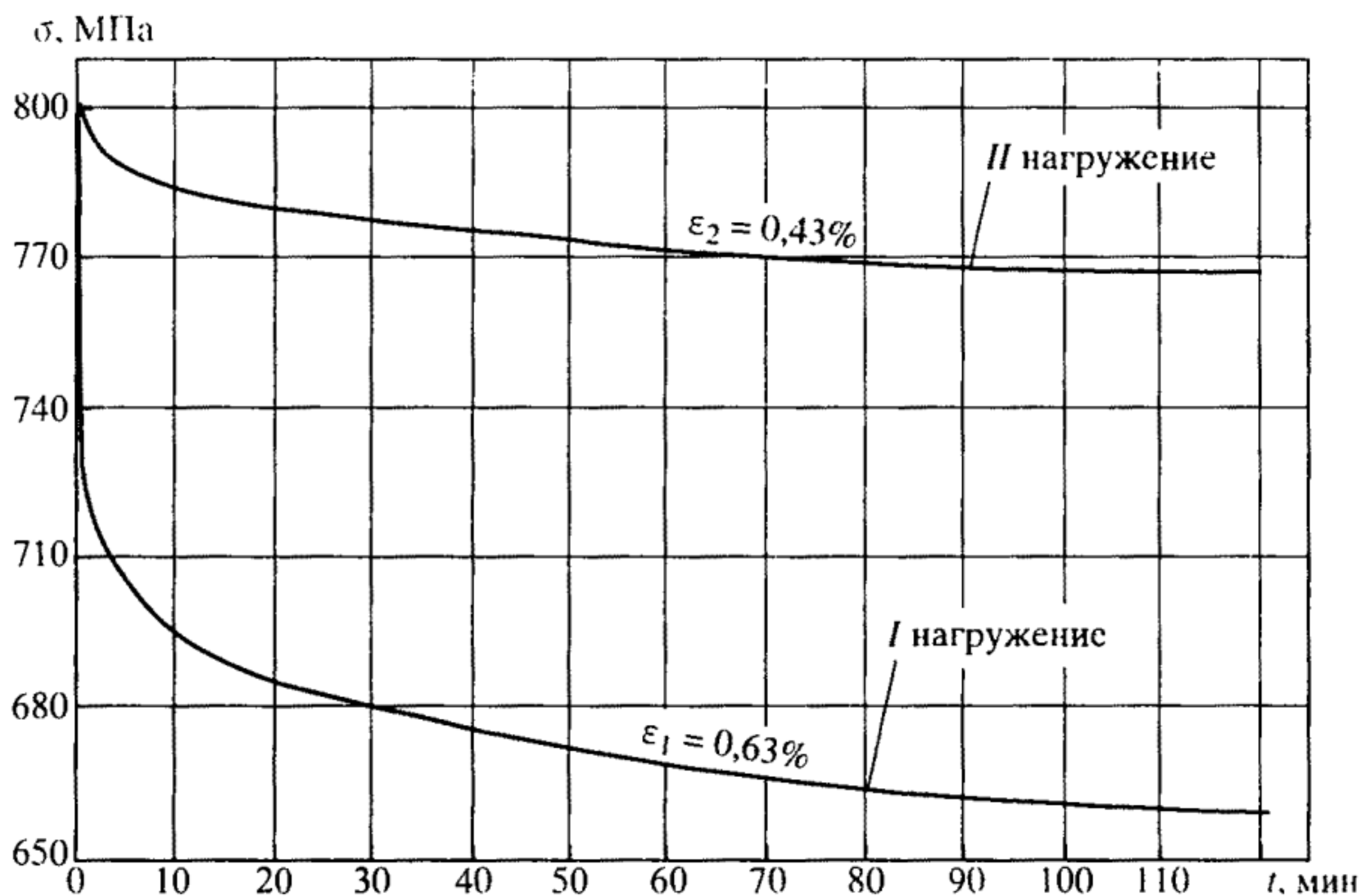


Рис. 12.5. Результаты испытаний образцов из стали ВНС-25 на релаксацию напряжений при действии осевой растягивающей силы

Испытания показали, что сталь ЭП33 непригодна для изготовления элементов резьбовых соединений, а сталь ВНС-25 обеспечивает работоспособность элементов соединений в широком диапазоне температур и углов перекоса (см. табл. 12.4).

В связи с принятым ранее решением о снижении напряжения, возникающего вследствие предварительной затяжки соединения до $\sigma_i = \sigma_{0,2}$, возникает необходимость оценки релаксации (по σ и по τ) при напряжениях, изменяющихся в интервале между пределом пропорциональности ($\sigma_i = \sigma_{\text{прп}}$) и пределом текучести ($\sigma_i = \sigma_{0,2}$).

На рис. 12.5 представлены результаты предварительных испытаний образцов из стали ВНС-25 на релаксацию напряжений при действии осевой растягивающей силы. Первый этап испытаний был выполнен при $\sigma_0 = 800$ МПа и $\epsilon_1 = 0,63\%$, при этом в начальный момент упругая часть деформации составила $0,42\%$. В результате релаксации напряжений соотношение между упругой и пластической деформациями за время $\tau = 120$ мин изменилось, и в момент полной разгрузки пластическая деформация увеличилась на $0,075\%$, а напряжение и соответствующая упругая деформация уменьшились на $17,5\%$.

Второй этап испытаний того же образца был выполнен с целью оценки релаксации напряжений при повторном нагружении. При том же уровне начальных напряжений ($\sigma_0 = 800$ МПа) деформация

в начале процесса была практически упругой и составила 0,43%. Релаксация напряжений на втором этапе испытаний значительно уменьшилась и за время $\tau = 120$ мин составила 4,0%.

Следовательно, увеличение пластической деформации в процессе релаксации напряжений при сохранении постоянного значения суммарной (упругой и пластической) деформации на первом этапе испытаний приводит к наклепу металла и значительному замедлению процесса релаксации при повторных испытаниях.

Полученные результаты имеют практическое значение для организации технологического процесса затяжки резьбовых соединений, поскольку они показывают принципиальную возможность повышения плотности стыка фланцевых соединений при напряжениях, близких к $\sigma_{0,2}$, путем повторной затяжки. Для получения более точной информации необходимо увеличить продолжительность испытаний на релаксацию по двухступенчатой программе.

Особую сложность анализа и предотвращения имеют разрушения неразъемных сварных соединений, связанные с воздействием водорода на основной материал, началом которых явились концентраторы напряжений в сварных соединениях:

- дефекты в виде непроваров;
- горячих трещин в сварном шве;
- резких переходов от проплавов и усилений;
- особенности конструкций замковых соединений, имеющих концентраторы напряжений.

Для формирования материала шва сварных соединений применена ограниченная номенклатура присадочных материалов как для сварки теплоустойчивых и нержавеющей сталей, так и для сварки жаропрочных никелевых сплавов. При этом большинство присадочных материалов, применяемых в изделии, аустенитного класса, что уже предполагает повышенную стойкость материала швов к воздействию водорода, в том числе и в диапазоне наиболее опасных с точки зрения влияния рабочих температур.

Присадочные материалы, применяемые в сварных соединениях двигателя РД-0120:

св. 04X19H11M3	(св. ЭП400)
св. 30X19H15Г6M2AB2	(Ч-39)
св. 03X12H9M2C	(св. ЭП659А-ВИ)
св. 06X16H60M15	(св. ЭП367)
св. X15H65M12B3TO	(св. ЭП642).

Для предотвращения имевших место разрушений сварных соединений были проведены необходимые мероприятия, которые во всех случаях оказались эффективными и направленными в первую очередь на ликвидацию концентраторов напряжений.

Большие проблемы возникают при длительном воздействии высоких температур на теплозащитные покрытия. Многократные испытания изделий приводили к вспучиванию, а затем и шелушению покрытия до основного материала. Причина – растворенный в материале при высокой температуре водород не успевает выделяться диффузионно при охлаждении деталей и собирается на границах раздела “металл–покрытие”, локализуется и приводит к вспучиванию покрытия.

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ И ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ПОВЕДЕНИЯ КОНСТРУКЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ В СРЕДЕ ГАЗООБРАЗНОГО ВОДОРОДА

13.1. Исследование влияния газообразного водорода на поведение конструкционных материалов

В главах 11 и 12 были рассмотрены вопросы, связанные с работоспособностью конструкционных материалов ЖРД при сложных термомеханических условиях нагружения с учетом воздействия компонентов топлива и продуктов сгорания для обеспечения прочности несущих элементов конструкций. При этом основное внимание уделено влиянию водорода на прочность и ресурс современных кислородно-водородных двигателей.

Обзор литературы по данной проблеме и результаты специальных исследований охватывают такие вопросы, как состояние водорода в металлах, виды водородной хрупкости, механизмы взаимодействия водорода с металлом, изменение локального напряженно-деформированного состояния.

Водородная хрупкость (водородное охрупчивание – ВО), которая проявляется в определенном температурном диапазоне, оказывает существенное влияние на механические характеристики конструкционных материалов, понижая их прочность и, главное, пластичность. Это обстоятельство должно учитываться как при выборе материалов для элементов конструкции ЖРД, так и при оценке прочности и долговечности элементов, работающих в контакте с газообразным водородом.

Рассмотренные выше (пп. 11.3, 12.1–12.4) подходы к оценке прочности основаны на таких понятиях, как запасы по местным напряжениям и деформациям. Именно при использовании таких запасов удастся ввести в практику расчетов характеристики материалов, наиболее чувствительные к влиянию водорода.

Сказанное потребовало проведения специальных экспериментальных исследований влияния водорода на свойства ряда материалов, используемых при разработке кислородно-водородных ЖРД.

На основе полученных экспериментальных данных были разработаны общие математические модели влияния водорода на механические характеристики материалов (пластичность, истинное сопротивление разрыву, сопротивление циклическому и длительному нагружению, трещиностойкость и др.) с учетом таких факторов, как давление и температура водорода, а также время и цикличность нагружения, концентрация напряжений. Эти данные послужили основой для разработки методов расчета на прочность и долговечность элементов конструкций с учетом влияния водорода (см. п. 11.4).

Опыт доводки ЖРД показывает, что к дефектам и замечаниям, имеющим отношение к проблеме прочности, могут быть отнесены свыше 30% всех замечаний, полученных в процессе доводочных испытаний двигателей.

Это обстоятельство указывает на необходимость экспериментальных исследований высокой статической и динамической напряженности элементов конструкций современных ЖРД. Водородные двигатели в этом плане не являются исключением. Для них особенно напряженными являются элементы камеры сгорания (межрубашечный тракт и оболочки сопла, коллекторы высокого давления, форсуночные головки), элементы турбонасосного агрегата (диски и рабочие лопатки турбин, рабочие колеса водородных насосов высокого давления) и других агрегатов (автоматики, управления и др.).

Высокая напряженность элементов конструкций современных водородно-кислородных двигателей является следствием того, что параметры рабочих процессов в агрегатах и системах указанных двигателей являются практически предельными по давлению в камере сгорания и температуре генераторного газа. Это связано с необходимостью непрерывного повышения экономичности двигателей и снижения их массы. В таких условиях обеспечение необходимых требований по прочности и долговечности двигателей подобного класса достигается, в основном, за счет проведения экспериментальных исследований на образцах, моделях и натурных конструкциях, а также за счет разработки оптимальных конструкций и максимального использования возможностей материалов и современных технологий.

Основное внимание в экспериментальных исследованиях уделяется рассмотрению механизмов водородной хрупкости, прочности и пластичности конструкционных материалов в среде водорода, построению математических моделей влияния водорода на механические характеристики материалов (см. гл. 12). Определенное внимание уделяется современным подходам к расчету

конструкций, контактирующих с газообразным водородом. В основу таких подходов положено определение запасов прочности в зонах концентрации напряжений. Учет местных напряжений, а также свойств материалов в этих зонах с учетом объемности напряженного состояния и влияния водорода позволяет установить значения коэффициентов запасов, наиболее полно характеризующих прочность конструкции.

Ниже приведен краткий обзор литературы по указанным направлениям. Подобный обзор следует рассматривать как основу для выбора тех или иных подходов, которые могут быть использованы при решении соответствующих задач прочности и долговечности элементов конструкций ЖРД.

13.2. Исследование общих закономерностей взаимодействия металлов с водородом и состояние водорода в металлах

Впервые отрицательное влияние водорода на механические свойства стали были установлены более 70 лет назад Пфайлем, который обнаружил, что в присутствии водорода пластичность стали при испытании на растяжение при комнатной температуре значительно ухудшается. Однако сталь не является единственным металлом, охрупчивающимся под влиянием водорода. Применяемые в технике такие высокоактивные металлы, как титан, цирконий и др., также весьма чувствительны к влиянию водорода. Частный вопрос о водородной хрупкости стали перерос в большую и весьма важную проблему водородной хрупкости конструкционных материалов, в том числе и высокопрочных, поскольку наличие водорода послужило причиной для разрушения целого ряда инженерных конструкций (баллонов, резервуаров, роторов генераторов и др.).

Закономерности взаимодействия водорода с металлами вызывают в связи с этим не только теоретический, но и большой практический интерес. В мировой печати опубликованы десятки тысяч научных статей и сотни монографий, освещающих влияние водорода на свойства металлов. Казалось бы, проблема изучена достаточно широко и досконально. Однако именно такое огромное количество публикаций указывает на то, что проблема водородной хрупкости еще далека от своего полного решения. Это видно хотя бы из того, что многие публикации противоречивы, особенно по вопросам физической природы и механизма влияния водорода на

служебные свойства материалов. Ниже приводятся литературные данные по указанной проблеме.

Общие закономерности взаимодействия водорода с металлами приведены в работах [1, 2, 7, 8, 13, 22, 23, 43] и многих других.

Как показывает опыт, водород взаимодействует практически со всеми металлами, причем это взаимодействие включает в себя ряд связанных между собой процессов: физическую адсорбцию, хемосорбцию, переход атомов газа через поверхность раздела газ-металл, диффузию, растворение и химическое взаимодействие с образованием (в некоторых случаях) химических соединений. При контакте металла с водородом на поверхности их раздела образуется тонкий слой адсорбированного газа.

Различают два вида адсорбции: а) физическую, или молекулярную; б) химическую, или хемосорбцию [9]. Первая обусловлена действием между молекулами газа и поверхностью металла дисперсионных сил, при которых не происходит никакого переноса электронов между молекулой и твердым телом. При физической адсорбции молекула газа не диссоциирует на атомы. Химическая адсорбция вызывается силами химического сродства между молекулами газа и металла, при этом молекулы газа и атомы металла обмениваются электронами с образованием ковалентной или ионной связи. Повышение температуры ускоряет процесс химической адсорбции, в связи с чем количество адсорбированного газа увеличивается с увеличением температуры.

При химической адсорбции молекулы водорода распадаются на атомы, которые диффундируют в глубь металла. Процессы диффузии рассмотрены в работах [7, 8, 13, 22, 32, 46].

Количество вещества, диффундирующего в единицу времени через единицу поверхности перпендикулярно потоку вещества, пропорционально пространственному градиенту концентрации C

$$J = -D \cdot \text{grad } C, \quad (13.1)$$

где D – коэффициент диффузии, $\text{м}^2/\text{с}$.

Для одномерной задачи уравнение (13.1) принимает вид

$$J = -D \cdot \frac{\partial C}{\partial x}. \quad (13.2)$$

Если коэффициент диффузии D не зависит от концентрации, из уравнения (13.2) следует [13]

$$\frac{\partial C}{\partial \tau} = D \cdot \frac{\partial^2 C}{\partial x^2}. \quad (13.3)$$

Это уравнение описывает изменение концентрации C по времени τ в направлении x , т.е. $C(x, \tau)$. Решение уравнения (13.3) для различного рода задач содержится в специальной литературе. Отметим, что уравнение (13.3) относится к классу уравнений математической физики, с помощью которых описываются и задачи теплопроводности. Естественно, что соответствующие решения задач теплопроводности могут быть распространены на задачи диффузии. В тепловых задачах коэффициент температуропроводности $a = \sqrt{\frac{\lambda}{\rho \cdot c}}$ имеет ту же размерность ($\text{м}^2/\text{с}$), что и коэффициент диффузии D .

Важное значение при исследовании концентрации водорода в твердых телах имеет учет градиентов концентрации и напряжений [13]

$$\frac{\partial C}{\partial \tau} = D \cdot \nabla^2 C - \left(\frac{D \cdot V_H}{R \cdot T} \right) \cdot \nabla C \cdot \nabla \sigma - \left(\frac{D \cdot V_H}{R \cdot T} \right) \cdot C \cdot \nabla^2 \sigma, \quad (13.4)$$

где V_H – парциальный молярный объем водорода в металле ($\sim 2 \text{ см}^3/\text{моль}$); σ – гидростатическое напряжение; T – температура; ∇ – оператор Лапласа.

Гидростатическое напряжение

$$\sigma = \frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3), \quad (13.5)$$

где $\sigma_{1,2,3}$ – главные напряжения.

Из решения уравнения (13.4) следует, что равновесная концентрация водорода C_σ в поле напряжений σ составляет

$$C_\sigma = C_0 \cdot \exp\left(\frac{V_H \cdot \sigma}{R \cdot T}\right), \quad (13.6)$$

где C_0 – концентрация водорода в ненапряженном участке.

Отметим, что решение (13.6) не зависит от коэффициента диффузии D . В ряде случаев это бывает важно, поскольку может отсутствовать информация о более или менее точном значении коэффициента диффузии.

Температурная зависимость коэффициента диффузии водорода в металлах представляется в форме уравнения Аррениуса [13, 22]

$$D = D_0 \cdot \exp\left(\frac{-Q_D}{R \cdot T}\right), \quad (13.7)$$

где D_0 – предэкспоненциальный множитель; Q_D – энергия активации при диффузии водорода.

Для большинства металлов энергия активации диффузии водорода в интервале 773 -1073 К лежит в пределах 33,5 - 46,0 кДж/моль, а коэффициент D_0 – в пределах $1 \cdot 10^{-3} \div 11 \cdot 10^{-3} \text{ см}^2/\text{с}$ [13, 22].

В литературе имеются и несколько другие данные:

- для α -железа при $T = 298 \div 1873 \text{ К}$: $D_0 = 1,03 \cdot 10^{-3} \text{ см}^2/\text{с}$; $Q_D = 11,3 \text{ кДж/моль}$;
- для γ -железа при $T = 324 \div 1812 \text{ К}$: $D_0 = 3,74 \cdot 10^{-3} \text{ см}^2/\text{с}$; $Q_D = 34 \text{ кДж/моль}$;
- для никеля при $T = 400 \div 1600 \text{ К}$: $D_0 = 7,85 \cdot 10^{-3} \text{ см}^2/\text{с}$; $Q_D = 40,8 \text{ кДж/моль}$.

Следует отметить, что разброс экспериментальных данных по коэффициентам диффузии достаточно велик, особенно при температуре ниже 420 К. При комнатной температуре коэффициент диффузии в железе колеблется от $2 \cdot 10^{-9}$ до $9 \cdot 10^{-5} \text{ см}^2/\text{с}$. С увеличением температуры разброс значений коэффициента диффузии в α -железе несколько уменьшается, но остается все же большим.

Наиболее вероятные значения коэффициента диффузии в α -железе описываются следующими параметрами диффузии: $D_0 = 7,5 \cdot 10^{-4} \text{ см}^2/\text{с}$; $Q_D = 10,14 \text{ кДж/моль}$, что дает для комнатной температуры $D = 1,16 \cdot 10^{-5} \text{ см}^2/\text{с}$. Другая оценка, соответствующая $D_0 = 1,03 \cdot 10^{-3} \text{ см}^2/\text{с}$ и $Q_D = 11,3 \text{ кДж/моль}$, дает значение $D = 0,994 \cdot 10^{-5} \text{ см}^2/\text{с}$, т.е. разница находится в допустимых пределах (до 17%).

Диффузионная подвижность атомов водорода в никеле значительно меньше, чем в α -железе [13]. При комнатной температуре коэффициент диффузии водорода в никеле составляет $\sim 10^{-9} \text{ см}^2/\text{с}$. Для ориентировки ниже приводится оценка диффузионного пути $\ell_g = \sqrt{D \cdot \tau}$ для времени 1 ч и комнатной температуры. Для железа этот путь составляет $\approx 2 \text{ мм}$, для никеля – $\approx 0,02 \text{ мм}$.

Продиффундировавший в объем металла водород распределяется среди металлических атомов. Это явление называют абсорбцией; применяются также термины “растворение” и “окклюзия” [13].

Обычно для конструкционных материалов имеет место эндотермическая абсорбция, протекающая с поглощением тепла, и поэтому количество абсорбированного водорода возрастает с повышением температуры. Температурная зависимость абсорбции (растворимости) водорода в металлах описывается уравнением Борелиуса [13]

$$C = \psi_C \cdot P^{1/2} \cdot \exp\left(-\frac{Q_p}{2R \cdot T}\right), \quad (13.8)$$

где C – растворимость; Q_p – теплота растворения одного моля газа; ψ_C – константа.

Ниже приведены значения Q_p для некоторых металлов [13]:

– для α -железа при $T = 473 \div 1183$ К, $Q_p = 48,8$ кДж/моль,

– для никеля при $T = 623 \div 1673$ К, $Q_p = 33,5$ кДж/моль,

– для алюминия при $T = 673 \div 900$ К, $Q_p = 127$ кДж/моль.

При эндотермической абсорбции гидриды не образуются, и поэтому во всем диапазоне концентраций водорода растворимость при постоянной температуре описывается уравнением

$$C = k \sqrt{P}, \quad (13.9)$$

которое носит название закона Сивертса [13, 22].

Водород, абсорбированный металлом, может находиться в нем в различных состояниях: а) растворяться в металле; б) сегрегировать на несовершенствах кристаллической решетки; в) адсорбироваться на поверхности микронесплошностей; г) скапливаться в микропорах в молекулярной форме; д) образовывать гидриды с основным металлом; е) вступать во взаимодействие с легирующими элементами.

Особое внимание следует обратить на проблему взаимодействия атомов водорода с дислокациями, которые следует рассматривать как несовершенства кристаллической решетки. Выводы о таком взаимодействии следуют из данных по влиянию водорода на механические свойства металлов, из результатов электронно-микроскопических исследований и анализа внутреннего трения наводороженных образцов.

Разработаны теоретические модели сегрегации атомов водорода на дислокациях, анализ которых показывает, что резкое повышение концентрации водорода имеет место в непосредственной близости от ядра дислокации. С удалением от ядра концентрация водорода снижается. Степень сегрегации возрастает с увеличением модуля упругости и парциального молярного объема водорода V_H . При повышении температуры степень сегрегации резко уменьшается из-за увеличения подвижности атомов. Повышение плотности дислокаций приводит к увеличению количества водорода, поглощенного металлом при фиксированной величине внешнего давления водорода.

Для водорода необходимо учитывать и его транспортировку движущимися дислокациями. Так, при пластической деформации растяжением ускоряется выделение водорода из железа, никеля, нержавеющей стали, сплавов на основе никеля и алюминия [13, 22]. Этот эффект обусловлен выходом дислокаций с водородными атмосферами на поверхности образца. Увеличение скорости деформации с $3 \cdot 10^{-5}$ до $8 \cdot 10^{-2}$ 1/с приводит к уменьшению скоро-

сти выделения водорода из-за отрыва дислокаций от водородных атмосфер.

Рассмотренная ситуация соответствует случаю растворения водорода в металле; аналогичные результаты имеют место и в случае взаимодействия внешнего водорода с пластически деформируемым металлом.

13.3. Формы проявления водородной хрупкости и прочность материалов

Характер проявления водородной хрупкости в разных металлах и сплавах имеет свои особенности, что связано с различиями по взаимодействию с ними водорода.

Следует отметить, что термин “водородная хрупкость” является условным, так как водород довольно часто не приводит к чисто хрупкому разрушению. Снижение пластичности при водородной хрупкости может колебаться в широком интервале: от нескольких процентов до почти полной потери пластичности. Под термином “водородная хрупкость” понимают обычно всю совокупность отрицательных явлений, обусловленных повышенным содержанием водорода в металле.

Влияние водорода на механические свойства металлов может осуществляться или в результате облегчения обычного для данного материала вязкого разрушения, или в результате изменения характера разрушения под действием водорода от “нормального” вязкого разрушения, включающего зарождение и рост пор, до малопластичного внутри- и межзеренного скола.

Первый способ воздействия водорода на механические свойства характерен для малопрочных высокопластичных материалов, второй – для достаточно прочных. В общем случае водород может влиять на следующие микромеханизмы разрушения, облегчая их реализацию: а) коалисценцию (слияние) микропор; б) вязкий отрыв; в) квазискोल; г) скол; д) межзеренное разрушение.

Природа водородной хрупкости металлов определяется содержанием водорода, характером взаимодействия металлов и сплавов с водородом, состоянием водорода в металле, величиной действующих напряжений, схемой напряженного состояния. Водород может влиять на зарождение трещин, их распространение или на обе эти стадии разрушения. Такое многообразие факторов приводит к тому, что нет единого механизма водородной хрупкости, причем даже для одного металла действующий механизм водород-

ной хрупкости может изменяться при изменении перечисленных выше факторов.

Ниже приводится краткая характеристика форм проявления водородной хрупкости, наиболее типичных для реализации в ЖРД и других энергетических установках.

Водородная коррозия развивается в углеродистых и малоуглеродистых сталях при длительной выдержке в водороде высокого давления при высоких температурах. В основе лежит взаимодействие водорода с углеродом стали с образованием метана. Эта реакция начинается с поверхности, приводя к обезуглероживанию и к образованию трещин, которые постепенно распространяются в металле, снижая прочность и пластичность.

Снижение ударной вязкости и вязкости разрушения наиболее интенсивно выражено в металлах и сплавах, которые образуют гидриды.

Снижение пластичности при растяжении с малыми скоростями деформации наблюдается во многих металлах и сплавах при увеличении содержания растворенного в металле водорода [1, 2, 6, 7, 8, 13, 22, 25, 43; и др.]. При испытании на растяжение напряжения разрушения (S_k , σ_b) уменьшаются, предел текучести ($\sigma_{0.2}$, σ_1) практически не изменяется. Потеря пластичности возрастает с уменьшением скорости деформации и проявляется в определенном температурном диапазоне.

Замедленное разрушение - растрескивание, приводящее к преждевременному разрушению пластичных сталей и сплавов, когда они находятся под постоянной нагрузкой при растягивающем напряжении меньше предела текучести. Существует пороговый уровень прочности при растяжении, ниже которого замедленное разрушение не происходит. Напряжение, которое вызывает растрескивание, зависит от прочности материала - чем выше предел прочности, тем ниже пороговое напряжение [60].

Снижение сопротивления деформации, обусловленное наличием водорода, было экспериментально обнаружено для сталей и ряда сплавов при повышенных температурах, для титановых сплавов - при комнатной температуре. Для ряда металлов водород вызывает уменьшение сопротивления ползучести при повышенных температурах. Этот эффект может облегчить разрушение. Охрупчивание в среде молекулярного водорода особенно сильно проявляется при повышенных давлениях водорода, малых скоростях деформации и возрастает при повышении уровня прочности. Оно может полностью подавляться присутствием некоторых примесей в атмосфере газообразного водорода.

Из сказанного видно, сколь многообразны формы проявления водородной хрупкости металлов. Именно по этой причине водородная хрупкость остается острой проблемой, от решения которой зависит работоспособность и надежность ЖРД многих инженерных конструкций.

В описании явлений, связанных с влиянием водорода на свойства металлов, важное значение имеет подразделение водородной хрупкости на обратимую и необратимую. Под обратимостью водородной хрупкости понимают восстановление пластичности металла в результате дессорбции водорода из металла в процессе вылеживания при комнатной температуре или в результате отжига. Если после удаления водорода из металла в нем останутся дефекты, снижающие пластичность, то водородная хрупкость называется необратимой.

Обратимый характер водородной хрупкости обычно сохраняется, если содержание водорода не превышает некоторых критических значений. При большом исходном содержании водорода или достаточно длительных выдержках образцов и деталей в атмосфере водорода при повышенных давлениях существенно изменяется сопротивление стали пластической деформации, и дегазация металла не приводит к восстановлению пластичности. В металле происходят необратимые явления, возникают микроскопические трещины.

Из рассмотренных видов водородной хрупкости наибольший интерес для элементов конструкций ЖРД и других ЭУ может представлять водородная хрупкость материалов, обусловленная либо растворенным, либо внесенным в металл диффузионно подвижным водородом.

Для водородной хрупкости этого вида наиболее характерны следующие закономерности:

- понижение пластичности проявляется в определенном температурном интервале;
- снижение пластичности наиболее сильно выражено при вполне определенных скоростях деформации; уменьшение или увеличение скорости деформации по сравнению с этими значениями приводит к уменьшению хрупкости;
- провалы пластичности смещаются к более высоким температурам с увеличением скорости деформации;
- с ростом содержания водорода температурный интервал провалов пластичности расширяется.

Указанные выше формы проявления водородной хрупкости, особенности этого проявления обычно изучаются при проведении комплекса исследований по определению механических характе-

ристик материалов в среде водорода и установлению их служебных свойств. При этом следует отметить, что именно многообразие проявления форм водородной хрупкости приводит к необходимости проведения достаточно больших объемов экспериментальных исследований. Результаты этих исследований непосредственно используются при расчете и проектировании элементов конструкций ЖРД.

13.4. Механизмы водородной хрупкости

Одной из гипотез, объясняющих водородную хрупкость металлов, является теория высокого давления молекулярного водорода, предложенная К. Цапфе и К. Симсом [54]. В данном случае водородная хрупкость связана с давлением накопившегося в коллекторах молекулярного водорода, которое может быть настолько большим (до $\sim 10^3$ МПа), что вызванные им растягивающие напряжения превосходят предел текучести стали, приводят к деформации металлов и образованию трещин.

Уменьшение склонности стали к водородной хрупкости с повышением скорости деформации в данном случае объясняется тем, что при пластической деформации увеличиваются размеры пор, в результате чего давление водорода в них уменьшается. Если деформация происходит медленно, то водород из объема металла успевает диффундировать в микропустоты и поддерживать в них высокое давление вплоть до разрушения. При быстрой деформации водород не успевает поддерживать высокое давление в микропорах, и водородная хрупкость исчезает.

В работах [55, 56] схема Цапфе несколько уточнена. Было предположено, что работа, совершаемая сжатым в коллекторе газом, будет суммироваться с работой внешних сил, что должно приводить к разрушению при меньшей нагрузке. Уменьшение прочности и пластичности контролируется здесь процессами диффузии и должно иметь тенденцию к исчезновению при высоких скоростях нагружения и низких температурах.

В дальнейшем теория давления развивалась в направлении модернизации механизма доставки водорода к дефектам [15, 16, 17, 57]. В частности, для объяснения диффузии водорода привлекались дислокационные механизмы.

Абсорбционная теория – это теория [58, 59], согласно которой водород облегчает зарождение и распространение трещин из-за снижения поверхностной энергии (Н. Петч). При этом уменьшается работа, необходимая для образования новой поверхности, в

связи с чем металл становится хрупким. Степень охрупчивания зависит как от давления водорода, так и от его концентрации в окрестности ловушки.

Для развития водородной хрупкости в данном случае необходима непрерывная диффузия водорода либо из объема металла к его поверхности, либо непосредственный контакт поверхности с водородом. Поэтому все факторы, уменьшающие количество водорода, диффундирующего к дефекту (трещине), замедляют развитие водородной хрупкости. Аналогично действует и понижение температуры. При низких температурах диффузии водорода не происходит, и поэтому водородная хрупкость не наблюдается.

Близкое к рассмотренному объяснение механизма влияния водорода дал Я.М. Потак, который провел аналогию между возникновением водородной хрупкости и охрупчиванием расплавленными металлами [18, 19]. Некоторое уточнение адсорбционной теории содержится в работе [21].

Теория снижения когезивной прочности металлов растворенным водородом считает, что водородная хрупкость стали является следствием ослабления когезии по границам зерен под влиянием водорода, скопившегося в субмикроскопических и микроскопических порах по границам зерен [60].

Существует гидридная теория водородной хрупкости, основанная на распространенном представлении о водородной хрупкости цветных металлов, образующих гидриды.

Дислокационная теория водородной хрупкости основывается на том, что общим в процессах, приводящих к водородной хрупкости, является дислокационная природа механизма пластической деформации и направленная диффузия водорода в зоны трехосного растяжения. Водородная хрупкость, развивающаяся при достаточно высоких напряжениях, обусловлена тем, что образующиеся на дислокациях атмосферы из атомов водорода увлекаются ими, в результате чего на границах зерен или на других препятствиях, где скапливаются дислокации, концентрация водорода становится достаточной для резкого ускорения зарождения и распространения трещин, ведущих к разрушению.

Характер взаимодействия атомов водорода с движущимися дислокациями существенно зависит от температуры. Если температура слишком низка, то подвижность атомов водорода будет настолько малой, что даже при относительно небольшой скорости деформации дислокации не увлекают за собой водородные атмосферы, а вырываются из них и свободно перемеща-

ются в металле. В этом случае пластичность металла остается высокой.

С повышением температуры подвижность атомов водорода возрастает и при некоторой температуре становится сравнимой со скоростью движения дислокаций при той же скорости деформации $\dot{\epsilon} = d\epsilon/d\tau$. С этих значений температуры дислокации начинают частично увлекать за собой водородные атмосферы, и пластичность металла снижается по двум причинам: а) движение дислокаций тормозится водородными облаками; б) из-за транспортировки атомов водорода дислокациями, перемещающимися под влиянием приложенных напряжений, когда концентрация водорода в области скопления дислокаций становится достаточной для ускорения зарождения трещин.

Обратимый характер хрупкости можно объяснить тем, что, если нагрузку снять до момента появления трещин, то в результате диффузии концентрация водорода по объему металла постепенно выравнивается и частично устранится сегрегация водорода у скопления дислокаций [61].

Если рассмотреть задачу о концентрации водорода в определенном объеме за счет транспортировки атомов водорода дислокациями [13], то в результате решения получаем следующее уравнение для концентрации водорода

$$\frac{\partial C}{\partial \tau} = B + \dot{\epsilon} + D \cdot \nabla^2 C, \quad (13.10)$$

где C - концентрация водорода; $\dot{\epsilon}$ - скорость пластической деформации; D - коэффициент диффузии; B - параметр системы "водород-металл", зависящий от массы атома водорода, числа атомов водорода, транспортируемых дислокацией единичной длины, плотности дислокаций, участвующих в скольжении, среднего расстояния между дислокациями и других факторов.

При обратимой водородной хрупкости перенос водорода может осуществляться не только путем транспортировки атомов водорода подвижными дислокациями, но и в результате восходящий диффузии водорода в зоны трехосного растяжения, которыми могут быть различные концентраторы напряжений, дефекты, трещины и т.д.

Поскольку достаточно трудно четко различить те условия, в которых развивается дислокационная водородная хрупкость и хрупкость, обусловленная направленной диффузией, эти два процесса обычно объединяют. Тогда уравнение, описывающее концентрацию водорода с учетом механизмов дислокационного

переноса и направленной диффузией, принимает вид

$$\frac{\partial C}{\partial \tau} = B \cdot \dot{\epsilon} + D \cdot \nabla^2 C - \left(\frac{D \cdot V_H}{R \cdot T} \right) \times \\ \times \nabla C \cdot \nabla \sigma - \left(\frac{D \cdot V_H}{R \cdot T} \right) \cdot C \cdot \nabla^2 \sigma, \quad (13.11)$$

где σ – гидростатическое (среднее) напряжение.

В заключение следует отметить, что приведенные здесь данные дают представление о механизме водородной хрупкости. Эти данные могут быть использованы при формулировке требований, предъявляемых к испытаниям конструкционных материалов в среде газообразного водорода высокого давления, что крайне важно для разработки ЖРД. Эти же данные могут быть положены в основу построения математических моделей влияния водорода на свойства материалов, использованы при анализе механических свойств конструкционных материалов и решении других вопросов.

13.5. Прочность, долговечность и трещиностойкость элементов конструкций в среде водорода

Рассмотренные выше механизмы водородной хрупкости и некоторые вопросы, связанные с прочностью и пластичностью конструкционных материалов в среде водорода, это, по-видимому, только часть достаточно широкой проблемы прочности элементов конструкций ЖРД, контактирующих в условиях эксплуатации с водородом (см. раздел I и гл. 11 и 12).

Традиционная оценка прочности элемента конструкции, ставшая уже классической, заключается в том, что в элементе конструкции под действием комбинации силовых и температурных нагрузок всегда имеется область, характеризуемая достаточно высоким уровнем напряжений, причем внутри этой области всегда можно установить определенную точку, где эти напряжения достигают своего экстремального (максимального или минимального) значения. Речь в данном случае идет о главных напряжениях $\{\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3\}$ и интенсивности главных напряжений σ_r , при этом следует иметь в виду, что указанные напряжения могут быть номинальными σ_n (т.е. не учитывающими конструктивных особенностей деталей в виде концентраторов) или местными максимальными σ_{maxk} (учитывающими эти особенности).

Деление на номинальные и максимальные напряжения имеет смысл тогда, когда для анализа прочности элемента конструкции

используются аналитические методы сопротивления материалов, теории оболочек и др.; при использовании компьютерных технологий, когда определение напряжений проводится, например, при помощи метода конечных элементов (МКЭ), различие между номинальными и местными напряжениями в известной степени теряется.

Для достаточно сложной по форме конструкции крайне трудно выделить номинальные напряжения, которые можно было бы нормировать с помощью “Норм прочности”.

В случае применения компьютерного анализа все напряжения в конструкции могут быть, скорее всего, отнесены к классу местных напряжений.

Запасы прочности по номинальным напряжениям с учетом п. 11.1 обычно определяются по формулам

$$K_m = \frac{\sigma_B}{\sigma_{in}}, \quad K_T = \frac{\sigma_T}{\sigma_{in}}, \quad (13.12)$$

где σ_B – предел прочности; σ_T (или $\sigma_{0.2}$) – предел текучести материала; σ_{in} – интенсивность номинальных напряжений. Именно запасы (13.12) регламентируются “Нормами прочности” или другими нормативными документами.

Что касается запасов по местным напряжениям, то в рассмотрение могут быть введены следующие величины

$$K_\tau = \frac{S_\tau}{\sigma_{ik}}, \quad K_\sigma = \frac{S_K}{\sigma_{lk}}. \quad (13.13)$$

Введение запасов прочности в форме (13.13) обусловлено тем, что разрушение элемента конструкции с концентраторами напряжений принято характеризовать следующими неравенствами:

– при вязком разрушении, когда разрушение материала наступает от касательных напряжений при общей текучести

$$\sigma_{ik} \geq \sigma_T; \sigma_{ik} \leq S_\tau; \quad (13.14a)$$

– при хрупком разрушении, когда разрушение происходит от нормальных напряжений путем отрыва, но этому разрушению предшествует пластическая деформация материала

$$\sigma_{ik} \geq \sigma_T; \sigma_{lk} \leq S_K; \quad (13.14б)$$

– при хрупком разрушении, когда разрушение происходит от нормальных напряжений путем отрыва, при этом разрушение наступает до достижения общей текучести материала

$$\sigma_{ik} \leq \sigma_T; \sigma_{lk} \leq S_K. \quad (13.14в)$$

В выражениях (13.13), (13.14) σ_{ik} и σ_{1k} – интенсивность напряжений и первое главное напряжение в зоне концентрации соответственно; S_k – истинное сопротивление разрыву; S_τ – истинное сопротивление при сдвиге.

Выражения для S_k и S_τ имеют следующее значение

$$S_k = \sigma_b \cdot e^m \cdot (1 - m + e_k), \quad S_\tau = \frac{3 + m}{4} \cdot S_k. \quad (13.15)$$

Очевидно, что отношение S_k/σ_τ и S_k/S_τ принимают вид

$$\frac{S_k}{\sigma_\tau} = \left(\frac{m}{e_\tau} \right)^m \cdot (1 - m + e_k), \quad \frac{S_k}{S_\tau} = \frac{4}{3 + m}. \quad (13.16)$$

В этих выражениях m – характеристика упрочнения материала, e_k – пластичность, $e_\tau = \sigma_\tau/E$.

Запасы прочности (13.13) в случае вязкого разрушения могут быть с учетом (11.10) дополнены запасом по разрушающей деформации

$$K_e = \frac{e_f}{e_{ik}}, \quad (13.17)$$

где e_f – разрушающая деформация материала; e_{ik} – интенсивность упругопластических деформаций в зоне концентрации напряжений.

Разрушающая деформация e_f определяется (см. раздел I) пластичностью материала $e_k = \ln \frac{1}{1 - \psi}$, где ψ – поперечное сужение образца при разрушении, и параметром объемности напряженно-деформированного состояния образца B_k

$$e_f = B_k \cdot e_k. \quad (13.18)$$

Введение запасов (13.13), (13.17) и условия разрушения (13.14) для элементов конструкций, работающих в контакте с газообразным водородом, имеет принципиальное значение. Дело в том, что предел текучести материала σ_τ малочувствителен к влиянию водорода, предел прочности σ_b при воздействии водорода может изменяться на 5–15%, не более. Поэтому значения запасов прочности (13.12) будут очень мало изменяться для конструкций, работающих в среде водорода, хотя опыт показывает, что влияние водорода имеет место, и это влияние во многих случаях существенно.

В этом случае более объективной оценкой являются запасы по местной прочности и разрушающей деформации (13.13), (13.17).

(Объясняется это тем, что водород весьма существенно влияет на пластические характеристики материала σ_k и связанное с пластичностью материала истинное сопротивление разрыву S_k . Пластичность материалов может уменьшаться при воздействии водорода в несколько раз, истинное сопротивление разрыву – на 30–60% и более. Такое изменение указанных характеристик делает их весьма привлекательными для использования в практических оценках запасов прочности для элементов конструкций, работающих в среде водорода.

Помимо пластичности материала весьма чувствительной к влиянию водорода является также скорость докритического роста трещин $dl/d\tau$ и скорость роста усталостной трещины при циклическом нагружении dl/dN . Эти характеристики также могут быть весьма эффективно использованы при расчете элементов конструкций ЖРД, работающих в среде водорода.

Ряд работ [29, 30, 31, 36, 46, 50] посвящен проблеме построения зависимости

$$dl/d\tau = f(K_I), \quad (13.19)$$

где K_I – коэффициент интенсивности напряжений (КИН).

КИН в общем случае определяется зависимостью

$$K_I = \alpha \cdot \sigma_n \cdot \sqrt{\pi \cdot l}, \quad (13.20)$$

где σ_n – номинальное напряжение; l – длина трещины; α – параметр, зависящий от типа трещины и ее геометрии.

Тогда (13.19) с использованием (13.20) преобразуется к виду

$$\frac{dl}{dt} = f(\alpha \cdot \sigma_n \cdot \sqrt{\pi \cdot l}). \quad (13.21)$$

Отсюда следует выражение для определения времени до разрушения элемента конструкции

$$\tau_* = \int_{l_0}^{l_{кр}} \frac{dl}{f(\alpha \cdot \sigma_n \cdot \sqrt{\pi \cdot l})}, \quad (13.22)$$

где τ_* – время до разрушения, т.е. время, за которое трещина начального размера l_0 достигает своего критического значения $l_{кр}$. Интеграл в (13.22) вычисляется либо аналитически, либо численно.

Поскольку скорость $v = dl/d\tau$ весьма чувствительна к влиянию водорода, очевидно, что полученное значение τ_* будет отражать это влияние.

Аналогично определяется и циклическая долговечность конструкции, если известна зависимость

$$\frac{dl}{dN} = f(\Delta K_I), \quad (13.23)$$

где ΔK_I – размах коэффициента интенсивности напряжений. Величина ΔK_I определяется по (13.20) при замене σ_n на $\Delta\sigma$ (размах напряжений).

В частности, достаточно широко известны зависимости

$$\frac{dl}{dN} = A \cdot \frac{\Delta K_I^4}{K_{Ic}^2 \cdot \sigma_T^2}, \quad \frac{dl}{dN} = \frac{1}{2} \beta \cdot \frac{\Delta K_I^4}{K_{Ic}^4}. \quad (13.24)$$

Здесь A и β имеют некоторые постоянные значения в зависимости от вида напряженного состояния; K_{Ic} – вязкость разрушения материала при плоской деформации; σ_T – предел текучести.

Используя для ΔK_I зависимость (13.20), находим

$$\frac{dl}{dN} = A \cdot \frac{\alpha^4 \cdot \Delta\sigma^4 \cdot \pi^2 \cdot l^2}{K_{Ic}^2 \cdot \sigma_T^2}, \quad (13.25)$$

откуда число циклов до разрушения

$$N = \frac{K_{Ic}^2 \cdot \sigma_T^2}{A \cdot \alpha^4 \cdot \Delta\sigma^4 \cdot \pi^2} \cdot \left(\frac{1}{l_0} - \frac{1}{l_{кр}} \right). \quad (13.26)$$

В данном случае критическая длина трещины

$$l_{кр} = \frac{K_{Ic}^2}{\alpha^2 \cdot \Delta\sigma^2 \cdot \pi}. \quad (13.27)$$

Обычно $l_{кр} \gg l_0$ и значением $1/l_{кр}$ в (13.26) можно пренебречь. Поскольку водород влияет на K_{Ic} , особенно после предварительного насыщения, это влияние может быть учтено при оценке долговечности элементов конструкций ЖРД. При расчете долговечности могут быть также использованы подходы, основанные на использовании деформационных критериев разрушения (см. раздел I). В основе таких подходов лежит уравнение

$$\Delta e_p \cdot N_0^m = C, \quad (13.28)$$

где Δe_p – размах пластической деформации; N_0 – число циклов до образования трещин; C – постоянная, зависящая от пластичности материала.

Уравнение (13.28) имеет следующий вид

$$\Delta e = 2e_a = \frac{B_k \cdot e_k}{(4N_0)^{m_0}} + \frac{2\sigma_b/E}{(4N_0)^{m_e} + \varphi(r)}, \quad (13.29)$$

где m_0, m_1 — показатели степени. Уравнение (13.29) представлено здесь в приближенной форме, без подробной детализации, содержащейся в разделе I. Поскольку в (13.29) входит пластичность материала, ясно, что это позволяет учесть влияние водорода на долговечность конструкции.

Изложенные в данном разделе общие соображения по расчету на прочность и долговечность элементов конструкций ЖРД в среде водорода дают возможность наметить пути более детального решения этой проблемы с учетом особенностей механизма переноса водорода в металл, с учетом времени нагружения и других факторов.

13.6. Особенности механических испытаний конструкционных материалов ЖРД

Как показано выше, успешное функционирование современных ЖРД, рабочие процессы которых характеризуются высокими уровнями давлений и температур в агрегатах и системах двигателей и высокой напряженностью элементов при жестких требованиях к удельным массовым характеристикам, во многом определяется правильным выбором и применением соответствующих методов механических испытаний.

Поэтому оценка пригодности материалов для работы в конкретных эксплуатационных условиях всегда проводится на основе комплексных экспериментальных исследований, включающих определение не только стандартных механических характеристик (прочности и пластичности, длительной прочности, ползучести, мало- и многоциклового усталости, вязкости разрушения, скорости роста трещин в нейтральных средах и изотермических условиях), но и определение расчетных характеристик в специальных рабочих средах при высоких давлениях при переменных температурах, амплитудах напряжений и концентрации напряжений.

При таком рассмотрении условий испытаний следует исходить из того, что информация по механическим свойствам материалов является основой получения исходных данных по проектированию и обеспечению работоспособности элементов конструкций ЖРД с точки зрения их прочности, долговечности и живучести. Именно это обстоятельство требует предварительного детального анализа условий работы элементов конструкций ЖРД, их температурно-силового состояния на всех этапах эксплуатации, а также выбора соответствующих критериев оценки работоспособности.

При оценке статической прочности элементов конструкций в условиях одноосного, плоского и объемного напряженного состояния наряду с такими критериями работоспособности, как максимальные главные напряжения σ_1 при одноосном нагружении, в анализ вводятся интенсивность напряжений σ_r и компоненты главных напряжений $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ для трехосного нагружения. Кроме указанных силовых критериев определяющее значение приобретают деформационные критерии разрушения в зонах концентрации ($\epsilon_1, \epsilon_2, \epsilon_3, \epsilon_r$) ($\sigma_{ik}, \sigma_{lk}, \epsilon_{ik}$). Для применения указанных критериев при оценке прочности конструкций необходимо достаточно полное исследование свойств материалов при вариации объемности напряженно-деформационного состояния в рабочей среде при различных условиях, соответствующих эксплуатационным.

Условия эксплуатации должны характеризоваться в соответствии с 11.1, прежде всего, нагрузками (давлениями, затягом, центробежными, весовыми), в том числе и переменными (от пульсации давления, температур, вибраций). Определенное значение придается и нестационарным нагрузкам, связанным с процессами запуска и останова ЖРД.

Тепловое (температурное) состояние элементов конструкций, включая нестационарное, является существенным фактором при оценке прочности и долговечности. При этом особый интерес представляют максимальные и минимальные температуры деталей в цикле работы двигателя, а также температурные перепады по длине и толщине элементов. Кроме этого, следует иметь в виду, что температура является одним из основных факторов, определяющих свойства прочности и пластичности применяемых конструкционных материалов.

Рассматривая обобщенную циклограмму работы ЖРД, необходимо установить изменения параметров нагрузки \tilde{p} и температуры \tilde{T} по времени для конкретной детали конструкции, в предельном случае – для наиболее напряженной точки детали.

Вопросы о действующих нагрузках, по крайней мере статических, можно считать более или менее определенными. Статические нагрузки устанавливаются, как правило, расчетным путем на основании анализа пневмогидравлической схемы (ПГС) ЖРД. Такой анализ позволяет получить достаточно подробную информацию о статических нагрузках и температурах на различных режимах работы двигателя и воспроизвести их при изотермических испытаниях.

К сожалению, по переменным нагрузкам такой определенности нет. Некоторые данные по переменным нагрузкам (пульсациям давления, частотам и амплитудам вибраций) могут быть уста-

повлечены в ходе испытаний ЖРД и его агрегатов. В ряде случаев переменные нагрузки могут быть оценены на основании обобщения опытных данных по выражениям типа

$$\Delta \tilde{p} = k \cdot p \cdot u_2^2.$$

Второй подход к оценке переменных нагрузок состоит в том, что их значение принимается как некоторая часть (доля) статической нагрузки (давления или перепада давления)

$$\Delta \tilde{p} = k_n \cdot p, \quad (13.30)$$

где k_n принимают равным 0,05–0,10, максимум 0,20, значение \bar{p} равно либо $p_{\text{стат}}$, либо $\Delta \bar{p}_{\text{стат}}$.

Эти данные определяют режимы двухчастотных и многочастотных режимов циклических испытаний конструкционных материалов в соответствии с требованиями раздела I.

Анализ показывает, что в процессе работы ЖРД изменение температуры по времени может быть различным. В частности, выход температуры на стационарное (номинальное или максимальное) значение может осуществляться от температуры захлаживания. В этом случае зависимость $T(\tau)$ неизбежно должна пройти область комнатных температур, т.е. ту область (173–473 К), где влияние водорода на характеристики материала наиболее существенно. Можно также отметить, что область комнатных температур “проходится” практически при рабочей нагрузке, поскольку темп роста нагрузки всегда опережает темп роста температуры.

Отсюда следует, что для определения свойств конструкционного материала необходим комплекс исследований при изотермических и неизотермических испытаниях, особенно в среде водорода при комнатной температуре, а также при максимальной температуре цикла T_{max} при давлении p_{max} . При температуре T_{max} исследования должны проводиться как по схеме кратковременных испытаний, так и по схеме испытаний на длительную прочность с учетом времени работы материала в составе конструкции.

В общем случае с учетом раздела I и п. 11.1 для конструкционных материалов ЖРД, работающих в различных средах и при различной концентрации напряжений, необходимо проведение следующих видов испытаний:

1. Испытания гладких образцов (при отсутствии концентрации $\alpha_\sigma = 1$) до разрушения на воздухе, в рабочих средах при комнатной и повышенной температурах и давлении p_{max} при кратковременном, длительном и циклическом нагружении.

2. Испытания надрезанных образцов с концентрацией напряжений ($\alpha_\sigma \neq 1$) до разрушения на воздухе и в рабочих средах при температуре T_{\max} , давлении p_{\max} при кратковременном и циклическом нагружениях.

3. Испытания образцов с трещинами ($\alpha_\sigma \rightarrow \infty$) до разрушения на воздухе и в рабочих средах при заданной температуре и давлении p_{\max} в условиях кратковременного, длительного и циклического нагружений.

По результатам испытаний определяется комплекс механических характеристик ($\sigma_b, \sigma_{0.2}, \psi_k, \delta, S_k, \sigma_{b\tau}^T, \psi_{k\tau}^T, K_{Ic}, dl/dN, dl/d\tau$). Эти характеристики непосредственно используются в оценках прочности элементов конструкций ЖРД по п. 11.1.

В процессе испытаний в качестве базовых следует получить:

– диаграммы деформирования

$$\sigma = f(e, T, \tau, N, \Phi) \quad (13.31a)$$

и их параметры;

– кривые циклической и длительной прочности

$$\{\sigma_a, e_a\} = f\{N, T, \tau, \Phi\}; \quad (13.31б)$$

– кривые трещиностойкости

$$\left\{ \left(\frac{dl}{dN} \right) \cdot \frac{dl}{d\tau} \right\} = f(K_I, N, T, \tau, \Phi). \quad (13.31в)$$

В выражениях (13.31) параметр Φ отражает влияние рабочей среды.

Испытания по схемам пп. 1–3 охватывают широкий класс циклограмм работы ЖРД, включающих как области комнатных температур, так и криогенных и высоких температур. Для ЖРД многократного использования (от 5 до 100) испытания 1–3 должны быть дополнены получением механических характеристик при сочетании мало- и многоциклового усталости и термоусталости по (13.31a)–(13.31в).

Проблема термоциклической прочности представляется одной из актуальных при разработке ЖРД. Достаточно высокая термомеханическая напряженность элементов конструкций, цикличность работы в комбинации с большими ресурсами (от 10^0 до 10^8) предъявляют достаточно высокие требования к комплексу исследований материалов, эксплуатируемых в неизотермических циклических условиях. Если принять максимальное значение запаса K_A по долговечности, равное 3–10, то при испытаниях число циклов нагружения должно достигать 10^9 (гигацикловая усталость).

Термоциклические испытания должны проводиться в рабочих средах по схеме жесткого ($\epsilon_i = \text{const}$) и мягкого ($\sigma_i = \text{const}$) нагружений. Эти требования остаются трудно выполнимыми и требуют применения комбинированных расчетно-экспериментальных подходов (см. раздел I).

Исследования циклической прочности следует дополнить испытаниями с наложением высокочастотной составляющей на амплитуду цикла, которая может иметь значение 5–10% от амплитуды цикла при соотношении частот от 10^1 до 10^4 и более.

Опыт показывает, что проблема термоусталости (термостойкости) материалов имеет важное значение. Необходимо предусматривать исследования термоусталости материалов в среде водорода с учетом максимальных температур цикла (соответствующих температурам при запуске и останове, наличию температурных перепадов, в том числе по толщинам стенок деталей) до 300–500°, скоростей нагрева и охлаждения.

Испытания следует проводить по схеме жесткого нагружения, а также при совместном действии температурных и силовых нагрузок, что позволяет получить зависимость числа циклов до разрушения от T_{max} , ΔT и времени нагрева в цикле.

Программные испытания могут осуществляться по циклу “исходное состояние – захолаживание – давление среды (водород) – нагрузка – нагрев – выдержка на режиме – разгрузка (по давлению и температуре) – исходное состояние”. Естественно, что в данном случае уровни давлений, температур, напряжений устанавливаются с учетом опыта работы с конкретным материалом. Предлагаемая условиями (13.31а) и (13.31б) схема испытаний является достаточно сложной и трудоемкой. Но ее реализация приведет к необходимому пониманию как условий работы материалов, приближенных к эксплуатационным, так и их характеристик.

Вопросы механики разрушения в соответствии с (13.31в) приобретают все большее значение при выборе материалов, анализе разрушений (дефектов) элементов конструкций и проведении расчетных оценок прочности и долговечности. На базе механики разрушения разработаны теоретические основы определения влияния сред Φ на прочность материалов и конструкций. Именно это обстоятельство приводит к необходимости детального изучения таких характеристик, как вязкость разрушения K_{Ic} , пороговое значение вязкости разрушения K_{Ith} , скорость докритического роста трещины $v = dl/d\tau$, скорость роста трещины при циклическом нагружении dl/dN и другие в рабочих средах (в том числе в среде водорода) при различных давлениях p и температурах T .

Комплекс экспериментальных исследований должен предусматривать также оценку влияния скорости нагружения de/dt на механические характеристики материалов, определение по (13.31) прочности, ресурса и живучести материалов, прошедших испытания в составе ЖРД.

Выше был рассмотрен довольно широкий круг вопросов, связанных с испытаниями конструкционных материалов ЖРД. Некоторые вопросы нуждаются в дополнительной проработке как методической, так и материальной (создание установок и др.). Однако достаточно полное решение проблемы испытания материалов и получение надлежащей информации делает обоснованной разработку современных ЖРД.

13.7. Результаты механических испытаний конструкционных материалов ЖРД

В процессе создания ЖРД (в том числе двигателя РД-0120) КБХА совместно с упомянутыми выше отраслевыми (ЦНИИМАШ, ГИПХ, Иркутск-Химмаш, НПО "Композит") и академическими (ФМИ НАНУ, ИМАШ РАН) институтами проведены исследования механических свойств целого ряда конструкционных материалов при криогенной, комнатной и повышенной температурах в среде жидкого и газообразного водорода.

Ниже представлены некоторые результаты исследований влияния водорода на характер разрушения ряда конструкционных материалов, относящихся к различным структурным классам: стабильная аустенитная сталь 07X13H9Г19АМГ (ЧС-37), нестабильная аустенитная сталь 12X18H10Т, мартенситная сталь 03X12H10МТ (ЭП810-ВД), жаропрочные сплавы ХН55МБЮ (ЭП666), ХН62МТЮЛ (ВЖЛ-14) и ХН43БМТЮ (ЭП915). Испытания на статическое растяжение гладких образцов проводились в вакууме и водороде при давлении 35 МПа, комнатной температуре и скорости деформирования 0,1 мм/мин. Результаты испытаний приведены в табл. 13.1.

Влияние водорода на пластичность материала оценивается по коэффициенту $\beta_\psi = \psi_{H_2} / \psi$. По возрастанию влияния водорода материалы располагаются следующим образом: ЧС-37 со стабильной аустенитной структурой, сталь 12X18H10Т с нестабильной аустенитной структурой (мартенсит деформации), сталь ЭП810-ВД с мартенситной структурой.

Чувствительность материалов к водороду в значительной мере определяется скоростью деформирования. Так, сталь ЧС-37 при скорости деформации $>0,1$ мм/мин не проявляет чувствительности к водороду. Сталь 12X18H10Т чувствительна к водороду в диапазоне скоростей деформации $\leq 1,0$ мм/мин, причем

Таблица 13.1. Влияние водорода на механические характеристики материалов

Материал	σ_B , МПа		$\sigma_{0,2}$, МПа		σ , %		ψ_k , %		β_0 $= \psi_{H_2} \cdot \psi_k$
	Вакуум	H ₂	Вакуум	H ₂	Вакуум	H ₂	Вакуум	H ₂	
ХН55МБЮ (ЭП666)	1060	960	750	660	34	8	41	14	0,34
ХН62МТЮЛ (ВЖЛ-14)	780	700	540	540	6	6	9	6	0,67
ХН43БМТЮ (ЭП915)	1250	1190	820	860	24	23	49	37	0,77
07Х13Н9Г19АМГ (ЧС-37)	800	800	500	480	62	62	73	70	0,96
12Х18Н10Т	690	690	320	320	60	50	79	70	0,86
03Х12Н10МТР-ВД (ЭП810-ВД)	1070	1060	950	960	20	9	69	23	0,33
03Х12Н10МТР-ВД (ЭП810-ВД) режим пайки	1050	1010	1000	980	14	8	66	16	0,24
ВНС-25Л	1060	990	880	860	16	10	54	20	0,37
07Х16Н6	1320	1100	1100	1000	23	8	69	9	0,13
ЭП741П $T = 239\text{ K}$ $T = 1073\text{ K}$	1310 1020	840 950	930 840	780 820	21 13	8 10	22 22	10 12	0,45 0,54

относительное поперечное сужение ψ уменьшается весьма существенно с уменьшением скорости.

У стали ЭП810-ВД уже при скорости деформации 1,0 мм/мин происходит сильный спад пластичности в водороде.

В табл. 13.2 приведены данные по снижению пластичности ряда металлов, в том числе и литейных. Видно, что при относительно невысоких давлениях (~ 10 МПа) при комнатных температурах происходит заметное снижение пластичности.

В табл. 13.3 приведены данные по снижению пластичности некоторых материалов, полученные в результате испытаний на воздухе образцов, предварительно насыщенных в среде водорода при давлении p , температуре T в течение времени τ . С увеличением параметров предварительного насыщения (ПН) происходит заметное снижение пластичности материалов.

Приведенные в табл. 13.1–13.3 характеристики механических свойств могут быть использованы для оценки прочности и долговечности элементов конструкций ЖРД.

Таблица 13.2. Влияние водорода на механические характеристики материалов

Материал	Давление, МПа	ψ_{H_2} , %	$\beta_\psi = \psi_{H_2}/\psi_K$
10X11H23T3MP-BД (ЭП33)	10	13	0,81
XH28BMAБ (ЭП126)	10	53	0,95
03X11H8M2Ф-BД (ДИ-52-BД)	10	33	0,53
ВНЛ-1М			
Вакуумная выплавка	10	16,5	0,13
Открытая выплавка	10	9	0,18
ВНЛ-6	10	7,5	0,13

Таблиц 13.3. Влияние водорода на механические характеристики материалов

Материал	ПН		Время τ , ч	ψ_{H_2} , %	$\beta_\psi = \psi_{H_2}/\psi_K$
	p , МПа	T , К			
10X11H23T3MP-BД (ЭП33)	10	723	2	16	0,53
12X18H10T	10	773	2	68	0,87
Режим пайки	10	973	2	44	0,56
	10	773	2	50	0,62
	10	973	2	30	0,40
03X12H10MTP-BД (ЭП810-BД)	65	373	2	69	1,00
	65	473	2	48	0,78
	65	573	2	34	0,50
	65	673	2	24	0,35
	35	723	2	45	0,60
07X16H6	10	723	2	55	0,73
	35	673	2	29	0,40
	65	673	2	16	0,20
XH28BMAБ (ЭП126)	10	723	2	51	0,93

В процессе исследований свойств материалов были установлены (см. п.12.4) особенности деформирования материалов в среде водорода и закономерности их водородной хрупкости, которые следует учитывать при проектировании элементов конструкций двигателей.

13.8. Расчетные зависимости для оценки механических свойств конструкционных материалов

Как уже отмечалось в пп. 12.4 и 13.7, пластичность и разрушающее напряжение являются характеристиками конструкционных материалов, наиболее чувствительными к влиянию водорода, особенно в области комнатных температур.

Пластичность материала определяется при испытаниях гладкого образца до разрушения и находится (см. раздел I) по формуле

$$e_k = \ln \frac{1}{1 - \psi_k}, \quad (13.32)$$

где ψ_k – относительное поперечное сужение образца при испытаниях до разрушения при заданных температурах и средах.

Экспериментальные данные показывают, что пластичность материалов существенно зависит от концентрации водорода в металле C , причем с увеличением концентрации водорода пластичность e_k уменьшается (см. п. 13.7). Характер изменения функции $e_k(C)$ может быть установлен только экспериментально для конкретного материала и конкретных условий эксперимента (p , T). В общем случае функцию $e_k(C)$ можно представить в виде

$$e_{kH_2}(C) = \frac{e_k}{1 + A_{e_k} \cdot C^{n_{e_k}}}. \quad (13.33)$$

Здесь A_{e_k} , n_{e_k} – “водородные” постоянные материала, определяемые из опытов по растяжению гладких цилиндрических образцов в среде водорода до разрушения; e_k – пластичность материала при отсутствии водорода; C – концентрация водорода в металле.

Для определения постоянных A_{e_k} , n_{e_k} в (13.33) необходимо проведение минимум двух экспериментов по растяжению образцов в среде водорода при комнатной температуре и при известной концентрации водорода. В этом и состоит методическая сложность построения зависимости (13.33), поскольку концентрацию водорода в металле необходимо знать в зоне разрушения и в момент разрушения. Этого сделать пока не удастся. Характер зависимости (13.33) и ее параметры могут быть установлены только на основании опытов с металлом, предварительно насыщенным водородом, когда концентрацию водорода в металле C можно определить при помощи лабораторных методов.

Вместе с тем для построения зависимости (13.33) можно указать подход, который не требует прямого определения концентрации водорода в металле в момент разрушения. Важно установить

и проанализировать различные факторы, влияющие на концентрацию водорода. Такими факторами являются давление рабочей среды, температура, деформация образца при разрушении. Связь концентрации водорода с давлением и температурой устанавливается по выражениям (12.1) и (13.8).

Рассмотрим представляющий интерес случай нагружения образца в области комнатных температур при его контакте с внешним газообразным водородом. Здесь, как уже отмечалось, возможны два механизма переноса водорода в металл – дислокационный и диффузионный.

При кратковременном нагружении превалирующую роль играет дислокационный механизм, при котором подвижные дислокации захватывают адсорбированный на поверхности металла водород и увлекают его во внутренние области металла. Процесс дислокационного переноса проявляется при пластической деформации образца или элемента конструкции в зоне концентрации напряжений.

Одномерное уравнение диффузии с учетом поля напряжений следует из более общего уравнения (13.11).

Если для начального момента времени пренебречь диффузионными процессами, т.е. положить $D=0$, то следует простое уравнение

$$\frac{\partial C}{\partial \tau} = B \cdot \dot{e}(x, \tau). \quad (13.34)$$

Решение этого уравнения с учетом (13.2) и (13.3) при начальном условии $C(x, 0) = 0$ и граничном условии $C(x, \tau) = 0$ при $e(x, \tau) = e_T$, где e_T – деформация, соответствующая пределу пропорциональности материала $e_T = \sigma_T/E$ (где σ_T – предел пропорциональности), будет таким

$$C(x, \tau) = B \cdot [e(x, \tau) - e_T]. \quad (13.35)$$

На основе (13.3) и (13.4) в качестве примера функции $e(x, \tau)$ можно указать ее вид, характерный для условий “выхода” на стационарный режим

$$e(x, \tau) = e_0(x) \cdot \left[\frac{\tau}{\tau_0} - \frac{1}{2\pi} \cdot \sin \frac{2\pi \cdot \tau}{\tau_0} \right]. \quad (13.36)$$

Здесь $e_0(x)$ – деформация на стационарном режиме; τ_0 – время “выхода” на стационарный режим, $0 \leq \tau \leq \tau_0$.

Максимальная скорость деформации будет в данном случае при $\tau = \frac{1}{2} \tau_0$

$$\dot{e}_{\max}(x) = \dot{e}(x, \tau_0/2) = 2e_0(x)/\tau_0. \quad (13.37)$$

С учетом (13.8) зависимость (13.35) принимает вид

$$C(x, \tau) = B_1 \cdot p^{1/2} \cdot [e(x, \tau) - e_i]. \quad (13.38)$$

где B_1 — постоянная.

Решение (13.38) показывает, что при дислокационном механизме переноса концентрация водорода в металле будет пропорциональна $p^{1/2}$ и пластической деформации материала $e^{(p)}(x, \tau) = e(x, \tau) - e_i$. Для элемента конструкции решение (13.38) относится к зоне концентрации напряжений.

Зависимость (13.38) может быть распространена на кратковременные испытания гладких образцов до разрушения в среде водорода. В этом случае концентрация водорода в металле в момент разрушения будет определяться соотношением

$$C_{H_2} = B_1 \cdot p_{H_2}^{1/2} \cdot (e_{кH_2} - e_m), \quad (13.39)$$

где p_{H_2} — давление водорода; $e_{кH_2}$ — пластичность материала в среде водорода при разрушении образца.

Предположим, что проведены два эксперимента по определению пластичности материала в среде водорода при давлениях $p_{H_2(1)}$ и $p_{H_2(2)}$ и получены значения пластичности $e_{кH_2(1)}$ и $e_{кH_2(2)}$. Величины давлений $p_{H_2(1)}$ и $p_{H_2(2)}$, как описывалось выше, должны отличаться между собой примерно в 4 раза. Выполнение этого условия способствует более точному определению параметров A_{e_k} , n_{e_k} .

С учетом указанных данных выражения для A_{e_k} и n_{e_k} принимают вид

$$A_{e_k} = \frac{(e_k - e_{кH_2(1)})}{(e_{кH_2(1)} - e_T) \cdot \left[p_{H_2(1)}^{1/2} \cdot (e_{кH_2(1)} - e_T) \right]^{n_{e_k}}},$$

$$n_{e_k} = \frac{\lg[(e_k - e_{кH_2(2)}) \cdot (e_{кH_2(1)} - e_T) / (e_k - e_{кH_2(1)}) \cdot (e_{кH_2(2)} - e_T)]}{\lg[(p_{H_2(2)} / p_{H_2(1)})^{1/2} \cdot (e_{кH_2(2)} - e_T) / (e_{кH_2(1)} - e_T)]} \quad (13.40)$$

С учетом этих выражений функция $e_{кH_2}(C)$ может быть представлена следующим образом

$$e_{кH_2} - e_T = \frac{e_k - e_T}{1 + \frac{(e_k - e_{кH_2(1)})}{(e_{кH_2(1)} - e_T) \cdot \left[\left(\frac{p_{H_2}}{p_{H_2(1)}} \right)^{1/2} \cdot \frac{(e_i - e_T)}{(e_{кH_2(1)} - e_T)} \right]^{n_{e_k}}}} \quad (13.41)$$

Здесь p_{H_2} — давление водорода; e_i — упругопластическая деформация в рассматриваемой точке элемента конструкции (или образца).

Параметр B_1 не входит в выражения (13.40), (13.41) и исключен из дальнейшего рассмотрения. Если в зависимости (13.41) пренебречь значением e_T по сравнению с e_K и $e_{KH_2(1)}$, то получим приближенную зависимость для функции $e_{KH_2}(C)$

$$e_{KH_2} = \frac{e_K}{1 + \left(\frac{e_K}{e_{KH_2(1)}} - 1 \right) \cdot \left[\left(\frac{p_{H_2}}{p_{H_2(1)}} \right)^{1/2} \cdot \frac{(e_i - e_T)}{(e_{KH_2(1)})} \right]^{n_{e_K}}} . \quad (13.42)$$

В данном случае постоянная A_{e_K} будет равна

$$A_{e_K} = \left(\frac{e_K}{e_{KH_2(1)}} - 1 \right) \cdot \left[\left(\frac{1}{p_{H_2(1)}} \right)^{1/2} \cdot \frac{1}{(e_{KH_2(1)})} \right]^{n_{e_K}} . \quad (13.43)$$

Зависимость (13.42) с учетом выражения (13.46) может быть использована при количественном анализе влияния водорода на пластичность материалов.

Например, для стали ЭП810-ВД, термообработанной по режиму пайки, значения постоянных будут такими:

$$A_{e_K} = 5,70; \quad n_{e_K} = 0,148.$$

В этом случае имеет место следующая зависимость

$$e_{KH_2} = \frac{e_K}{1 + 5,7 \cdot p_{H_2}^{0,074} \cdot (e_i - e_T)^{0,148}} .$$

Здесь, в частности, для стали ЭП810-ВД можно принять

$$e_K = \ln \frac{1}{1 - \psi} = \ln \frac{1}{1 - 0,69} = 1,08,$$

$$e_T = 5 \cdot 10^{-3}.$$

Для стали 07X16H6 постоянные будут равны $A_{e_K} = 10,6$, $n_{e_K} = 0,16$.

Выражение (13.42) устанавливает зависимость пластичности материала в среде водорода при комнатной температуре от давления среды и упругопластической деформации образца (или элемента конструкции). Эту зависимость следует рассматривать как одну из основных, с помощью которой можно решать задачи прочности и долговечности элементов конструкций ЖРД, работающих в среде водорода при комнатной температуре.

Следует отметить, что одна из “водородных” постоянных материала n_{e_K} , как показывают результаты исследований, оказывается меньше единицы и составляет $\sim 0,10 \div 0,20$. Это обстоятельство

носит принципиальный характер и указывает на то, что влияние водорода проявляется уже при относительно малых давлениях (~ 10 МПа и даже меньше) и деформациях, равных примерно 1–2%. При увеличении давления среды и деформации темп снижения пластичности происходит более медленно.

По аналогии с (13.42) можно принять такую же зависимость для предела прочности материала в среде водорода при комнатной температуре

$$\sigma_{\text{вH}_2} = \frac{\sigma_{\text{в}}}{1 + A_{\sigma_{0.2}} \cdot p_{\text{H}_2}^{n_{\sigma_{\text{в}}}/2} \cdot (e_i - e_{\text{T}})^{n_{\sigma_{\text{в}}}}} . \quad (13.44)$$

Для определения постоянных $A_{\sigma_{\text{в}}}$, $n_{\sigma_{\text{в}}}$, входящих в эти зависимости, также используются результаты экспериментов при различных давлениях водорода. Расчет постоянных осуществляется по формулам типа (13.40).

Следует отметить, что снижение $\sigma_{\text{вH}_2}$ по сравнению с $\sigma_{\text{в}}$ невелико и, как уже отмечалось, составляет 10–15%, поэтому значение $A_{\sigma_{\text{в}}}$ будет относительно малой величиной. Что касается показателя степени $n_{\sigma_{\text{в}}}$, то в данном случае он примерно равен значению $n_{e_{\text{к}}}$.

Для расчета упругопластических деформаций в элементе конструкций необходимо использовать кривую деформирования материала “интенсивность напряжений–интенсивность деформаций” не только для упругого участка деформирования, но и для пластического участка.

Одна из форм представления кривой $\sigma_i - e_i$ на основе данных раздела I может быть такой:

$$\begin{aligned} \sigma_i &= E \cdot e_i \quad \text{при } 0 \leq e_i \leq e_{\text{T}} \\ \sigma_i &= \sigma_{\text{T}} \cdot (e_i/e_{\text{T}})^m \quad \text{при } e_{\text{T}} \leq e_i \leq m, \\ \sigma_i &= \sigma_{\text{в}} \cdot e^m \cdot (1 - m + e_i) \quad \text{при } m \leq e_i \leq e_{\text{к}}. \end{aligned} \quad (13.45)$$

Здесь σ_{T} – предел пропорциональности; m – характеристика упрочнения материала.

Значения m и σ_{T} находятся по известным значениям пределов прочности $\sigma_{\text{вH}_2}$ и текучести $\sigma_{0.2\text{H}_2}$ материала в среде водорода при помощи зависимостей

$$\begin{aligned} \ln \frac{\sigma_{\text{в}}}{\sigma_{0.2}} &= m \cdot \left[\ln \frac{m}{2 \cdot 10^{-3} + \sigma_{0.2}/E} - 1 \right], \\ \sigma_{\text{T}} &= \sigma_{0.2} \cdot \left[\frac{\sigma_{0.2}}{2 \cdot 10^{-3} \cdot E + \sigma_{0.2}} \right]^{m/(1-m)}. \end{aligned} \quad (13.46)$$

Здесь и далее индекс (H₂), характеризующий влияние водорода, опускаем для упрощения записи.

Деформация, соответствующая пределу пропорциональности, составляет $e_T = \sigma_T/E$. По основным характеристикам механических свойств определяется также истинное сопротивление разрыву материала в среде водорода

$$S_K = \sigma_B \cdot \exp(m) \cdot \left[1 - m + \frac{e_K}{1 + A_{e_K} \cdot p_{H_2}^{n_{e_K}/2} \cdot (e_i - e_T)^{n_{e_K}}} \right]. \quad (13.47)$$

Это соотношение имеет смысл при условии

$$\frac{e_K}{1 + A_{e_K} \cdot p_{H_2}^{n_{e_K}/2} \cdot (e_i - e_T)^{n_{e_K}}} \geq m.$$

В противном случае истинное сопротивление разрыву находится по приближенной формуле

$$S_K = \frac{\sigma_B}{1 - \psi} = \sigma_B \cdot \exp \left[\frac{e_K}{1 + A_{e_K} \cdot p_{H_2}^{n_{e_K}/2} \cdot (e_i - e_T)^{n_{e_K}}} \right]. \quad (13.48)$$

Степенная зависимость $\sigma_i - e_i$ может быть также представлена (см. раздел I) в виде

$$\sigma_i = \sigma_{0,2} \cdot \left[\frac{e_i}{2 \cdot 10^{-3} + \sigma_{0,2}/E} \right]^m, \quad (13.49)$$

причем в данном случае характеристика упрочнения m определяется по формуле

$$m = \frac{\lg(S_K/\sigma_{0,2})}{\lg[e_K/(2 \cdot 10^{-3} + \sigma_{0,2}/E)]}. \quad (13.50)$$

Выше были приведены расчетные уравнения, описывающие зависимости основных механических характеристик материалов от давления водородной среды при комнатной температуре и упругопластической деформации, в том числе в зоне концентрации напряжений. Эти уравнения относятся к пределу прочности материала, но самое, по-видимому, главное — к пластичности и истинному сопротивлению разрыву.

Эти две характеристики можно трактовать как разрушающую деформацию и разрушающее напряжение. Поскольку эти характеристики наиболее чувствительны к влиянию водорода, их введение в расчетные оценки прочности и долговечности элементов конструкций представляется достаточно важным обстоятельством, позволяющим непосредственно установить эффект влияния водорода на снижение прочности и долговечности элементов конструкций.

Выше рассматривалось построение моделей влияния водорода на основе дислокационного механизма переноса внешнего водорода в металл конструкции. Диффузия водорода в данном случае не учитывалась.

Если рассмотреть диффузионную задачу (12.5), то из уравнения (13.1) следует, что без учета поля напряжений концентрация водорода в металле определяется зависимостью

$$C = C_0 \left(1 - \operatorname{erf} \frac{x}{2 \sqrt{D \cdot \tau}} \right), \quad (13.51)$$

где $\operatorname{erf}(z) = \frac{2}{\sqrt{2\pi}} \int_0^z \exp\left(-\frac{\xi^2}{2}\right) d\xi$ -- интеграл вероятности; x -- координата рассматриваемой точки; D -- коэффициент диффузии водорода в металле; τ -- время.

Решению (13.51) соответствуют условия

$$\begin{aligned} C(x, \tau) &= C_0 \text{ при } x = 0, \tau > 0; \\ C(x, \tau) &= 0 \text{ при } x > 0, \tau = 0. \end{aligned} \quad (13.52)$$

В данном случае C_0 означает концентрацию водорода в поверхностном слое металла.

Если учесть наличие поля напряжений, где наиболее важным параметром является гидростатическое напряжение $\sigma(x)$, то приближенно выражение для концентрации водорода в металле с учетом (12.1) и (12.5) можно представить в виде

$$C = C_0 \cdot \exp\left[\frac{V_H \cdot (\sigma(x) - \sigma(0))}{R \cdot T}\right] \cdot \left(1 - \operatorname{erf} \frac{x}{2 \sqrt{D \cdot \tau}}\right). \quad (13.53)$$

В данном случае концентрация водорода в поверхностном слое металла с учетом (13.51) и (13.53) также составляет C_0 . Зависимости (13.51), (13.53) могут быть использованы для построения соответствующих математических моделей влияния водорода на характеристики конструкционных материалов.

Например, с учетом (13.53) и (12.5) приближенная зависимость для пластичности материала может быть представлена в виде

$$e_{\text{кН}_2} = \frac{e_{\text{к}}}{1 + A_{e_{\text{к}}} \cdot p_{\text{Н}_2}^{n_{e_{\text{к}}}} \cdot \left(\exp\left[\frac{V_H(\sigma(x) - \sigma(0))}{R \cdot T}\right] \cdot \operatorname{erfc}\left(\frac{x}{2 \sqrt{D \cdot \tau}}\right) \right)^{n_{e_{\text{к}}}}} \cdot (13.54)$$

где $A_{e_{\text{к}}}, n_{e_{\text{к}}}$ -- постоянные, о которых упоминалось выше. $\operatorname{erfc}(z) = 1 - \operatorname{erf}(z)$. Зависимость (13.54) отражает главную особенность диффузионного процесса -- в нее в явном виде входит время τ .

Зависимость (13.54) учитывает влияние на перенос водорода в металл только диффузионного процесса. В этом, по-видимому, и состоит основной недостаток указанной зависимости: в реальной ситуации на концентрацию водорода в металле оказывают влияние два механизма переноса водорода – дислокационный и диффузионный, которые действуют совместно. Решение такой задачи является предметом дальнейших исследований.

Если процесс насыщения водородом осуществляется при определенных давлении и температуре, концентрация водорода в металле определяется соотношениями (12.1) и (13.8). Эти соотношения с учетом (13.51) можно представить в следующем виде

$$C = C_0 \cdot p_{\text{H}_2}^{1/2} \cdot \exp \left[-\frac{Q_p}{2R} \cdot \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0} \right) \right] \cdot \left(1 - \operatorname{erf} \left(\frac{x}{2 \sqrt{D \cdot \tau}} \right) \right). \quad (13.55)$$

Зависимость (13.55) учитывает влияние температуры предварительного насыщения, а также диффузионные процессы, связанные со временем τ . Очевидно, что если время предварительного насыщения достаточно велико, то $\operatorname{erf} \left(\frac{x}{2 \sqrt{D \cdot \tau}} \right) = 0$, и в этом предельном случае концентрация водорода в металле будет зависеть только от давления и температуры

$$C = C_0 \cdot p_{\text{H}_2}^{1/2} \cdot \exp \left[-\frac{Q_p}{2R} \cdot \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0} \right) \right], \quad (13.56)$$

где T_0 – комнатная температура.

Из выражения (13.56) следует, что при комнатной температуре концентрация водорода $C \sim p_{\text{H}_2}^{1/2}$, что соответствует закономерности, о которой упоминалось выше. Зависимость (13.56) показывает, что при предварительном насыщении металла водородом время практически исключается из рассмотрения. Основными факторами, влияющими на насыщение металла водородом, здесь являются давление и температура. Это видно из следующего примера.

С учетом (13.56) выражение для пластичности материала после предварительного насыщения в среде водорода при давлении p_{H_2} и температуре T можно представить в виде

$$e_{\text{кH}_2} = \frac{e_{\text{к}}}{1 + A_{e_{\text{к}}}^* \cdot p_{\text{H}_2}^{n_{e_{\text{к}}}^*/2} \cdot \exp \left[-\frac{n_{e_{\text{к}}}^* \cdot Q_p}{2R} \cdot \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0} \right) \right]}, \quad (13.57)$$

где $A_{e_{\text{к}}}^*$ и $n_{e_{\text{к}}}^*$ – постоянные.

Для стали ЭП810-ВД на основании табл. 13.3 получены следующие данные:

$$A^* = 4,18 \cdot 10^{-6}; n^* = 3,90; Q_p = 12\,030 \text{ Дж/моль.}$$

Для стали 07Х16Н6 имеем такие значения:

$$A^* = 2,84 \cdot 10^{-10}; n^* = 3,52; Q_p = 41\,030 \text{ Дж/моль.}$$

Расчеты по зависимости (13.57) показывают, что в условиях предварительного насыщения водородом пластические свойства материала определяются как давлением, так и температурой. Например, при температуре $T = 800 \text{ К}$ и давлении $p_{\text{H}_2} = 45 \text{ МПа}$ для стали ЭП810-ВД будем иметь

$$\begin{aligned} e_{\text{кH}_2} &= \frac{e_{\text{к}}}{1 + 4,18 \cdot 10^{-6} \cdot 45^{1,95} \cdot \exp \left[-\frac{3,9 \cdot 12\,030}{2 \cdot 8,31} \cdot \left(\frac{1}{800} - \frac{1}{293} \right) \right]} = \\ &= \frac{e_{\text{к}}}{1 + 4,18 \cdot 10^{-6} \cdot 1674 \cdot 448,5} \cong 0,24 \cdot e_{\text{к}}. \end{aligned}$$

В данном случае пластичность материала под влиянием предварительного насыщения водородом снизилась примерно в 4 раза, причем влияние давления 45 МПа оказалось более существенным (\sim в 3,7 раза), чем влияние температуры. Такая ситуация может иметь место при достаточно высоких давлениях. Естественно, что по мере уменьшения давления его влияние будет снижаться, а влияние температуры при этом будет увеличиваться. Здесь следует отметить, что постоянные $A_{e_{\text{к}}}^*$ и $n_{e_{\text{к}}}^*$ в выражении (13.57) имеют совершенно другие значения по сравнению с постоянными $A_{e_{\text{х}}}^*$ и $n_{e_{\text{х}}}^*$, соответствующими испытаниям при комнатной температуре.

Теплота растворения Q_p в рассмотренных выше примерах изменилась от $\sim 12\,000$ до $40\,000 \text{ Дж/моль}$. Эти результаты находятся в соответствии с имеющимися в литературе данными по определению Q_p [13].

Таким образом, приведенные выше данные по определению расчетных характеристик механических свойств конструкционных материалов дают возможность проведения уточненных оценок прочности, ресурса и живучести при создании ЖРД.

НОРМИРОВАНИЕ ПРОЧНОСТИ И РЕСУРСА ЖРД

14.1. Место нормативных подходов в обеспечении прочности и ресурса ЖРД

Выше (см. гл. 1–13) рассмотрены комплексные проблемы обеспечения прочности, долговечности, живучести и безопасности элементов конструкций ЖРД. Их решения основываются на исследованиях режимов их работы, свойствах конструкционных материалов, на анализе моделей деформирования, повреждений и разрушения. При этом учитываются конструктивные особенности, расчетные схемы, расчетные случаи, уровень, время, частоты, температуры нагружения несущих элементов конструкции ЖРД. Развиваемые и реализуемые подходы к оценке статической и циклической прочности базируются на решениях упругопластических задач для зон концентрации напряжений и учете механизмов локального воздействия рабочих сред.

Приведенные данные по выбору коэффициентов запаса прочности и долговечности для элементов конструкций, методы определения соответствующих допускаемых напряжений привязаны к опыту конструирования, изготовления, испытаний и эксплуатации ЖРД. Соединение такого опыта с результатами научных исследований закономерностей деформирования и разрушения материалов конструкций ЖРД является основой создания нормативных документов по прочности и ресурсу ЖРД [35–51].

В свою очередь, обеспечение прочности и долговечности элементов конструкций ЖРД достигается за счет разработки и использования норм прочности, отработки оптимальных конструкций и максимального использования возможностей материалов и современных технологий. Одно из главных направлений решения задачи – обеспечение конструкционной прочности и ресурса – состоит в реализации комплекса мероприятий по проектированию и расчетно-экспериментальному исследованию и нормированию прочности и долговечности, решению вопросов материаловедения, технологии производства и эксплуатации двигателей. Этот комплекс мероприятий одновременно служит основой уточнения и развития норм прочности и ресурса.

Приведенная выше информация по конструкторско-технологическим решениям, свойствам материалов в рабочих средах используется для нормативной оценки прочности и долговечно-

сти элементов конструкций ЖРД. При этом базовыми являются коэффициенты запасов по пределу прочности – $K_m \leq 1,4 \div 1,5$, по пределу текучести – $K_t \geq 1,0 \div 1,1$. При назначении или определении коэффициентов запасов в качестве расчетного напряжения используется интенсивность номинальных напряжений σ_n при соответствующих режимах работы ЖРД.

Как показал опыт проектирования ЖРД, использование при нормативных расчетах прочности только традиционных коэффициентов запасов K_m и K_t оказывается недостаточным, даже при применении в расчетах указанных экстремальных значений нагрузок.

Опасность разрушения несущих элементов ЖРД при комбинированных механических, тепловых, аэрогидродинамических воздействиях приводит к необходимости рассмотрения локальной статической и циклической прочности. Соответствующие нормативные и уточненные расчеты основаны на силовых, энергетических и деформационных критериях разрушения, а также на численных и аналитических решениях краевых задач об однократном и циклическом упругопластическом деформировании конструкции (см. гл. 3–5).

Таким образом, прочность и долговечность современных ЖРД поддерживается в эксплуатации обеспечением стабильности служебных свойств конструкционных материалов, контролем и диагностикой состояния несущих элементов и режимов работы.

Решение этих вопросов в достаточно полном объеме при помощи нормативных расчетов, лабораторных и натурных испытаний позволяет обеспечивать прочность и долговечность эксплуатируемых и перспективных двигателей и их конструктивных элементов.

14.2. Подходы к нормированию прочности ЖРД и нормативные запасы

Приведенные в п. 14.1 обстоятельства приводят к необходимости анализа проблем разработки норм прочности, выбора и назначения запасов прочности при проектировании, их обеспечения при изготовлении и поддержания ресурса и прочности при эксплуатации. Здесь, прежде всего, широко использован отраслевой опыт, который сконцентрирован в нормативных документах “Нормы прочности ЖРД” (ЦИАМ), “Нормы прочности двигателей многократного использования” (ЦНИИМАШ), “Нормы вибропрочности” ЖРД (ЦНИИМАШ). В указанных нормах регламентированы объекты исследований, объемы необходимых экспериментальных

работ, величины запасов прочности, вибрационные нагрузки и другие данные.

Характерными для большого числа элементов конструкций ЖРД являются величины запасов прочности по пределу прочности не ниже $\sim 1,4 \div 1,6$ для рабочих условий эксплуатации двигателей. Указанные запасы относятся к общим напряжениям. Опыт применения норм показывает, что эти запасы должны быть дополнены уточненным анализом запасов по местным напряжениям и деформациям в зонах концентрации напряжений.

Для этих зон уровень запасов прочности существенно снижается и составляет $\sim 1,05 \div 1,10$ и более, причем значения запасов всегда должны быть больше 1,0, чтобы избежать возможного образования трещин. К снижению запасов прочности приводит также многофакторное нагружение элементов конструкций, для оценки которых должны использоваться соответствующие законы суммирования повреждений. При этом долговечность элементов конструкций также должна быть нормирована; запасы по долговечности для элементов современных ЖРД могут быть приняты равными 1,4–2,0, что несколько ниже обычно рекомендуемых значений 4,0–10. Эти запасы должны опираться на соответствующие результаты экспериментальных исследований и кривые циклической и длительной прочности, построенные либо по результатам экспериментов, либо по данным, приведенным в технических условиях на материалы.

Такое внимание к проблеме выбора запасов прочности и долговечности обусловлено следующими обстоятельствами.

Между нормативными запасами по общим напряжениям и запасами местной прочности существует определенная связь. Если эту связь дополнить еще и запасами по долговечности, то можно получить систему соотношений, связывающую все виды запасов между собой. Если принятые при проектировании нормативные запасы прочности, долговечности и другие удовлетворяют этой системе соотношений, конструкцию можно рассматривать как оптимальную по ее напряженности и ресурсу.

Следует отметить, что при таком комплексном подходе к определению запасов (см. гл. 11–13) могут возникать некоторые особенности, например, не всегда могут одновременно удовлетворяться требования норм прочности или требования по местной прочности элементов конструкций в зонах концентрации напряжений. Но практически всегда удастся путем некоторого компромисса найти решение проблемы оптимизации запасов на базе конструкторско-технологических мероприятий. Дальнейшие уточнения в решении этой проблемы заключаются в дополнении указанной

системы соотношениями, вытекающими из линейной и нелинейной механики деформирования и разрушения (см. раздел I). Это позволяет существенно уточнить нормативные подходы к определению запасов, придать им большую определенность и строгость.

14.3. Основы норм прочности ЖРД

Общие положения. Разработанные и совершенствуемые нормы прочности распространяются на жидкостные ракетные двигатели и их составные части однократного и многократного использования и включения, применяемые на ракетах-носителях и космических аппаратах.

Нормы устанавливают расчетные режимы и регламентируют запасы прочности и допустимые значения запасов прочности в элементах двигателей, определяют содержание и объемы экспериментальных исследований и испытаний, излагают основные требования, предъявляемые к расчетам прочности и устойчивости узлов и деталей двигателей, требования по контролю используемых материалов и технологии изготовления.

До проведения завершающих доводочных испытаний двигателя должно быть получено заключение о допустимости имеющихся запасов прочности и достаточности объема экспериментальных исследований.

В нормах указаны минимально допустимые значения запасов прочности. Запасы прочности определяются для наиболее тяжелых условий работы двигателя в стендовых и летных условиях. Нормированные запасы должны обеспечиваться во всем диапазоне эксплуатационных режимов, а также при контрольно-технологических испытаниях.

Для двигателей космических ракет с человеком на борту при сохранении регламентируемых величин запасов прочности удваивается число экземпляров деталей и узлов, испытываемых до разрушения и подвергаемых специальным испытаниям в соответствии с нормами.

Отступления от норм (меньшие запасы прочности, изменение объема и условий испытаний) могут быть в отдельных случаях допущены только на основании специальных исследований по согласованию с головной организацией.

Расчеты на прочность. При нормативном расчете следует учитывать наиболее неблагоприятное сочетание режимов, возможное при эксплуатации.

Расчетные режимы. Типичными расчетными режимами при определении запасов прочности являются:

- максимальный рабочий режим (при расчете на прочность учитываются нагрузки и температуры, связанные с рабочим процессом, и инерционные силы, возникающие при полете ракеты);
- режим запуска (учитываются забросы давления, в том числе давления при гидравлическом ударе, и забросы оборотов турбонасосного агрегата, возможные при запуске двигателя);
- режим останова по команде (учитывается давление гидроудара, возникающего при закрытии клапанов);
- режим гидроиспытаний (гидроопрессовка);
- режим технологических разгонных испытаний (для вращающихся элементов, роторов, дисков ТНА).
- режим транспортировки (учитываются статические и динамические усилия, виброперегрузки и частоты, определяемые экспериментально при всех видах транспортировки; для двигателей многократного использования и для двигателей, используемых на ракетах-носителях, учитываются также перегрузки, возникающие при возвращении двигателя на землю и при посадке носителя; прочность и надежность конструкции двигателя при всех видах транспортировки подтверждается на вибродинамических испытаниях с обязательными последующими огневými испытаниями).

В нормативный расчет вводятся дополнительные эксплуатационные расчетные режимы, соответствующие наиболее опасным условиям работы деталей и сборочных единиц при циклических нагружениях, которые устанавливаются при анализе особенностей эксплуатации двигателей многократного использования и включения.

Не являются расчетными режимами и не подлежат расчетному обоснованию режимы стендовых испытаний двигателей, подтверждающие гарантийные пределы изменения условий работы двигателя.

Классификация нагрузок. Нагрузки, действующие на двигатель, подразделяются на внутренние и внешние. Внутренние нагрузки вызваны работой собственно двигателя и его агрегатов. Внешние нагрузки действуют на двигатель при его транспортировке, во время старта, в полете и при посадке (спуск сохраняемого блока) в составе изделия.

К внутренним нагрузкам относятся:

- статическое давление и перепады давления от жидких и газообразных компонентов топлива, рабочих сред управления и регулирования тяги;

- температурные поля и градиенты температуры;
- газодинамические и гидродинамические нагрузки от распределенного давления при движении рабочих сред по трактам и обтекании ими различных профилей;
- избыточное наружное давление;
- пульсации давления от рабочих процессов горения компонентов топлива, от движения сред с большими скоростями по трубопроводам, проточным частям агрегатов подачи и каналам охлаждения, при дросселировании давления, скорости и т.д.;
- осевые нагрузки от тяги двигателя;
- пульсации тяги двигателя;
- нестационарные силовые и температурные нагрузки на запуске и останове (гидроудары; забросы и быстрое изменение во времени давления, температуры, числа оборотов; резкие перепады температур при попадании холодных компонентов на горячую конструкцию или горячих компонентов на холодную конструкцию);
- ударные нагрузки при подрыве мембран, при гидроударах;
- нагрузки от действия массовых сил (центробежные силы);
- переменные нагрузки, в том числе кинематического типа, от вибраций агрегатов двигателя, связанных с рабочими процессами, дисбалансами масс высокооборотных роторов.

К внутренним факторам действия нагрузок относятся:

- временные параметры работы двигателя и его отдельных агрегатов (циклограммы запуска, промежуточных режимов и останова), а также число включений;
- монтажные напряжения;
- характерные спектры частот рабочих процессов в агрегатах двигателя, систем регулирования и управления.

К внешним нагрузкам относятся:

- перегрузки при полете изделия;
- пульсации давления в магистралях подвода окислителя и горючего;
- характерные вибрации и виброперегрузки в местах крепления двигателя со стороны изделия при старте и в полете;
- ударные нагрузки при разделении ступеней;
- пульсации донного давления и акустические нагрузки при работе всего изделия.

Расчеты на прочность должны проводиться как на внутренние, так и на внешние нагрузки.

Исходные данные. Нормативные расчеты на прочность проводятся на основании документации о нагрузках (исходные данные

для расчетов на прочность). Нагрузки по отдельным агрегатам подготавливаются разработчиком двигателя.

Основными документами для составления исходных данных являются:

- ТЗ на двигатель;
- результаты обязательных расчетов по двигателю: расчетов гидравлических, гидродинамических, газодинамических, динамических, термодинамических, теплопередачи и тепловых;
- комплексный план экспериментальной отработки (КПЭО) двигателя в части назначения структурно-функциональных элементов двигателя, нагрузок, воздействующих на них, экспериментальной отработки прочности.

В исходных данных должна быть указана погрешность задания нагрузок, оговорен список параметров действующих нагрузок, подлежащих уточнению или определению при огневых испытаниях. Для наглядности представления рекомендуется на схемах основных агрегатов (в разрезах, сечениях, в отдельных полостях и характерных точках) указать давление, перепады давления, температуру. Рекомендуется составлять силовые схемы по элементам конструкции. Исходные данные для расчетов на прочность выдаются в подразделения прочности последовательно на этапе проектирования, уточняются в дальнейшем при доводочных, силовых и летных испытаниях.

На всех стадиях разработки рекомендуется составление матриц типа деталь-нагрузка-прочность по агрегатам двигателя с приведением результатов расчетов запасов, а также результатов экспериментов по данной детали или ее фрагментам.

Запасы прочности. Запасы прочности характеризуют прочность, ресурс и надежность детали и являются критериями сравнения напряженности создаваемого объекта с подобными объектами, удовлетворительно работающими в эксплуатационных условиях.

Для случаев, не включенных в нормы, запасы прочности и объем расчетной и экспериментальной отработки устанавливаются предприятия-разработчики по согласованию с заказчиком и с головной организацией.

Определение запасов прочности элементов двигателя проводится по нижним границам свойств, гарантированных техническими условиями, а также по нижним значениям разрушающих нагрузок, определяемых при испытании нескольких экземпляров детали или узла, что дает возможность учесть разброс механических свойств материала и различие в технологических операциях при изготовлении.

При малой вероятности неблагоприятного сочетания нагрузок и геометрических факторов требуемые нормами запасы прочности могут быть понижены в установленном порядке.

Расчеты на прочность следует проводить по наиболее неблагоприятным для данного вида нагружения сочетаниям допусков на изготовление.

Запас статической прочности по напряжениям определяется

$$K_m = \frac{\sigma_v}{\sigma_{\max}}, \quad (14.1)$$

где σ_v – предел прочности материала детали при максимально возможной температуре с учетом времени работы на расчетном режиме в течение гарантийного ресурса двигателя. В качестве σ_{\max} принимается наибольшее из значений главных напряжений σ_1 или интенсивности напряжений σ_i (по Мизесу).

Для материалов с пластичностью $\delta \geq 10\%$, определенной при рабочей температуре на образцах, вырезанных из готовых деталей или заготовок, разрешается в качестве σ_{\max} принимать интенсивность напряжений σ_i .

Запасы статической прочности регламентируются как по общим, так и по местным напряжениям. Под общими понимаются напряжения, возникающие в детали от действия силовых нагрузок вдали от мест крепления, стыков и других концентраторов напряжений, а также вдали от точек приложения сосредоточенных нагрузок. Под местными понимаются напряжения, возникающие в зонах краевого эффекта, стыков, креплений и других концентраторов напряжений и, как правило, быстро затухающие по мере удаления от этих зон. Самоуравновешенные напряжения, возникающие от неравномерного нагрева детали, допускается считать местными.

При использовании конечно-элементных упругопластических расчетов в случаях, когда распределение напряжений неоднородно по сечению конструкции и трудно выделить общие напряжения, рекомендуется считать общими напряжения, осредненные по характерному сечению конструкции. Напряжения, вызываемые сосредоточенными нагрузками вблизи мест их приложения, следует также относить к местным, однако требования к минимальному запасу прочности по таким напряжениям те же, что и к запасу прочности по общим напряжениям.

Для деталей, деформативность которых должна быть ограничена, вводится запас по пределу текучести

$$K_T = \frac{\sigma_T}{\sigma_{\max}}, \quad (14.2)$$

где σ_T – предел текучести материала при рабочей температуре.

В качестве предела текучести допускается принимать условный предел текучести материала $\sigma_{0.2}$. Запас по пределу текучести определяется по общим напряжениям.

Для деталей, в которых по условиям работы (например, огневая стенка камеры сгорания или зоны концентрации напряжений) неизбежно возникновение пластических деформаций, вводится запас по деформациям

$$K_{\epsilon} = \frac{e_{\text{пр}}}{e_{i\text{max}}}, \quad (14.3)$$

где $e_{i\text{max}}$ — максимальная интенсивность суммарных деформаций (упругих, пластических и деформаций ползучести); $e_{\text{пр}}$ — предельная деформация.

В качестве предельной деформации рекомендуется принимать относительное удлинение по диаграмме растяжения, соответствующее наибольшей нагрузке $e_{\text{пр}} = e_{\text{в}} = m$.

Допускаются иные оценки предельной деформации при наличии расчетно-экспериментального обоснования деформационных границ разрушения применяемого материала.

Запас статической прочности по разрушающим нагрузкам

$$K_{\text{в}} = \frac{P_{\text{разр}}}{P_{\text{раб}}}, \quad (14.4)$$

где $P_{\text{раб}}$ — максимальное значение рассматриваемого силового фактора (усилие, давление и др.), действующего на деталь в рабочих условиях; $P_{\text{разр}}$ — значение указанного силового фактора, приводящее к разрушению детали.

Рабочие давления принимаются в расчет с учетом гидроудара. Давление гидроудара и запас прочности по разрушающим нагрузкам определяются расчетным или экспериментальным путем. При экспериментальном определении запаса прочности по разрушающим нагрузкам учет влияния многократности запусков двигателя производится путем испытания до разрушения после многократных нагружений до контрольных нагрузок (например, опрессовка), согласно требованиям, указанным в п. 14.3.

Для деталей и сборочных единиц, работающих многократно при пластических деформациях, вводится запас работоспособности по числу циклов (по долговечности), определяемый отношением

$$K_N = \frac{N_{\text{пред}}}{N_{\text{раб}}}, \quad (14.5)$$

где $N_{\text{пред}}$ — предельное число циклов нагружения, вызывающее

разрушение или нарушение функционирования детали при работе двигателя на наиболее опасном с точки зрения циклического нагружения режиме; $N_{\text{раб}}$ – максимальное рабочее (эксплуатационное) число циклов.

Расчетное предельное число циклов следует определять по кривым малоциклового усталости, полученным для данного материала в условиях рабочего диапазона температур и рабочей среды.

Для элементов, работающих в упругой области и испытывающих в процессе работы переменные нагрузки, определяется запас циклической прочности

$$K_p = \frac{\sigma_{aN}}{\sigma_a}, \quad (14.6)$$

где σ_{aN} – ограниченный предел выносливости, соответствующий максимально возможному числу циклов нагружения, определяемый при усталостных испытаниях с соответствующей асимметрией цикла на образцах при рабочей температуре с учетом концентрации напряжений; σ_a – амплитуда максимального переменного напряжения в детали, измеренная на работающем двигателе или рассчитанная.

При расчетном определении запасов необходимо использовать кривые усталости, определенные по результатам усталостных испытаний образцов в условиях, максимально соответствующих эксплуатационным.

Запас устойчивости

$$K_y = q_{\text{кр}}/q, \quad (14.7)$$

где $q_{\text{кр}}$ – критическое значение нагрузки, вызывающее потерю устойчивости детали, узла; q – максимальное эксплуатационное значение нагрузки.

Нормами допускается устанавливать дополнительные критерии работоспособности деталей и узлов на основании имеющегося опыта предприятия-разработчика двигателей.

Обязательные расчеты на прочность. Обязательными являются оценки запасов по общим и местным напряжениям для всех элементов ЖРД, подвергаемых расчетам на прочность. Допускается замена запаса по местным напряжениям запасом по деформациям, а также замена запасов по общим и местным напряжениям запасами по предельной несущей нагрузке и предельной деформации, полученными путем конечно-элементного моделирования процесса деформирования и разрушения конструкции.

При проведении конечно-элементного моделирования процесса разрушения конструкции критерии разрушения рекомендуется получать из обработки результатов испытаний гладких образцов материала и образцов с концентраторами в рамках единой конечно-элементной модели.

Для двигателей многократного использования обязательными являются оценки запасов по сопротивлению малоцикловой усталости для элементов двигателей, которые работают в пластической области.

Анализ запасов малоцикловой прочности рекомендуется проводить для тех элементов ЖРД многократного использования, в которых по результатам расчетов статической прочности имеются местные пластические деформации в зонах конструктивной концентрации и в элементах с высоким перепадом температуры по несущему сечению конструкции.

Расчеты запасов усталости по пределу выносливости являются обязательными для элементов, имевших в процессе доводочных испытаний усталостные разрушения. Расчеты запасов усталости по пределу выносливости рекомендуется проводить для элементов, в которых имеют место переменные нагрузки (динамические нагрузки, пульсации давления) на переходных и стационарных режимах работы двигателя. На стадии проектирования список таких узлов должен быть назначен предприятием-разработчиком на основании имеющегося опыта по результатам испытаний изделий-аналогов.

Методы расчетов узлов и агрегатов ЖРД на прочность изложены в соответствующих отраслевых стандартах. Допускаются также другие методы, обеспечивающие необходимую точность расчета.

Для анализа напряжений и деформаций рекомендуется использовать методы расчета, основанные на компьютерном моделировании напряженно-деформированного состояния с использованием современных конечно-элементных программных комплексов.

Методы и программное обеспечение, используемые для расчетов, должны быть верифицированы на основе сопоставления результатов расчетов типовых задач с теоретическими решениями и данными сопоставительных расчетов по другим методам и программам, используемым в практике ракетно-космической техники или по программам, которые считаются верифицированными в установленном порядке. В конечно-элементной сетке должно быть сведено к минимуму использование "плохих" элементов (слишком вытянутых). В местах скругления характерный размер элемента должен составлять $R/5$, где R - радиус округления.

В конструкции, работающей на изгиб, должно быть не менее четырех элементов по толщине.

На всех стадиях отработки представляется необходимым наряду с расчетами, основанными на применении программных вычислительных комплексов, проводить оценки напряжений, деформаций и, соответственно, запасов прочности по достаточно простым инженерным формулам, допускающим возможность экспертного контроля общей напряженности и запасов прочности того или иного элемента конструкции.

Для обоснования достаточной надежности двигателя рассчитываются на прочность следующие детали и сборочные единицы: докритическая часть камеры сгорания; блок днищ камеры сгорания; сопло камеры сгорания (прочность); сопло камеры сгорания (устойчивость); коллекторы; газогенератор; газопроводы; корпуса насосов ТНА; корпуса турбин ТНА; лопатки турбин и насосов ТНА; рабочие колеса насосов и диски турбин ТНА; валы, рессоры и шнеки ТНА (прочность); роторы ТНА (динамика); шлицевые соединения; трубопроводы, находящиеся под внутренним давлением; корпуса агрегатов автоматики; системы вытеснительной подачи окислителя и горючего; компенсаторы и гибкие трубопроводы; силовые резьбовые соединения; фланцевые соединения и упругие металлические уплотнения; рама и подвеска; узел качания.

При конечно-элементном моделировании перечисленных узлов и агрегатов желательно проводить их совместный расчет на прочность.

Кроме расчетов указанных узлов и деталей при необходимости проводятся дополнительные расчеты по усмотрению предприятия-разработчика двигателя.

Допустимые значения запасов прочности. В действующих нормах указаны минимально допустимые значения запасов прочности. Меньшие запасы могут быть допущены только на основании специальных расчетно-экспериментальных исследований и соответствующего согласования.

В случае, если расчетные запасы прочности K_m и K_f ниже нормируемых, но запасы по разрушающим нагрузкам K_B , определенные экспериментально не менее чем на трех экземплярах детали (узла), удовлетворяют требованиям норм, прочность детали признается удовлетворительной.

Запас статической прочности для режима гидроопрессовки, в отличие от других расчетных режимов, допускается снижать на 5–15% в зависимости от принятых режимов гидроопрессовки.

Для деталей из малопластичных материалов ($\delta \leq 8\%$, $\psi_k \leq 16\%$) запасы статической прочности, приведенные в нормах, следует

увеличить в 1,1 раза. Для предварительно захлажденных деталей и сборочных единиц, работающих при криогенных температурах, а также для деталей и сборочных единиц, работающих при повышенных температурах, запасы прочности определяют с учетом зависимости характеристик материала от температуры. Для деталей, работающих при криогенных температурах, допустимые значения запасов статической прочности, приведенные в нормах, следует увеличить в 1,1 раза. Для деталей и сборочных единиц, работающих в агрессивных средах, запасы прочности определяются с учетом зависимости механических свойств от воздействия среды. Для деталей и сборочных единиц, работающих в среде газообразного водорода, допустимые значения запасов статической прочности следует увеличить в 1,1 раза. Для деталей, работающих в условиях малоциклового усталости, запасы статической прочности и устойчивости, приведенные в нормах, увеличиваются в 1,1 раза.

Для деталей и сборочных единиц, для которых основной нагрузкой являются центробежные силы, поправки к запасам прочности по разрушающим оборотам следует определять как корень квадратный из указанных выше величин ($\sqrt{1,1} = 1,05$).

В случае совместного действия приведенных выше факторов суммарный повышающий коэффициент получается умножением соответствующих коэффициентов. При этом допускается максимальное значение суммарного повышающего коэффициента принимать не более 1,3. Соответственно, максимальное значение повышающего коэффициента для центробежных сил допускается принимать 1,15. Следует отметить, что указанное выше соответствующее увеличение запасов прочности за счет повышения коэффициентов требует дополнительного анализа и исследования.

Для деталей и сборочных единиц, работающих в условиях малоциклового нагружения, допустимые значения запасов по числу циклов (долговечности) устанавливает предприятие-разработчик по согласованию с головной организацией. Минимальные значения запасов, использование которых не требует такого согласования, равны: $K_{Nc} = 5$ – при расчетном определении; $K_{Nc} = 4$ – при экспериментальном определении (K_{Nc} – запас по долговечности при разрушении детали).

Запасы прочности для деталей и агрегатов. Запасы прочности в элементах ЖРД, не регламентируемые настоящими нормами, устанавливаются на основании опыта предприятия-разработчика и по результатам соответствующих расчетных и экспериментальных исследований.

Докритическая часть камеры сгорания. При расчете запасов прочности камеры сгорания и ее элементов учитываются следующие факторы: силовые нагрузки (давление газов, межрубашечное давление, усилия от тяги); температурные перепады по элементам камеры; зависимость механических характеристик от температуры; зависимость прочностных и пластических характеристик от температуры и от времени (для огневой стенки); упругопластическое деформирование; наличие пролетов между ребрами тракта охлаждения и кольцевых проточек, наличие пайки; наличие стыков различных блоков камеры, зон соединений с коллекторами и с подкрепляющими шпангоутами, наличие сварных швов.

Анализ запасов прочности проводится по общим и местным напряжениям и деформациям, по разрушающей нагрузке, а для двигателей многократного включения и использования, дополнительно, — по числу включений (долговечности).

Запасы статической прочности на всех режимах, кроме гидроопрессовки, по общим напряжениям для наружной и внутренней оболочек и элементов связей (за исключением зоны пайки) принимаются: по пределу прочности $K_m = 1,4$; по пределу текучести $K_t = 1,0$.

Запасы по общим напряжениям допускается определять без учета температурных напряжений, но с учетом зависимости механических характеристик от температуры. Для огневой стенки в качестве значений предела прочности и предела текучести принимаются предел длительной прочности и предел ползучести, определенные для гарантийного суммарного времени работы камеры при максимальной температуре огневой стенки.

Принимается, что запас прочности по местным напряжениям $K_m = 1,3$, а запас прочности по деформациям $K_\epsilon = 5$; запас по числу включений (по долговечности) $K_{N_c} = 5$.

Расчетное предельное число циклов рекомендуется определять с помощью деформационно-кинетического критерия малоцикловой прочности, учитывающего как усталостное повреждение за счет размаха пластической деформации в цикле, так и статическое — за счет поциклового накопления односторонних деформаций за цикл.

При конечно-элементных расчетах для анализа общей прочности элементов камеры сгорания и местной прочности (в районе сопряжения с днищем, коллекторами, шпангоутами, в зонах соединений различных блоков камеры, в зонах кольцевых проточек) допустимо использование двухмерной осесимметричной расчетной схемы. При этом продольные ребра тракта охлаждения

моделируются конечными элементами с плоским напряженным состоянием с соответствующими коэффициентами заполнения.

Для анализа местной прочности элементов тракта охлаждения (огневая стенка, ребра) рекомендуется использование двухмерной расчетной схемы по плоской деформации. Допускается расчет местной прочности проводить лишь в сечениях с наибольшими перепадами давления, температурными нагрузками, а также в сечениях с меняющимся числом ребер охлаждающего тракта.

Запасы прочности в элементах связей (гофры, ребра, выштамповки и т.д.) принимаются для расчетных случаев:

- на отрыв по пайке элемента связи $K_p = 1,6$;
- в связях по разрушающему давлению $K_p = 1,6$.

Запасы подтверждаются экспериментально при нормальной температуре с пересчетом по относительному температурному изменению пределов прочности пайки и материалов оболочки и связей. Экспериментальное определение запаса на отрыв по пайке производится согласно требованиям, указанным в пп. 14.3.

Расчетные запасы по пайке принимаются на 10% выше, чем для остальных элементов камеры. Запас прочности по разрушающему давлению камеры сгорания равен: расчетный $K_p = 1,4$; экспериментальный $K_p = 1,35$. Запас подтверждается экспериментально при нормальной температуре с пересчетом по относительному температурному изменению предела прочности. Экспериментальное определение запаса по разрушающему давлению производится согласно требованиям, указанным в п. 14.3.

Блок днищ. При расчетах на прочность блока днищ учитываются следующие факторы: перепад давления между полостями; перепад температуры между днищами; совместная работа днищ, силового кольца и наружной оболочки камеры.

Запасы статической прочности по общим напряжениям на рабочем режиме в наружном и среднем днищах принимаются равными: по пределу прочности $K_m = 1,5$; по пределу текучести $K_T = 1,1$. Запасы по общим напряжениям допускается определять без учета температурных напряжений, но с учетом зависимости механических характеристик от температуры. Запас прочности по местным напряжениям в наружном и среднем днищах принимаются равными $K_m = 1,3$, а запас прочности по деформациям $K_\varepsilon = 5$.

Запасы прочности по разрушающему перепаду давления равны: расчетный $K_p = 1,5$, экспериментальный $K_p = 1,4$. Запас прочности определяется экспериментально при нормальной температуре с пересчетом по относительному температурному изменению предела прочности. Запас по разрушающему перепаду давления разрешается определять для имитированных днищ с форсунками

без отверстий. С целью оценки опасности потери герметичности в блоке днищ проводятся дополнительные расчетные и экспериментальные исследования.

Сопло камеры сгорания. Запасы прочности сопла с наружной рубашкой определяются так же, как для докритической части камеры.

Запас прочности в оболочках сопла и в элементах связей (кроме зоны пайки) по общим напряжениям принимаются равными:

- по пределу прочности $K_m = 1,5$;
- по пределу текучести $K_T = 1,1$;
- по местным напряжениям $K_m = 1,3$;
- по деформациям $K_\epsilon = 5$;
- по долговечности $K_{\lambda_c} = 5$;
- по предельной нагрузке $K_b = 1,5$.

Указанные расчетные запасы определяются с учетом температурных деформаций. На всех расчетных режимах запас прочности наружной оболочки в области критического сечения сопла по общим напряжениям на рабочем режиме должен быть не менее, чем на 20% выше установленного для докритической части камеры сгорания.

Запасы прочности в элементах связей равны: на отрыв по пайке связей $K_b = 1,6$; в элементах связей по разрушающему давлению $K_b = 1,6$. Запасы определяются экспериментально при нормальной температуре с пересчетом по относительному температурному изменению пределов прочности пайки, материалов оболочки и связей. Расчетные запасы по пайке принимаются на 10% выше, чем для остальных элементов камеры.

На устойчивость рассчитываются и отрабатываются сопла, в которых в полетных или наземных испытаниях имеются участки, на которых реализуются сжимающие усилия. В зависимости от условий работы запасы устойчивости определяются для сопел на следующие нагрузки: внешнее давление; осевое сжатие; боковая нагрузка.

При действии внешнего давления запас устойчивости равен ϵ

$$K_y = \frac{Q_{кр}}{Q}, \quad (14.8)$$

где $Q_{кр}$ – разность наружного и внутреннего критических давлений при потере устойчивости, определяемая расчетным путем или экспериментально на специальных установках, имитирующих условия работы; Q – разность (максимальная) наружного и внутреннего давления газов в полетных или стендовых условиях.

Величина Q представляет собой наибольшую разность давлений в данном отсеке сопла при работе двигателя в стендовых условиях или в полете. Величина Q определяется экспериментально или расчетным путем.

Принимается, что расчетный запас устойчивости $K_y = 2,0$; экспериментальный запас устойчивости: для сопел с двухслойными оболочками и гофрами (ребрами) $K_y = 1,5$; для сопел с однослойными оболочками и гофрами $K_y = 1,6$.

При осевом сжатии, когда в несущей оболочке сопла возникают осевые сжимающие напряжения, производится определение запаса устойчивости

$$K_y = \frac{P_{кр}}{P}, \quad (14.9)$$

где $P_{кр}$ – осевое усилие, вызывающее потерю устойчивости; P – максимальное осевое усилие, действующее в критическом сечении в рабочих условиях (на стенде или в полете).

Величина $P_{кр}$ определяется расчетом или экспериментально на установках, имитирующих условия работы. Расчетный запас устойчивости на действие осевых и боковых нагрузок $K_y = 2,4$. Экспериментальный запас устойчивости $K_y = 1,8$. Боковые нагрузки, действующие на срезе сопла в полетных условиях, воспроизводятся при экспериментальном определении $P_{кр}$. Экспериментальное подтверждение рекомендуется проводить для сопел, у которых расчетный запас устойчивости $K_y < 2,5$.

Определение запаса устойчивости разрешается проводить на установках без имитации температурных условий работы сопла. При этом влияние температурных нагрузок, а также других факторов, которые не имитируются при “холодных” испытаниях, рекомендуется учитывать при определении запаса устойчивости следующим образом:

$$K_{y3}^T = K_{y3}^0 \frac{K_{yp}^T}{K_{yp}^0}, \quad (14.10)$$

где K_{y3}^T – прогнозируемый экспериментальный запас с учетом температурных нагрузок и других факторов; K_{y3}^0 – экспериментальный запас при “холодных” или иных испытаниях, не полностью имитирующих эксплуатационные условия; K_{yp}^0 – расчетный запас устойчивости при “холодных” испытаниях с максимальным учетом условий проведения испытаний; K_{yp}^T – расчетный запас устойчивости при эксплуатационных “горячих” испытаниях с учетом температурных нагрузок и других условий работы сопла при эксплуатации.

При упругом деформировании обоих слоев оболочки сопла можно учитывать влияние понижения модуля упругости по формуле

$$K_{yz}^1 = K_{yz}^0 \frac{(D_e^{3/4} A_x^{1/4})_1}{(D_e^{3/4} A_x^{1/4})_0}, \quad (14.11)$$

где K_{yz}^1 – прогнозируемый запас устойчивости сопла при эксплуатационной температуре; K_{yz}^0 – экспериментально определенный запас устойчивости сопла при нормальной температуре с учетом межрубашечного давления (для двухслойных оболочек); D_e – жесткость оболочки на изгиб в окружном направлении; A_x – жесткость оболочки на растяжение в осевом направлении.

Величины, стоящие в знаменателе, относятся к характеристикам материала при нормальной температуре и вычисляются по номинальной толщине стенок в соответствии с техническими условиями на материал, в числителе – те же характеристики при рабочей температуре и минимальной толщине стенок. При работе одного из слоев в пластической области для данного слоя учитывается касательный модуль упругости.

В случае, когда оба слоя сопла работают в пластической области, требуется специальная расчетно-экспериментальная отработка прочности и устойчивости сопла в объеме, устанавливаемом предприятием-разработчиком, по согласованию с заказчиком.

Коллекторы. Запасы прочности в коллекторе на рабочем режиме по общим напряжениям принимаются равными: по пределу прочности $K_m = 1,5$; по пределу текучести $K_T = 1,1$; по местным напряжениям $K_m = 1,3$; по деформациям $K_\epsilon = 5$.

При расчетном определении запасов прочности допускается использование осесимметричной конечно-элементной модели коллектора с примыкающими оболочками сопла. Запас по разрушающему давлению принимается равным $K_b = 1,4$ и определяется экспериментально. Запасы прочности участка оболочки камеры под коллектором определяются с учетом ослабления сечения отверстиями на рабочем режиме.

Газогенератор. Требования к методике определения напряжений и запасов прочности в камерах и головках газогенераторов те же, что и для основных камер сгорания. Значения запасов прочности оболочек и связей охлаждаемых стенок газогенераторов не отличаются от установленных для соответствующих элементов основных камер сгорания ЖРД.

Для неохлаждаемых газогенераторов (или для неохлаждаемой части камеры газогенератора) запасы прочности увеличиваются

на 10% по сравнению с установленными для основных камер сгорания. Для теплообменников, генераторов и смесителей наддува устанавливаются такие же запасы прочности, как и для газогенераторов.

Газоводы. Запасы прочности газоводов определяются с учетом температуры стенок, измеренной в рабочих условиях. Запас прочности по общим напряжениям на рабочем режиме $K_m = 1,5$. Запас прочности определяется по расчетным напряжениям с учетом данных статического тензометрирования. Запас прочности по местным напряжениям $K_m = 1,2$. Запас прочности по разрушающему давлению на рабочем режиме $K_v = 1,4$. Запас прочности определяется экспериментально при нормальной температуре с пересчетом по относительному температурному изменению предела прочности.

Корпуса насосов ТНА. Расчетные запасы статической прочности определяются на рабочем режиме в корпусах насосов окислителя и горючего, корпусах подвода окислителя и горючего и крышках корпусов.

Расчетные запасы по общим напряжениям равны: для литых (со свойствами $\delta < 8\%$, $\psi < 16\%$) материалов $K_m = 1,5$; для деформируемых (со свойствами $\delta \geq 8\%$, $\psi \geq 16\%$) материалов $K_m = 1,4$; по местным напряжениям $K_m = 1,3$; по местным деформациям $K_\varepsilon = 5$; по разрушающему давлению $K_v = 1,4$.

Запасы прочности K_m по напряжениям определяются с учетом данных статического тензометрирования, а запас по разрушающему давлению подтверждается экспериментально.

Корпуса турбин ТНА. Расчетные запасы прочности в корпусах турбин на рабочем режиме по общим напряжениям равны: для литых материалов $K_m = 1,6$; для деформируемых материалов $K_m = 1,45$. Расчетный запас прочности по местным напряжениям $K_m = 1,4$; запас прочности по местным деформациям $K_\varepsilon = 5$.

При расчетном определении запасов прочности допускается использование осесимметричных конечно-элементных моделей корпусов насосов. Запас прочности по разрушающему давлению $K_v = 1,4$.

Запас прочности определяется экспериментально при нормальной температуре с пересчетом по относительному температурному изменению предела прочности.

Рабочие лопатки осевых турбин ТНА. Напряжения в рабочих лопатках осевых турбин определяются с учетом растяжения и изгиба (от газовых сил и первоначальных выносов). Запас статической прочности определяется с учетом измеренной температуры лопатки. Разрешается пересчет по измеренной температуре газа.

Запас прочности на рабочем режиме для лопаток из деформируемых материалов $K_m = 1,5$. Для лопаток из деформируемых материалов в бандажированных колесах $K_m = 1,4$. Для лопаток из литых материалов указанные запасы прочности должны быть увеличены на 20%.

При определении запаса прочности для лопаток в бандажированных колесах учитывается изгиб от несовпадения центра тяжести бандажу с центром тяжести расчетного сечения и отклонения по допускам, увеличивающие изгибные напряжения.

Запас циклической прочности (по пределу усталости) в профильной части лопатки $K_v = 1,4$. Необходимость экспериментального определения запаса циклической прочности устанавливается в процессе доводки.

Рабочие лопатки центробежных турбин ТНА. Запас статической прочности определяется с учетом растяжения и изгиба и принимается равным для лопаток из деформируемого материала $K_m = 1,4$, а для литых лопаток – $K_m = 1,6$. Запас статической прочности определяется с учетом измеренной температуры лопатки и полной длительности работы при максимальной температуре. Разрешается пересчет по измеренной температуре газа.

Лопатки сопловых аппаратов турбин ТНА. Запас прочности в лопатках сопловых аппаратов определяется с учетом напряжений растяжения и изгиба. При определении запаса прочности учитываются газодинамические нагрузки, а также силовые и температурные воздействия коллектора подвода.

Запас прочности на рабочем режиме и при опрессовке $K_m = 1,4$. Запас прочности определяется для максимальной местной температуры лопаток и полной длительности работы при максимальной температуре.

Диски осевых турбин ТНА. Запас прочности по разрушающим оборотам будет равен

$$K_v = \frac{N_{\text{разр}}}{N_{\text{max}}}, \quad (14.12)$$

где $N_{\text{разр}}$ – экспериментально определенное число оборотов, при котором разрушается диск при рабочей температуре (рабочая температура определяется термометрированием на работающем двигателе); N_{max} – максимальное число оборотов, возможное при нормальном запуске и работе двигателя.

При определении разрушающих чисел оборотов $N_{\text{разр}}$ под последними следует понимать также число оборотов, при котором радиальная деформация диска выходит за пределы допустимой (например, касание о корпус турбины за счет выбора зазора при

пластических деформациях диска турбины). При экспериментальном определении $N_{\text{разр}}$ используются три диска. Это замечание остается в силе и для последующих разделов, касающихся дисков.

Для дисков из деформируемых материалов принимается $K_v = 1,2$, при расчетном определении разрушающих оборотов $K_v = 1,3$, для дисков из литых материалов при экспериментальном определении $K_v = 1,3$, при расчетном определении разрушающих оборотов $K_v = 1,45$.

При расчетном определении напряженно-деформированного состояния диска следует учитывать центробежные силы, неравномерный нагрев полотна диска как по толщине, так и по радиусу, а также осевые и радиальные силы и моменты на внутреннем и внешнем контурах. При расчете дисков осевых турбин допускается использовать осесимметричные конечно-элементные модели.

Литые диски перед постановкой на двигатель проходят контрольные испытания при максимальных оборотах N_{max} (с поправкой, учитывающей температурное изменение предела прочности).

Запас местной статической прочности определяется с учетом центробежных сил, изгиба и неравномерного нагрева: для дисков из деформируемых материалов $K_m = 1,3$; для дисков из литых материалов $K_m = 1,4$. Запас местной статической прочности по напряжениям сжатия $K_m = 1,2$. При этом значение предела прочности σ_v определяется при испытаниях на сжатие.

Предел прочности σ_v определяется с учетом полной длительности работы при максимальной температуре диска, определяемой экспериментально на работающем двигателе или на специальной установке, достаточно точно имитирующей температурное состояние диска. Разрешается расчетное определение температуры и температурного градиента, если запасы прочности K_v и K_m превышают указанные выше не менее, чем на 5%.

Для дисков с отверстиями в полотне концентрация напряжений у отверстий может не учитываться, но вводится в расчет ослабление сечения.

Замковые соединения лопаток и дисков осевых турбин. При расчетном определении напряжений в замковом соединении типа “елочка” запас прочности по напряжениям растяжения для хвостовика лопатки и выступа диска без учета концентрации напряжений и других факторов, понижающих прочность, принимается $K_m = 2,2$ и равномерное распределение нагрузки по зубцам.

Если расчетный запас прочности составляет $K_m < 2,2$, требуется проведение статических испытаний.

При статических испытаниях в условиях рабочей температуры

$$K_v = \frac{C_p}{C} = 1,8, \quad (14.13)$$

где C_p – растягивающая сила, разрушающая замковое соединение при статических испытаниях; C – центробежная сила, действующая на замок при максимальных оборотах ротора ТНА двигателя. Растягивающая сила прикладывается с эксцентриситетом для того, чтобы учесть изгибные напряжения в замке.

Для лопаток, устанавливаемых в пазы, прорезанные в окружном направлении, расчетный запас прочности без учета концентрации напряжений и других понижающих прочность факторов $K_m = 1,5$. Для лопаток, свариваемых с диском, запас прочности определяется по испытаниям шести–восемью лопаток $K_v = \frac{C_p}{C} = 1,4$;

при расчетном определении запаса прочности $K_m = \frac{\sigma_v}{\sigma} = 1,6$, где σ_v – предел прочности сварного соединения при рабочей температуре; σ – максимальное напряжение в сварном соединении.

При сварном соединении лопаток и дисков проводятся контрольные испытания каждого диска при максимальных рабочих оборотах N_{\max} и при рабочей температуре соединения. Разрешается проведение контрольных испытаний при нормальной температуре (с поправкой, учитывающей температурное изменение предела прочности).

Диски центростремительных турбин ТНА. Напряжения в дисках определяются с учетом изгиба от перепада давлений по разным сторонам диска и растяжения в лопатках.

Запас прочности K_v по разрушающим оборотам определяется по (14.12).

При определении разрушающих чисел оборотов $N_{\text{разр}}$ учитывается число оборотов, при котором радиальная деформация диска выходит за пределы допустимой за счет выбора зазора при пластических деформациях диска турбины. Принимается, что для дисков из деформируемых материалов $K_v = 1,35$, для дисков из литых материалов $K_v = 1,4$.

При приближенном расчетном определении (на стадии проектирования) запас прочности по разрушающим оборотам: для дисков из деформируемых материалов $K_v = 1,5$ (без покрывающего диска); $K_v = 1,6$ (с покрывающим диском); для дисков из литых материалов $K_v = 1,6$ (без покрывающего диска); $K_v = 1,7$ (с покрывающим диском).

Запас местной статической прочности при расчете с учетом взаимодействия лопаток с основным и покрывающим дисками можно принимать $K_m = 1,4$, а при приближенном расчете по суммарной толщине основного и покрывающего дисков $K_m = 1,6$. В процессе доводки не менее трех колес подвергаются испытаниям до разрушения.

Литые диски центробежных турбин или диски, у которых запас прочности $K_b < 2$, проходят обязательные контрольные испытания:

- каждый литой диск раскручивается до $N = (1,0 \div 1,05) \cdot N_{\max}$ при рабочей температуре;

- один диск от партии раскручивается до $N = K_b \cdot N_{\max}$ или до разрушения при рабочей температуре.

Здесь K_b – запас, установленный нормами. При расчетном запасе прочности $K_b = \frac{N_{\text{разр}}}{N_{\max}}$, превышающем требуемый нормами

запас не менее чем на 10%, разрешается проведение испытаний от партии при N не менее $1,2 \cdot N_{\max}$.

Колеса насосов. Нормативные расчеты колес насосов проводятся с учетом совместной работы основного и покрывающего дисков, а также лопаток под действием центробежной нагрузки и гидравлических сил. Запас прочности по разрушающим оборотам: для колес из деформируемых и из литых материалов $K_b = N_{\text{разр}}/N_{\max} = 1,3$, где $N_{\text{разр}}$ – определяется экспериментально в разгонной камере при нормальной температуре.

При расчетном определении (на стадии проектирования): для колес из деформируемых материалов $K_b = 1,4$ (без покрывающего диска); $K_b = 1,5$ (с покрывающим диском); для колес из литых материалов $K_b = 1,5$ (без покрывающего диска); $K_b = 1,6$ (с покрывающим диском).

Запас местной статической прочности для основного и покрывающего дисков $K_m = 1,4$, для лопаток $K_m = 1,6$.

В процессе доводки не менее трех колес подвергаются испытаниям до разрушения.

Литые колеса или колеса, имеющие запас прочности $K_b < 2,0$, подвергаются контрольным испытаниям:

- каждое литое колесо раскручивается до оборотов $N = (1,0 \div 1,05) \cdot N_{\max}$ при нормальной температуре;

- одно колесо от партии раскручивается до оборотов $N \geq K_b N_{\max}$ или до разрушения при нормальной температуре.

Здесь K_b – запас, установленный по изложенной выше методике.

Валы и рессоры ТНА. Запас статической прочности по напряжениям равен $K_m = \frac{\sigma_v}{\sigma_{\max}} = 1,2$, где σ_v – предел прочности материала при рабочей температуре; σ_{\max} – наибольшее приведенное напряжение, определяемое при расчете в упругой области. Запас по пределу текучести $K_T = 1,0$. Запас по несущей способности равен $K_v = \frac{M_{\text{разр}}}{M_{\text{раб}}}$, где $M_{\text{разр}}$ – крутящий момент, вызывающий разрушение вала; $M_{\text{раб}}$ – максимальный крутящий момент в рабочих условиях.

Запас усталостной прочности вала $K_v = \sigma_N / \sigma_v$, где σ_N – ограниченный предел выносливости, определяемый на образцах при рабочей температуре; σ_v – максимальное переменное напряжение в вале с учетом концентрации напряжений. Запас прочности K_v определяется в случае, если в процессе доводки имелись усталостные разрушения вала.

Шнеки. Запас статической прочности по напряжениям определяется с учетом напряжений изгиба и растяжения $K_m = 1,5$.

Запас по несущей способности $K_v = \frac{q_{\text{разр}}}{q_{\text{раб}}} = 1,4$, где $q_{\text{разр}}$ – разность давлений на поверхностях шнека, приводящая к разрушению при деформациях изгиба; $q_{\text{раб}}$ – максимальная разность давлений на поверхностях шнека в рабочих условиях. Запас определяется экспериментальным или расчетным путем. Величина $q_{\text{разр}}$ должна быть больше q , соответствующего условиям гидроудара.

Роторы ТНА. Под ротором ТНА понимается сборочная единица, включающая вал и установленные на него вращающиеся детали (рабочие колеса турбин и насосов, импеллеры, шнеки и т.д.).

Расчет динамики ротора включает определение:

- критических и резонансных частот вращения;
- собственных форм при изгибных колебаниях;
- нагрузок на опоры и прогибов ротора в местах установки рабочих колес, щелевых и плавающих уплотнений на рабочих режимах, а также при наборе оборотов и выбеге при закритических режимах работы ротора;
- собственных частот и форм крутильных колебаний;
- напряжений и запасов прочности вала ротора.

По нормам рекомендуется проводить расчетную оценку резонансных частот рабочих колес и их фрагментов (лопаток, панелей, участков бандажа и т.д.).

Расчет устойчивости ротора к осевым и радиальным колебаниям, связанным с работой автоматов разгрузки, щелевыми и плавающими уплотнениями, с протечками в уплотнениях и на периферии рабочих колес, проводится в случае имеющихся дефектов по этой части при доводке двигателя.

Расчеты критических частот вращения роторов должны проводиться с учетом жесткости опор и уплотнений. Допускается принимать для подшипников качения линейную жесткость, рассчитанную из максимально возможной нагрузки на подшипник или по результатам эксперимента. Характеристики жесткости щелевых уплотнений допускается определять по линейным математическим моделям или по результатам экспериментальных работ. Для снижения нагрузок рекомендуется использовать упругодемпферные опоры.

Допускается работа ротора на резонансных частотах, если нет замечаний по ходовой части ротора при доводке. Запас по критической частоте вращения определяется по формуле

$$\Delta_{кр} = \frac{n_{раб} - n_{кр}}{n_{раб}} \cdot 100\%, \quad (14.14)$$

где $n_{кр}$ – расчетная критическая частота вращения; $n_{раб}$ – рабочая частота вращения.

Расчетная критическая частота вращения определяется как частота первой формы изгибных колебаний вала (без упругой подвески). Рекомендуемый запас по критической частоте вращения $\Delta_{кр} \geq 20\%$. При экспериментальном определении критических частот вращения на работающем двигателе $\Delta_{кр} \geq 10\%$.

При применении гибких валов проводится проверка работоспособности ротора при числе запусков, превышающем не менее чем в 2 раза повторность использования ТНА.

При расчете изгибных колебаний роторов насосов окислителя и горючего, соединенных шлицевой рессорой, допускается проведения расчета для каждого ротора отдельно. Расчет крутильных колебаний проводится для пакета роторов насосов окислителя и горючего, соединенных шлицевой рессорой. Допускается не учитывать присоединенную к ротору массу жидкости. Допускаемые радиальные и осевые нагрузки на подшипники задаются по результатам испытаний прототипов или на основе экспериментальных данных при испытаниях на специальных установках.

Обязательным является экспериментальное озвучивание рабочих колес или их фрагментов (лопаток, участков бандажа и т.д.)

и отстройка их собственных частот от частоты мерцания лопаток f_m ,

$$f_m = n \cdot f_{\text{раб}}, \quad (14.15)$$

где n – число лопаток; $f_{\text{раб}}$ – рабочая частота.

Рекомендуется построение резонансных диаграмм по результатам расчета собственных частот и данным исследования лопаток на электродинамических вибраторах, а также с помощью других возбуждителей с последующим уточнением по данным тензо- и виброметрирования на работающей установке.

Собственные частоты крутильных колебаний роторов не должны совпадать с характерными частотами пульсаций давления в газогенераторе. Оценка связанных колебаний системы ротор-корпус-подвеска проводится только в случае значительных виброперегрузок на роторной частоте.

При расчете прогибов, нагрузок на опоры и прочности ротора рекомендуется учитывать эксцентриситеты масс, принятые по конструкторской документации, а также с учетом опыта разбалансировки рабочих колес в процессе эксплуатации. Нагрузки на опоры, прогибы в отдельных точках вала, виброперегрузки на корпусе на роторных частотах и суммарные виброперегрузки в диапазоне частот 500–1000 Гц подлежат нормированию по результатам доводочных испытаний для дальнейших испытаний и эксплуатации.

Для стяжных роторов проводится расчет плотности стыков стяжного ротора. Для агрегатов подачи, в которых при наклепе сопрягаемых деталей возможно возгорание компонентов топлива, проводится оценка плотности всех стыков, в том числе с учетом возможного уменьшения осевого размера колес от действия растягивающих центробежных сил.

При доводочных испытаниях обязательным является определение виброактивности основного ТНА и бустерных насосов.

Акселерометры устанавливаются в наиболее виброактивных местах: на корпусе турбины, отводах насосов, опорах подшипников и т.д. Проводится спектральный анализ вибраций в диапазонах частот 20–2000 и 20–10000 Гц. Определяются среднеквадратичные значения виброперегрузок на частотах до $(8-10)f_p$ (f_p – роторная частота) на разных режимах работы и регулирования двигателя. Измеренные параметры сравниваются с аналогичными параметрами при внедрении мероприятий по снижению виброактивности ТНА.

Шлицевые соединения. Запас прочности по напряжениям среза

$$K_m = \frac{\tau_b}{\tau} = 1,4, \quad (14.16)$$

где τ_v – предел прочности материала при сдвиге; τ – касательные напряжения у оснований шлиц при равномерной работе всех шлиц.

Запас статической прочности по напряжениям смятия

$$K_m = \frac{\sigma_v}{\sigma_{см}} = 1,4, \quad (14.17)$$

где $\sigma_{см}$ – напряжение смятия в предположении равномерной работы всех шлиц.

Запас по несущей способности для всех видов соединений, передающих крутящий момент, равен

$$K_v = \frac{M_{разр}}{M_{раб}} = 1,4, \quad (14.18)$$

где $M_{разр}$ – крутящий момент, вызывающий разрушение соединения; $M_{раб}$ – максимальное значение крутящего момента в рабочих условиях.

Трубопроводы, находящиеся под внутренним давлением. Запас статической прочности по общим напряжениям для рабочего режима принимается равным $K_m = 1,4$; запас статической прочности по местным напряжениям для рабочего режима – $K_m = 1,3$; запас прочности по разрушающему давлению – $K_v = 1,4$.

Запас прочности подтверждается экспериментально при гидроиспытаниях до разрушения при нормальной температуре (для горячих деталей – с пересчетом результатов эксперимента по относительному температурному изменению пределов прочности). Запасы прочности для трубопроводов с диаметром до 16 мм рекомендуются обеспечивать более высокие (не менее, чем на 30%) по сравнению с указанными выше. При расчете на гидроудар необходимо учитывать его длительность и распределение давления по длине трубопровода.

Корпуса агрегатов автоматики. Запас статической прочности по общим напряжениям: на максимальном рабочем режиме принимается равным $K_m = 1,5$; при давлении гидроудара $K_m = 1,2$. Запас прочности по разрушающему давлению: на максимальном рабочем режиме $K_v = 1,4$; при давлении гидроудара $K_v = 1,2$.

Системы вытеснительной подачи окислителя и горючего. Запасы прочности деталей и узлов вытеснительной системы подачи согласовываются с инспекцией надзора. Допускаются следующие запасы прочности по разрушающему давлению для баллонов систем вытеснительной подачи, находящихся длительное время под давлением: $K_v \geq 2,0$ при нахождении под давлением не более 1 года; $K_v \geq 2,25$ при нахождении под давлением не более 10 лет;

$K_v \geq 2,4$ при нахождении под давлением не более 30 лет; $K_v \geq 2,6$ при неограниченном сроке нахождения под давлением.

Запасы прочности определяются либо расчетным путем, либо экспериментально на числе образцов не менее трех при гидроиспытаниях до разрушения при нормальной температуре. Запасы прочности, определяемые расчетным путем, должны быть на 10% выше приведенных.

Компенсаторы и гибкие трубопроводы. Запас прочности по разрушающему давлению должен быть равен $K_v = P_{\text{разр}}/P_{\text{раб}} = 1,5$, где $P_{\text{разр}}$ – экспериментально определенное разрушающее давление при действии максимально возможных перекосов и смещений; $P_{\text{раб}}$ – максимальное давление в рабочих условиях.

Запас прочности определяется экспериментально при гидроиспытаниях до разрушения при нормальной температуре (для горячих деталей – с пересчетом результатов эксперимента по относительному температурному изменению предела прочности).

Для трубопроводов, имеющих качательное движение, производится экспериментальная проверка по числу качаний трубопровода, нагруженного максимальным давлением, возможным при работе двигателя. Амплитуда (угол поворота) качания – максимально возможная при работе двигателя. Запас по числу качаний

$$K_N = \frac{N_{\text{разр}}}{N_{\text{раб}}} = 4, \quad (14.19)$$

где $N_{\text{разр}}$ – число качаний, при котором разрушается трубопровод при указанных выше испытаниях; $N_{\text{раб}}$ – число качаний за время работы двигателя в течение установленного ресурса.

В случае усталостных разрушений компенсаторов или гибких трубопроводов в процессе доводки производится исследование резонансных режимов, связанных с протеканием рабочего тела, и принимаются меры по снижению динамической составляющей напряжения до пределов, допускаемых конструкцией двигателя.

Расчетные запасы прочности на максимальном рабочем режиме (давление, температура и температурное расширение) по деформациям $K_\epsilon = 3$; запас по долговечности $K_N = 8$; по несущей способности сильфона от давления (при расчете по кривой деформирования до σ_v) $K_v = 2$; запас по устойчивости от бокового выпучивания при внутреннем давлении в сильфоне $K_y = 1,9$.

Силовые резьбовые соединения. Запасы прочности определяются с учетом действия усилий от внутреннего давления и контролируемого усилия затяжки.

Запас по несущей способности

$$K_v = \frac{Q_{\text{разр}}}{Q_{\text{раб}}} = 1,4, \quad (14.20)$$

где $Q_{\text{разр}}$ – осевое усилие, разрушающее резьбовое соединение; $Q_{\text{раб}}$ – осевое усилие, действующее на резьбовое соединение в рабочих условиях.

При возможности среза резьбы в корпусе $K_v = 1,3$. Запас определяется экспериментально при нормальной температуре (для горячих деталей – с пересчетом по относительному температурному изменению предела прочности). При расчетном определении запаса $K_v = 1,5$; при возможности среза резьбы в корпусе $K_m = 1,6$. Напряжения выше предела текучести в шпильках не допускаются.

Фланцевые соединения. При расчете фланцевых соединений учитываются усилия затяжки, необходимые для обеспечения герметичности соединения, усилия, действующие по уплотнительной прокладке, усилия от действия внутреннего давления и температурные расширения материалов. Запас по несущей способности

$K_v = \frac{P_{\text{вн}}}{P_{\text{раб}}} = 1,4$, где $P_{\text{вн}}$ – внутреннее давление в заглушенных трубах, вызывающее разрушение фланцевого соединения; $P_{\text{раб}}$ – рабочее давление.

Запас определяется экспериментально при нормальной температуре (для горячих деталей – с пересчетом результатов эксперимента по относительному температурному изменению предела прочности).

Для шпилек фланцевых соединений ротора запас по несущей способности определяется

$$K_v = \frac{M_{\text{кр ср}}}{M_{\text{кр тах}}} = 1,4, \quad (14.21)$$

где $M_{\text{кр ср}}$ – крутящий момент, вызывающий срезание шпилек; $M_{\text{кр тах}}$ – максимальный крутящий момент, действующий на фланцевое соединение ротора.

При расчетном определении запаса прочности $K_m = \frac{\tau_v}{\tau} = 1,5$,

где τ_v – предел прочности материала при сдвиге; τ – касательные напряжения на режиме с максимальным крутящим моментом.

Оценка прочности металлического упругого уплотнения определяется по трем видам нагрузок: от монтажного обжатия; от рабочего давления и обжатия; от рабочего давления при обжатии,

равном нулю. По двум первым нагрузкам запас прочности по деформациям определяется на уровне $K_\epsilon = 2,5$.

По третьей нагрузке запас прочности определяется из соотношения:

$$K_1 = \frac{\min \left| \sigma_{0,2}^T, \sigma_{дл}^T \right|}{\sigma_{l \max}} = 1,4, \quad (14.22)$$

где $\sigma_{0,2}^T, \sigma_{дл}^T$ – предел текучести и предел ползучести материала при рабочей температуре; $\sigma_{l \max}$ – максимальная интенсивность напряжений.

Рама и подвеска. При расчете рамы и подвески учитываются усилия тяги, силы инерции присоединенных узлов, заполненных компонентами, усилия, создаваемые давлением компонентов при входе в насосы. Запас устойчивости в стержнях рамы $K_y = 1,5$, запас прочности в стержнях и сварных узлах $K_m = 1,5$. Запасы прочности и устойчивости подтверждаются в случае необходимости статическими испытаниями при имитации ответных деталей ракеты. Запасы прочности в элементах подвески (кронштейны, цапфы) $K_b = 1,4$. Запас определяется экспериментально с имитацией крепления двигателя к ответным узлам ракеты. При расчетном определении запаса принимают $K_b = 1,6$, а расчетный запас местной статической прочности в элементах подвески $K_m = 1,4$.

Узел качания. Нагрузки на элементы узла качания берутся из расчета нагрузок на кардан и рулевую машину. Запасы прочности на детали узла качания принимаются равными $K_b = 1,4$.

При креплении двигателя в шарнирном узле производится экспериментальная проверка надежности узла качания с имитацией силы тяги двигателя и инерционных усилий, а также нагрузок от гибких топливных магистралей. Режимы качания выбираются из циклограммы работы рулевого привода с учетом реализации режимов качания узла подвеса как с максимальной частотой, так и с максимальными амплитудами. Запас по числу качаний $K_\chi = 4$.

Подшипники ТНА. Действующие на подшипник осевые и радиальные нагрузки определяются с помощью расчетно-экспериментальных исследований. Приведенная суммарная (радиальная и осевая) нагрузка должна быть не более допускаемой статической грузоподъемности подшипника.

Работоспособность подшипника в случае необходимости проверяется испытаниями на специальных установках в условиях, возможно более полно имитирующих условия работы на двигателе. Продолжительность испытания должна составлять не менее трех ресурсов. В процессе доводки в случае необходимости про-

водятся испытания подшипников не менее чем на двух двигателях при минимальном и максимальном давлении компонента, поступающего для смазки подшипников. Нарботка подшипников при таких испытаниях должна составлять не менее двух ресурсов.

Для двигателей многоразового включения и использования предусмотренные запуски должны воспроизводиться при испытаниях подшипников на специальном стенде.

Оценка надежности подшипников производится на основании результатов натурных испытаний в изделии на полный ресурс. После выработки ресурса подшипники должны удовлетворять нормам износа, устанавливаемым на основании испытаний не менее десяти изделий.

14.4. Обязательные нормативные экспериментальные исследования на работающем двигателе

Для определения действительных условий работы двигателя в процессе доводки проводятся обязательные экспериментальные исследования (тензометрирование, вибрографирование и др.). Обязательным в процессе доводки является также измерение параметров, учитываемых при расчете на прочность двигателя (давление, температура и др.). Давление и температуру допускается измерять на специальных установках при воспроизведении условий работы узла в системе двигателя. Принимаемые в расчет на прочность результаты этих исследований относятся к окончательной компоновке двигателя.

К обязательным экспериментальным исследованиям относятся следующие:

Измерение давления. Давление измеряется в камере сгорания, корпусах насосов и других элементах двигателя, работающих под давлением. Необходимо измерять пульсации давления на рабочих режимах в жидкостном и газовом тракте (до и после форсуночного блока). Частота дискретизации сигнала при записи параметров пульсаций должна быть не меньшей, чем при записи параметров вибраций (20–25 кГц). Измерение производится для обоснованного выбора режимов гидроиспытаний и получения данных для расчета на прочность.

В результате измерения должны быть получены характер нарастания давления по времени и значение максимального давления при запуске, в процессе работы двигателя и при его остановке по команде.

Измерение температуры. Измерение температуры на работающем двигателе производится на деталях, нагреваемых до температуры, при которой изменение механических характеристик материала оказывает влияние на величину запаса прочности. Измерение температуры производится также в деталях, повышение температуры которых может привести к выходу двигателя из строя (подшипники и др.).

Динамическое тензометрирование. На работающем двигателе проводится динамическое тензометрирование камеры сгорания, корпусов ТНА, подвески, трубопроводов, а также деталей, имевших разрушение в процессе доводки двигателя. Возможность, объем и методы тензометрирования деталей роторов ТНА согласовываются с головной организацией.

Вибрографирование. Для определения уровней виброактивности двигателей в процессе доводки проводится измерение уровней вибраций в местах установки датчиков на ТНА, камере сгорания, газогенераторе и узлах крепления. Частота дискретизации сигнала при записи параметров вибраций должна быть не менее, чем 20–25 кГц. Из сигнала, записанного в одной точке, выделяются частотные составляющие, проводится анализ их происхождения, а также сравнение уровней вибраций на тех же частотах, полученные в других точках замеров. Дополнительно проводится сравнение частотных составляющих параметров вибраций с частотными составляющими параметров пульсаций. В дальнейшем (при серийном изготовлении) проводится контрольное вибрографирование.

Наземная отработка двигателей с высотным соплом. Стендовые испытания космических двигателей с высотным соплом должны проводиться в барокамере с использованием газодинамической трубы. Такой подход к проведению наземной отработки обеспечивает расчетные режимы истечения из сопла продуктов сгорания и помогает воспроизвести полетные нагрузки на двигатель.

При испытаниях двигателя с высотным соплом в атмосферных условиях без газодинамической трубы возникают повышенные вибродинамические нагрузки со стороны сопла, затрудняющие отработку двигателя и требующие проведения специальных мероприятий по раскреплению двигателя на стенде.

Для снижения нагрузок, не связанных с эксплуатационным режимом работы двигателя, допускается проведение стендовой отработки космических двигателей в атмосферных условиях с укороченным высотным соплом. Прочность соплового насадка.

а также прочность замыкающего сварного шва или другого типа фланцевого соединения между соплом и сопловым насадком для эксплуатационного режима подтверждается расчетом.

14.5. Гидроиспытания и пневмоиспытания

Гидроиспытания деталей или узлов, работающих под давлением, проводятся:

- как контрольная операция перед установкой деталей или узлов на двигатель с целью проверки их надежности (гидроопрессовка);

- для определения действительной несущей способности деталей (узлов), работающих под давлением (гидроиспытания до разрушения);

- специальные гидравлические испытания для оценки влияния условий работы деталей или узлов на двигателе на несущую способность и уточнения данных расчета на прочность.

Гидроопрессовка. Гидроопрессовке подвергаются 100% деталей (узлов), работающих под давлением. В тех случаях, когда не представляется возможным проведение гидроопрессовки, применяются гидравлические испытания до разрушения определенного количества деталей от партии. Давление гидроопрессовки для деталей (узлов), работающих при нормальной температуре, принимается

$$P_{\text{опр}} = (1,05 \div 1,15) \cdot P_{\text{раб}}, \quad (14.23)$$

где $P_{\text{раб}}$ – рабочее давление. Нормальной считается температура, при которой механические свойства материала не отличаются от свойств при температуре 20 °С. Если $P_{\text{раб}}$ принимается с учетом гидравлического удара, то давление гидроопрессовки назначается $P_{\text{опр}} = (1,0 \div 1,05) \cdot P_{\text{раб}}$.

Для деталей, работающих при высокой температуре, за давление опрессовки принимается минимальное из двух значений

$$P_{\text{опр}} = (1,05 \div 1,15) \cdot P_{\text{раб}} \frac{\sigma_{\text{в}20^\circ}}{\sigma_{\text{в}t^\circ}}, \quad (14.24)$$

где $\sigma_{\text{в}20^\circ}$ – предел прочности при 20 °С; $\sigma_{\text{в}t^\circ}$ – предел прочности при рабочей экспериментально измеренной температуре; $\sigma_{\text{т}20^\circ}$ – предел текучести при 20 °С; $\sigma_{\text{т}t^\circ}$ – предел текучести при рабочей экспериментально измеренной температуре.

При неравномерном распределении температуры по конструкции в качестве рабочей принимается среднее по толщине не-

сущего элемента конструкции значение температуры в зоне максимального прогрева.

Проверку швов, накладываемых на последней стадии сборки двигателя, разрешается проводить давлением, предусмотренным нормами. Для корпусов, подвергающихся гидроопрессовке до окончательной механической обработки (с припуском), разрешается назначать давление гидроопрессовки с учетом припуска.

С целью более полного учета влияния рабочих условий разрешается определять давление гидроопрессовки по формуле типа (14.23)

$$P_{\text{опр}} = (1,05 \div 1,15) \cdot P_{\text{экв}}, \quad (14.25)$$

где $P_{\text{экв}}$ – давление, эквивалентное рабочему, определяется из условия равенства максимальных напряжений в основном силовом элементе узла.

Для узлов, работающих при повышенной температуре, на основе (14.24)

$$P_{\text{опр } t^{\circ}} = (1,05 \div 1,15) \cdot P_{\text{экв}} \frac{\sigma_{B20^{\circ}}}{\sigma_{Bt^{\circ}}} \text{ (или } P_{\text{экв}} \frac{\sigma_{T20^{\circ}}}{\sigma_{Tt^{\circ}}}). \quad (14.26)$$

В случае работы детали при низких температурах (-70°C и ниже) повышение предела прочности (текучести) при выборе давления опрессовки учитывается только в тех случаях, когда соответствующими экспериментальными исследованиями, имитирующими условия работы, показано отсутствие снижения конструктивной прочности и перехода к хрупкому разрушению.

Время выдержки при однократных опрессовках устанавливается проектным заданием, но оно не должно быть менее 5 мин. При повторном использовании деталей (узлов), работающих под давлением, при многократных запусках двигателя или при числе опрессовок более трех (в связи с потребностями технологического процесса) проводятся специальные исследования, предусмотренные п. 14.5.

При гидроопрессовке камер сгорания и камер газогенератора следует проверять надежность как оболочек камеры, так и пайки гофров (ребер) подачей давления в межрубашечное пространство. При подаче давления во внутреннюю полость камера заглушается в критическом сечении. При гидроопрессовке корпусов насосов и турбин полости высокого и низкого давления изолируются. Допускается одновременное испытание полостей. Разрешается проведение гидроиспытаний при распределении давлений более тяжелом, чем в рабочих условиях. Перед гидроопрессовкой испытываемые детали (узлы) должны подвергаться контролю, рег-

ламентированному специальными техническими условиями. Принятая система контроля (цветная дефектоскопия, рентгеноскопия, контроль γ -лучами и др.) должна обеспечивать проверку сварных швов и паяных соединений.

Во время доводки двигателя после гидроопрессовки следует производить повторную дефектоскопию сварных швов, мест концентрации напряжений и мест, в которых имелись разрушения в процессе доводки, а также проверку остаточных изменений размеров деталей (узлов) по специальной карте обмеров. Допустимость остаточных изменений размеров устанавливается специальными техническими условиями, составленными на основании опыта доводки и расчетных исследований.

В процессе серийного производства после гидроопрессовки следует производить повторную дефектоскопию сварных швов и мест, предусмотренных в технической документации.

Гидроиспытания до разрушения. С целью определения запасов по несущей способности до начала стендовых испытаний должны быть проведены гидроиспытания до разрушения деталей (узлов), работающих под давлением.

Гидроиспытаниям до разрушения должны подвергаться камеры сгорания, камеры газогенератора, корпуса ТНА, газопроводы, днища камер и другие основные детали, работающие под давлением. Испытания до разрушения проводятся на деталях (узлах), прошедших полный цикл гидроопрессовки.

Количество экземпляров деталей, испытываемых до разрушения, должно составлять не менее трех. Для литых деталей и деталей из деформируемых материалов с пластичностью $\delta < 4\%$ и ударной вязкостью $KCV < 0,2$ МПа · м разрушающее давление определяется на удвоенном количестве экземпляров. Разрушение детали (узла) характеризуется появлением трещины или других дефектов, сопровождаемых падением давления, а также потерей устойчивости.

В ходе стендовой доводки и при серийном выпуске двигателя гидроиспытаниям до разрушения должна подвергаться одна деталь (узел) от партии. Значение разрушающего давления ($P_{\text{разр}}$), по которому производится приемка, определяется на основании результатов установочных испытаний и испытаний от партии деталей (узлов).

Допускается определение минимального допустимого значения разрушающего давления из соотношения

$$P_{\text{разр}} = P_{\text{экв}} K_{\text{в}}, \quad (14.27)$$

где $K_{\text{н}}$ — запас, устанавливаемый по вышеизложенной методике; $P_{\text{экв}}$ — давление, эквивалентное рабочему.

Технология производства деталей (узлов), испытываемых до разрушения, контроль качества их изготовления и свойства материала не должны отличаться от принятых для деталей, идущих на доводочные стендовые испытания. В случае изменения в процессе доводки материала, конструкции или технологии изготовления деталей перед огневыми стендовыми испытаниями весь цикл гидроиспытаний до разрушения должен быть проведен повторно.

При испытании до разрушения корпусов насосов и турбин с изолированными полостями высокого и низкого давления разрушающее давление может определяться отдельно для каждой полости при давлении в смежной полости, равном давлению гидроопрессовки.

Величина разрушающего давления (запасы по несущей способности), определенная при гидроиспытаниях до разрушения, должна удовлетворять нормативным требованиям (см. п. 14.3) с учетом гидроудара, возникающего при закрытии клапанов во время останова двигателя по команде.

Специальные гидравлические испытания. Для оценки влияния повторности нагружения на несущую способность деталей (узлов), работающих под давлением, проводятся испытания приложением давления с кратностью, втрое превышающей кратность эксплуатационных нагрузок. Для элементов двигателей, у которых предусмотрена только опрессовка и один запуск, число нагружений ограничивается пятью. Величина давления при испытаниях принимается равной давлению гидроопрессовки. Количество деталей, испытываемых с целью определения влияния повторности нагружения, составляет не менее пяти.

Разрешается на основании результатов специальных исследований проводить испытания при меньшем количестве циклов и увеличенной нагрузке. После испытания на повторные нагрузки детали (узлы) подвергаются контролю, а затем разрушаются однократным приложением давления. Полученное при этом разрушающее давление не должно снижаться более чем на 10% по сравнению с полученным при гидроиспытаниях до разрушения.

С целью более достоверной оценки несущей способности деталей (узлов) в условиях действия многократных нагрузок рекомендуется или определение действительного разрушающего давления при заданном числе циклов (например, утроенное число эксплуатационных и технологических нагрузок), или числа циклов до разрушения при заданном давлении.

Если в процессе доводки имелись разрушения корпусов, работающих при низких температурах ($-70\text{ }^{\circ}\text{C}$ и ниже), для проверки надежности указанных корпусов рекомендуется провести специальные гидроиспытания до разрушения при низких (рабочих) температурах.

Методы охлаждения деталей (узлов) до рабочих температур не регламентируются. Необходимость таких испытаний и их программа согласовываются с головной организацией.

Влияние перемещений соседних корпусов работающего двигателя на напряженное состояние и разрушающие нагрузки деталей (узлов), находящихся под внутренним давлением, устанавливается специальными гидравлическими испытаниями. В случае необходимости на основании результатов таких испытаний вводятся поправки в принятое давление гидроопрессовки и минимальное допустимое значение разрушающего давления.

Пневмоиспытания. Для проверки герметичности узлов и агрегатов или их соединений проводятся пневмоиспытания воздухом или воздушно-газовыми смесями. Пневмоиспытания проводятся только после гидроиспытаний.

Давление пневмоиспытания должно выбираться из условия

$$P_{\text{исп}} \leq \min\{P_{\text{разр}}/2,25; 0,8P_{\text{раб}}\}, \quad (14.27)$$

где $P_{\text{разр}}$ – разрушающее давление узла или агрегата при $20\text{ }^{\circ}\text{C}$; $P_{\text{раб}}$ – максимальное рабочее давление.

Если по условиям работы узла (агрегата) возникает необходимость проведения пневмоиспытания давлениями, лежащими в интервале $P_{\text{разр}}/2,25 \leq P_{\text{исп}} \leq P_{\text{раб}}$, то в конструкторской документации должны быть оговорены меры, обеспечивающие при пневмоиспытании безопасность обслуживающего персонала.

14.6. Экспериментальная отработка прочности двигателей

Статические испытания. Для более полной оценки надежности и запасов прочности проводятся статические испытания в лабораторных условиях, имитирующих действительные условия нагружения (с учетом полных полетных нагрузок). При этих испытаниях проводятся тензометрирование и измерение перемещений, а также определяется запас прочности по разрушающим нагрузкам.

Статические испытания узлов подвески. При статических испытаниях узлов подвески имитируются усилия тяги и инерционные перегрузки. Величина инерционных перегрузок определяется

специальными техническими условиями заказчика. При статических испытаниях узлов подвески проводится тензометрирование наиболее напряженных мест оболочек, главным образом вблизи точек приложения сосредоточенных нагрузок. При таких испытаниях узлы подвески должны опираться на действительные опоры (ответные узлы) ракеты. Разрешается замена натуральных узлов имитаторами. Для поворотных сопел испытания рекомендуется проводить вместе с силовым кольцом ракеты.

Статические испытания проводятся при возрастании нагрузок на узлы подвески вплоть до их разрушения. При этом внутреннее давление остается постоянным и равным давлению гидроопрессовки.

Статические испытания рамы двигателя. Статические испытания проводятся под действием силы тяги и инерционных нагрузок. Величина инерционных перегрузок и возможное отклонение вектора тяги определяются техническими условиями заказчика. При испытании проводится тензометрирование наиболее напряженных узлов и стержней рамы. При этом измеряются перемещения и отклонения оси двигателя. Допустимые перемещения и отклонения оси устанавливаются специальными техническими условиями заказчика. В испытаниях определяется разрушающее усилие или усилие, вызывающее потерю устойчивости какого-либо из несущих элементов рамы.

Статические испытания камер сгорания и головок камер. Статические испытания проводятся для определения разрушающих нагрузок и деформативности детали. При этом имитируется действие усилия тяги и инерционных перегрузок. Разрешается проводить статические испытания без учета температурных условий. При действии внутреннего давления создаются действительные перепады давления в различных полостях камеры и головки.

При испытаниях проводится тензометрирование в наиболее напряженных точках, измерение перемещений точек горячего днища и измеряются давления, при которых происходит потеря герметичности в соединениях форсунок с днищем. Статические испытания могут быть совмещены с гидроиспытаниями до разрушения (см. п. 14.5). Разрешаются отдельные испытания узлов камер сгорания.

Статические испытания корпусов ТНА. Статические испытания корпусов проводятся для определения разрушающего давления. Эти испытания совмещаются с гидроиспытаниями до разрушения, отличаясь от последних более точной имитацией давления и тензометрированием напряженных мест. При испытаниях рекомендуется проводить тензометрирование с наклейкой датчиков не

только по наружной, но и по внутренней поверхности корпуса, что позволяет разделить напряжения растяжения и изгиба.

Испытания в разгонной камере крыльчаток насосов и дисков турбин. Испытания в разгонной камере проводятся для определения как разрушающего числа оборотов, так и вытяжки крыльчаток и дисков при работе на максимальном режиме. Допускается число разрушающих чисел оборотов устанавливать с помощью метода акустической эмиссии, позволяющей определить предельное число оборотов, приводящее к предельно допустимой деформации. В процессе испытаний в разгонной камере рекомендуется проводить статистическое тензометрирование колес насосов и дисков турбин.

Испытание на устойчивость сопел. Испытания рекомендуется проводить для сопел, у которых расчетный запас устойчивости $K_y < 2,5$. Испытания проводятся при имитации температурных условий. Испытания двухстеночных сопел проводятся при наличии внутреннего давления в межрубашечном пространстве. Разрешается проведение испытаний при нормальной температуре с пересчетом критических нагрузок, согласно п. 14.3.

Циклические испытания. Для многократно работающего двигателя проверку малоцикловой прочности его деталей и сборочных единиц необходимо проводить следующим образом: нагрузка, предусмотренная для соответствующих испытаний (гидроиспытания, статические испытания, циклические испытания) прикладывается с кратностью, в 4 раза превышающей эксплуатационное число циклов нагружения.

При невозможности проведения испытаний допускается проведение форсированных испытаний, при которых силовую нагрузку следует увеличить в 1,15 раза и производить эксплуатационное число циклов нагружения.

Размер партии и количество деталей и сборочных единиц при гидравлических испытаниях, проводимых с целью определения влияния повторности нагружения на прочность двигателя, устанавливается техническим заданием. Для двигателей на непилотируемых объектах необходимое число деталей и сборочных единиц составляет не менее трех, а для двигателей пилотируемых объектов – не менее пяти.

Экспериментальную отработку деталей и сборочных единиц (или их имитаторов), работающих многократно в пластической области в условиях повышенных или пониженных температур, следует проводить с имитацией температурных режимов. Объем экспериментальной отработки определяет предприятие-разработчик по согласованию с заказчиком.

Выбор режимов контрольно-технологических испытаний и контрольно-выборочных испытаний для деталей и сборочных единиц, работающих многократно при пластических деформациях, следует осуществлять по документации, выпущенной предприятием-разработчиком по согласованию с заказчиком и головной организацией.

Вибрационные испытания. Вибрационные испытания проводятся с целью проверки способности двигателя противостоять разрушающему действию вибраций, являющихся следствием как работы самого двигателя, так и внешних возмущений, приходящих на неработающий двигатель при его транспортировке, в том числе и на РН.

Разрешается проведение вибрационных испытаний отдельных узлов или агрегатов двигателя, имевших дефекты, связанные с вибрациями. Такие испытания проводятся с имитацией натурных условий по нагрузкам и способам крепления узла или агрегата.

Вибрационные испытания проводятся в компоновке, представленной на МВИ не менее чем на двух экземплярах двигателя. Программа и режимы вибрационных испытаний регламентируются нормами вибропрочности данного двигателя.

После вибрационных испытаний двигатель проходит полный цикл огневых стендовых испытаний. В случае отсутствия в процессе доводки на огневом стенде дефектов, связанных с вибрациями, разрешается во время вибрационных испытаний не имитировать динамические нагрузки, связанные с процессом работы испытываемого двигателя.

14.7. Определение механических характеристик конструкционных материалов

Основные механические характеристики конструкционных материалов при статическом, циклическом и длительном нагружении определяются в соответствии с существующими стандартами для методов испытаний: на растяжение; на растяжение при повышенных температурах; на растяжение при пониженных температурах; на ползучесть; на длительную прочность; на усталость; на малоцикловую усталость и термоусталость; на ударную вязкость при нормальной температуре; на ударную вязкость при пониженных и повышенных температурах.

В испытаниях определяются основные физико-механические свойства материалов (E , μ , σ_B , σ_T , δ , ψ_K , α_T , KCV, KCU), а также

диаграммы растяжения при нормальной температуре и в диапазоне рабочих температур.

Для материалов элементов ЖРД, работающих многократно при пластической деформации, определяются диаграммы циклического деформирования и кривые малоциклового усталости. Для материалов элементов ЖРД, работающих при переменных нагрузках в упругой области, определяются кривые многоциклового усталости. Для материалов элементов ЖРД, работающих при повышенных температурах, определяются диаграммы ползучести и кривые длительной прочности в рабочем диапазоне температур и времен.

Для оценки склонности материала к хрупкому разрушению рекомендуется проводить испытания преимущественно образцов с надрезом на разрыв (определение σ_B) и на ударную вязкость (определение KCV) образцов с острым надрезом (с радиусом в вершине надреза 0,25 мм).

Для материалов, проявляющих анизотропию свойств, образцы для исследований должны быть ориентированы с учетом направленности анизотропии, а также действующих в конструкции напряжений.

Образцы, используемые для определения основных механических характеристик, по химическому составу, структуре и режиму термообработки должны соответствовать требованиям КД к материалам и полуфабрикатам, применяемым в изделии. Для оценки механических свойств материала при его работе в конструкции проводятся испытания натуральных деталей до разрушения (см. п. 14.5). При этом определяются механические свойства на образцах, вырезанных из детали после испытаний до разрушения с учетом места и направления разрушения.

Механические свойства определяются также на образцах, вырезанных из сварных и паяных соединений. Механические характеристики материалов, подверженных воздействию агрессивных рабочих сред, определяются в условиях рабочей среды.

Работоспособность материалов ЖРД, работающих в среде газообразного водорода, необходимо подтверждать специальными испытаниями по выявлению влияния водорода на прочностные характеристики материала, в том числе характеристики, связанные с протеканием пластических деформаций, с малоциклового усталостью, а также со скоростью роста трещин.

При расчете на прочность и при определении запасов принимаются нижние значения механических характеристик, соответствующих техническим условиям на материал. Эти данные должны быть подтверждены результатами исследования образцов,

вырезанных из заготовок (штамповок, поковок и др.). При таких исследованиях используется не менее трех заготовок. В дальнейшем проверка свойств материала должна повторяться в соответствии с требованиями, указанными в п. 14.8.

В случаях, когда условия работы материалов по характеру температурно-силовых воздействий не соответствуют требованиям существующих стандартов, рекомендуется проведение специальных испытаний образцов и фрагментов конструкции по режимам, максимально соответствующим условиям нагружения. При этом форма и размеры образцов могут иметь отклонения от требований стандарта. Программа таких испытаний подлежит специальному согласованию.

14.8. Контроль материалов ЖРД

Предприятия, разрабатывающие и изготавливающие ЖРД, должны осуществлять контроль: основных физико-механических характеристик материала и их температурную зависимость; чувствительность к концентрации напряжений с оценкой стабильности свойств материала.

Механические характеристики материалов деталей сборочных единиц, изготовленных из сталей, никелевых и титановых сплавов, определяющие пластические свойства, должны иметь следующие значения: $\sigma_b^H > 1$; $KCV \geq 0.2 \text{ МПа} \cdot \text{м}$; $\delta \geq 5\%$; $\psi_k > 15\%$.

Возможность применения материалов с более низкими механическими характеристиками устанавливается после проведения исследований по специальной программе.

Для литых деталей со свойствами материала $\delta \geq 8\%$, поперечным сужением $\psi_k \geq 16\%$, $KCV \geq 0.4 \text{ МПа} \cdot \text{м}$, полученными на образцах, вырезанных из готовых деталей (или отливок), разрешается применять те же запасы, что и для деталей из деформируемых материалов.

На предприятиях, разрабатывающих и изготавливающих ЖРД, материал детали подвергается: исследованию в процессе доводки двигателя; контролю соответствия материала детали технологическим условиям: выборочному контролю с разрезкой деталей: выборочным исследованиям состояния материала деталей после огневых испытаний.

С целью проверки механических свойств материала и особенностей поведения его в эксплуатационных условиях проводятся пробные исследования на образцах. Образцы для исследований вырезаются из заготовок (листов, поковок, штамповок и др.), про-

шедших полный цикл термической обработки. Материал заготовок должен соответствовать требованиям технических условий.

На основании проведенных исследований, результатов стендовых испытаний и опыта доводки составляются технические условия на поставку материала в серийное производство. Технические условия составляются представителями завода-поставщика и ОКБ и головной материаловедческой организацией. Технические условия содержат указания о минимальных механических свойствах, количестве образцов, на которых получены механические характеристики, месте вырезки образцов и ориентации их относительно направления волокон.

Результаты специальных исследований механических свойств и натурных испытаний узлов должны подтвердить стабильность конструктивной прочности и отсутствие преждевременных хрупких разрушений. Технические условия на поставку материала должны содержать требования, обеспечивающие необходимую конструкционную прочность.

Контроль соответствия материала детали проводится по специальным техническим условиям.

Выборочный контроль материала проводится для наиболее ответственных и нагруженных деталей на образцах, вырезанных из одной детали от партии. Контроль проводится по техническим условиям, согласованным с ОКБ, серийным заводом, и головными организациями.

Количество деталей в партии определяется “ответственностью” двигателя, особенностями материала и технологии. При обнаружении систематической разницы между данными, полученными при исследовании образцов, вырезанных из заготовок (штамповок, поковок и др.), и данными технических условий на материал, технические условия должны быть приведены в соответствие с действительными значениями механических характеристик материала.

14.9. Контроль технологии изготовления элементов ЖРД

Контроль технологии изготовления должен проводиться по специальным техническим условиям, согласованным с головными организациями. Технологические условия должны содержать требования к контролю качества сварных швов, пайки, механической обработки и т.д. Технологический процесс изготовления деталей должен обеспечивать принятый в расчете на прочность

уровень механических свойств и их стабильность и не приводить к возникновению остаточных напряжений и наклепа недопустимой величины.

Нагруженные детали (лопатки и диски компрессора, валы, ресоры и др.) должны подвергаться поверхностному упрочнению. Необходимо предусматривать применение на деталях защитных противоизносных покрытий. Прочностные характеристики таких деталей должны проверяться испытаниями натурных узлов.

Таким образом, нормы прочности и ресурса требуют удовлетворения всем основным требованиям, расчетным уравнениям (14.1)–(14.27) и запасам. В тех случаях, когда не удастся достичь заданных запасов, должны проводиться уточненные расчеты и специальные испытания.

МЕТОДИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ УТОЧНЕННОЙ ОЦЕНКИ ПРОЧНОСТИ И ДОЛГОВЕЧНОСТИ ЭЛЕМЕНТОВ ЖРД

15.1. Формирование исходных положений по уточненному определению прочности и ресурса

Разработка расчетных методов уточненной оценки статической прочности, долговечности, живучести и остаточного ресурса элементов конструкций ЖРД основывается на результатах фундаментальных исследований общих закономерностей деформирования и разрушения (раздел I) и прикладных исследований и разработок прочности элементов ЖРД с учетом конструктивно-технологических решений и условий эксплуатации (раздел II). При решении этих задач в качестве исходных принимаются параметры прочности и ресурса, основанные на нормативных подходах к их обоснованию, учитывающих концентрацию напряжений, условия термомеханического нагружения и свойства конструкционных материалов, в том числе при повышенных температурах и в рабочих средах.

В основу уточненного анализа положены подходы, основанные на использовании нелинейных законов деформирования, накопления повреждений и нелинейной механики разрушения. В качестве примеров ниже приведены результаты уточненных расчетов внутренней оболочки камеры, рабочей лопатки осевой турбины и крыльчатки (рабочего колеса) насоса ТНА.

В связи с созданием уточненных методов расчетов прочности, ресурса и живучести для перспективных летательных аппаратов одно- и многоразового использования с жидкостными ракетными двигателями (ЖРД) должны учитываться предъявляемые достаточно высокие эксплуатационные требования, которые относятся к числу включений (от 1–5 до 25–100), времени работы при одном включении (до 500 с и более) и общему времени работы (до 15 ч). Если учесть при этом требования по надежности двигателей и необходимые для этого коэффициенты безопасности (запасы прочности и долговечности), видно, что параметры ресурса современных ЖРД, к которым в первую очередь относятся число включений, время работы при одном включении, общее время

работы, а также остаточный ресурс двигателя, должны быть достаточно высокими и обоснованными.

Очевидно, что расчетно-экспериментальное обеспечение этих параметров для ЖРД одно- и многоразового использования представляет собой весьма сложную научно-техническую проблему. Сложность заключается в том, что параметры современных ЖРД по давлениям могут достигать нескольких сотен атмосфер, а по температурам изменяться от 20 до 1200–1300 К.

Естественно, что при таких температурно-силовых воздействиях материалы элементов конструкций ЖРД работают в сложных условиях, при напряжениях, во многих случаях превышающих пределы текучести применяемых материалов, что учитывается нормативными расчетами (см. гл. 14). Такое напряженное состояние реализуется в зонах концентрации напряжений и других конструктивно-эксплуатационных особенностях (в том числе механических, тепловых, аэрогидродинамических воздействий).

Следует отметить, что помимо экстремальных однократных и повторных температурно-силовых нагрузок, которые можно отнести к классу статических и квазистатических нагрузок, на элементы конструкций ЖРД действуют также довольно значительные переменные нагрузки, обусловленные динамическими процессами в двигателе, такими, как пульсации тяги и давлений в агрегатах и системах двигателя, а также общей вибрацией двигателя как системы летательного аппарата. В связи с этим, учитывая длительность работы, цикличность нагружения и другие факторы, при оценке работоспособности элементов конструкций и при уточненном (расчетом и экспериментом) определении ресурса, в том числе и остаточного, во внимание должны быть приняты кратковременная и длительная прочность, релаксация и ползучесть, мало- и многоцикловая усталость, формоизменение и потеря устойчивости.

Проблема уточненного определения ресурса непосредственно связана с оценкой поврежденности элементов конструкций при статическом и циклическом нагружении в зонах конструктивных особенностей. Поэтому ниже будут приведены расчетные методы уточненной оценки статической прочности, поврежденности и ресурса элементов конструкций ЖРД. При этом рассматриваемые аспекты для уточненных расчетов увязываются с определением запасов прочности и долговечности на основании существующих норм прочности ЖРД и других нормативных материалов.

В качестве примеров рассматриваются такие элементы конструкции ЖРД, как внутренняя оболочка камеры сгорания, рабочие лопатки турбины, рабочее колесо насоса.

В основу предлагаемых уточненных методов расчета положены деформационные критерии разрушения (см. раздел I). Использование этих критериев предполагает, что разрушение элемента конструкции или конкретной детали произойдет в случае, когда наибольшая деформация (или интенсивность деформаций) в рассматриваемой точке детали достигает некоторого критического значения. Это критическое значение зависит от механических свойств используемых конструкционных материалов, в основном пластичности, а также от таких факторов, как температура, скорость нагружения, наличие агрессивных сред, а также дефектов, обусловленных технологическими процессами изготовления детали.

Наибольший интерес деформационные критерии разрушения представляют для зон концентрации напряжений. Естественно, что для уточненного определения напряженно-деформированного состояния в зонах концентрации напряжений могут быть использованы как аналитические методы, основанные на решении задач теории упругости, пластичности и ползучести, так и численные методы (МКЭ и др.). Последние, безусловно, являются более информативными, поскольку позволяют детально описать соответствующие поля напряжений и деформаций [44–50]. Для наиболее сложных случаев проводятся экспериментальные исследования напряжений и деформаций [1, 51, 185, 186].

В любом случае, при дальнейшем построении уточненных методов расчетных оценок прочности и долговечности элементов конструкций ЖРД предполагаются известными, как минимум, номинальные напряжения и деформации в наиболее напряженной зоне элемента конструкции и теоретические коэффициенты концентрации упругих напряжений (если рассматриваемые точки детали относятся к зонам конструктивных особенностей), а также базовые характеристики механических свойств материалов (прочность, пластичность, модули упругости и коэффициенты упрочнения в упругопластической области).

15.2. Определение характеристик статической прочности

В уточненных расчетах предполагается, что в рассматриваемой зоне элемента конструкции, принадлежащей зоне конструктивных особенностей (концентрации напряжений), определена интенсивность номинальных напряжений σ_m и установлено значение теоретического коэффициента концентрации напряжений

α_{σ} , отнесенного к интенсивности номинальных напряжений. Наряду с σ_{in} определены также значения главных напряжений σ_{1n} , σ_{2n} и σ_{3n} . Соответствующая интенсивность деформаций устанавливается следующим образом:

$$e_i = \frac{2}{3}(1 + \mu) \cdot \frac{\sigma_{in}}{E}, \quad (15.1)$$

где E – модуль упругости; μ – коэффициент Пуассона.

Таким образом, рассмотрена первая часть задачи – установлены основные характеристики номинального напряженно-деформированного состояния (НДС) в рассматриваемой зоне элемента конструкции.

Второй этап – это определение расчетных характеристик механических свойств используемых конструкционных материалов. В соответствии с нормативными документами (ГОСТ, ТУ и др.) назначаются или экспериментально определяются следующие характеристики материалов:

- σ_b – временное сопротивление (предел прочности);
- $\sigma_{0.2}$ – условный предел текучести;
- δ – относительное удлинение (в %);
- ψ_k – относительное поперечное сужение (в %);
- КСU, КСV, КСТ – ударная вязкость (на образцах с U-образным, V-образным надрезом и с трещиной).

Эти характеристики материала являются основными. Помимо комнатной температуры, они определяются для температуры t или T (в °С или К); в этом случае находят применение обозначения температурных характеристик свойств, например, σ_b^T , ψ_k^T .

Специальными испытаниями могут устанавливаться значения длительной прочности материала $\sigma_{b\tau}^T$ (разрушение происходит при указанном напряжении при температуре T за время τ). Аналогично могут быть определены значения $\sigma_{0.2\tau}^T$, ψ_{τ}^T и др. Испытания на ползучесть дают возможность установить значение предела ползучести $\sigma_{\varepsilon\tau}^T$, что соответствует напряжению σ в образце, которое при температуре T приводит к деформации образца ε за время τ .

Все эти данные содержатся в соответствующих нормативных или справочных руководствах [190], предназначенных для практического использования в ракетно-космической технике, авиационной технике и других отраслях промышленности.

Помимо основных механических характеристик используемых конструкционных материалов в рассмотрение вводятся другие необходимые расчетные характеристики. Значение этих характеристик определяются в зависимости от вида диаграммы "интенсив-

ность напряжений-интенсивность деформаций" $\sigma_i - e_i$. Одной из широко применяемых в приложениях является степенная аппроксимация диаграммы $\sigma_i - e_i$ (см. раздел I)

$$\sigma_i = \sigma_T \cdot \left(\frac{e_i}{e_T} \right)^m, \quad (15.2)$$

где σ_T – предел текучести (предел пропорциональности); m – характеристика упрочнения материала, деформация $e_T = \sigma_T/E$ соответствует пределу текучести σ_T .

Очевидно, что в интервале $0 \leq e_i \leq e_T$ для материалов справедлив закон Гука

$$\sigma_i = E \cdot e_i. \quad (15.3)$$

Зависимость (15.2) хорошо описывает поведение материала в интервале равномерных деформаций $e_T \leq e \leq m$ и выражает, таким образом, связь между напряжениями и деформациями в пластической области до образования шейки. При $e_i = m$ из выражения (15.2) следует

$$\sigma' = \sigma_T \cdot \left(\frac{m}{e_T} \right)^m. \quad (15.4)$$

Можно показать, что, поскольку деформация $e_i = m$ является немалой величиной, напряжение σ' должно учитывать изменения площади поперечного сечения образца при растяжении. Это приводит к тому, что для действительной диаграммы $\sigma_i - e_i$, с учетом изменения площади образца значение $\sigma = \sigma_B e^m$, где σ_B – предел прочности материала, определяемый по условной диаграмме растяжения как $\sigma_B = P_{\max}/F_0$ (F_0 – начальная площадь образца). Таким образом, из (15.4) следует соотношение

$$\sigma_B e^m = \sigma_T \cdot \left(\frac{m}{e_T} \right)^m,$$

откуда

$$\frac{\sigma_B}{\sigma_T} = \left[\frac{m}{\exp(1) \cdot e_T} \right]^m. \quad (15.5)$$

Аналогичным образом можно получить и следующее соотношение

$$\frac{\sigma_{0,2}}{(2 \cdot 10^{-3} + \sigma_{0,2}/E)^m} = \frac{\sigma_T}{e_T^m}.$$

Из этого соотношения после некоторых преобразований получится выражение для определения σ_T

$$\sigma_T = \sigma_{0,2} \cdot \left[\frac{\sigma_{0,2}}{2 \cdot 10^{-3} \cdot E + \sigma_{0,2}} \right]^{\frac{m}{1-m}}. \quad (15.6)$$

Для определения характеристики упрочнения m также используется указанное выше соотношение, откуда получается трансцендентное уравнение для m

$$\ln\left(\frac{\sigma_b}{\sigma_{0,2}}\right) = m \left[\ln\left(\frac{m}{2 \cdot 10^{-3} + \sigma_{0,2}/E}\right) - 1 \right]. \quad (15.7)$$

Значение m находится из (15.7) при помощи метода последовательных приближений.

Наряду с расчетными характеристиками σ_T и m в рассмотрение вводится пластичность материала

$$e_k = \ln\left(\frac{1}{1 - \psi_k}\right), \quad (15.8)$$

где ψ_k — относительное поперечное сужение при однократном нагружении до разрушения.

После определения всех расчетных величин рассматривается поведение материала при развитых пластических деформациях. В этом случае деформация $e_i \geq m$. Ограничением этой деформации является разрушающая деформация e_k (пластичность материала). Полагая, что в интервале $m \leq e_i \leq e_k$ зависимость $\sigma_i - e_i$ носит линейный характер, находим

$$\sigma_i = \sigma_b \cdot \exp(m) \cdot [1 - m + e_i]. \quad (15.9)$$

Из этой зависимости можно получить значение разрушающего напряжения S_k , которое является истинным сопротивлением разрыву. Полагая в (15.9) $e_i = e_k$, получаем

$$S_k = \sigma_b \cdot \exp(m) \cdot [1 - m + e_k]. \quad (15.10)$$

Наряду с этой формулой для определения S_k используется также выражение

$$S_k = \sigma_b \cdot (1 + K_S \psi_k), \quad (15.11)$$

где $K_S = 1,35 \div 1,4$ для пластичных материалов.

Принято считать, что формула (15.10) дает более точные результаты, чем (15.11). Основные расчетные характеристики механических свойств материалов, применяемых в конструкциях ЖРД, приведены в табл. 15.1.

Таблица 15.1. Экспериментальные и расчетные характеристики механических свойств материалов

Материал	$T, ^\circ\text{C}$	$\sigma_{0,2}$, кгс/мм ²	$\sigma_{0,2}$, кгс/мм ²	E , кгс/мм ²	ψ , %	m	σ_r , кгс/мм ²	e_r	e_k	σ'_k , кгс/мм ²	S_k , кгс/мм ²	S_k^* , кгс/см ²
12X18H10T (ТУ)	20	55	20	20 200	55	0,285	12,9	$6,4 \cdot 10^{-4}$	0,799	73,1	110,7	90,9
12X18H10T (закалка при 1100 °С, охлаж- дение на воздухе, лист $\delta = 5$ мм)	20	66	29	20 200	72	0,250	21,7	$1,1 \cdot 10^{-3}$	1,273	84,8	107,1	87,5
	300	46	18	18 800	65	0,268	11,9	$6,3 \cdot 10^{-4}$	1,050	60,1	107,1	87,5
	500	44	17	17 200	62	0,271	11,3	$6,5 \cdot 10^{-4}$	0,968	57,7	97,9	80,1
	700	31	14	15 200	62	0,235	9,8	$6,5 \cdot 10^{-4}$	0,968	3,2	67,9	54,9
12X18H10T (обработка по режиму пайки)	20	57	32	20 200	62	0,264	16,0	$7,9 \cdot 10^{-4}$	0,968	74,3	126,5	103,2
	500	41	13,5	17 200	51	0,302	7,8	$4,5 \cdot 10^{-4}$	0,713	55,4	78,3	64,6
	600	38	12,5	16 200	56	0,302	7,2	$4,4 \cdot 10^{-4}$	0,821	51,4	78,1	64,4
07X16H6 (ТУ)	20	110	85	20 100	50	0,128	80,3	0,0040	0,693	125,0	195,7	153,0
07X16H6 (закалка при 990 °С, обработка холодом)	20	110	90	20 100	60	0,110	86,0	0,0043	0,916	122,8	221,8	172,4
	450	107	85	16 400		0,124	81,2	0,0049		121,2		
	500	80	70	16 200		0,084	67,6	0,0042		87,0		
ЭП810-ВД (ВНС-25) закалка 860 °С, отпуск 300 °С	20	93	82	19 000	67	0,081	79,3	0,0042	1,109	100,9	204,5	157,6
	300	89	84		63				0,994			
	400	82	75		66				1,079			
БрХ08 (РП980)	20	24	6,0	14 650	50	0,349	2,3	$1,6 \cdot 10^{-4}$	0,693	34,0	45,7	38,3
	400	15	8,5	12 500	30	0,178	6,3	$5,1 \cdot 10^{-4}$	0,357	17,9	21,1	
	500	13	9,0	12 150	25	0,129	7,4	$6,1 \cdot 10^{-4}$	0,288	14,8	17,1	
	600	10	8,5	11 750	20	0,072	7,7	$6,5 \cdot 10^{-4}$	0,223	10,7	12,4	
	700	6,5	5,0	11 450	35	0,098	4,2	$3,6 \cdot 10^{-4}$	0,431	7,2	9,6	7,4

Материал	$T, ^\circ\text{C}$	$\sigma_{\text{в}}, \text{кгс/мм}^2$	$\sigma_{0,2}, \text{кгс/мм}^2$	$E, \text{кгс/мм}^2$	$\psi, \%$	m	$\sigma_{\text{т}}, \text{кгс/мм}^2$	$e_{\text{т}}$	$e_{\text{л}}$	$\sigma'_{\text{в}}, \text{кгс/мм}^2$	$S_{\text{л}}, \text{кгс/мм}^2$	$S_{\text{т}}, \text{кгс/см}^2$
БрХ08 (РП1010)	20	24	8,0	14 650	70	0,293	4,2	$2,9 \cdot 10^{-4}$	1,204	32,2	61,5	50,6
	400	15	9,0	12 500	45	0,165	6,9	$5,5 \cdot 10^{-4}$	0,598	17,7	25,3	20,1
	500	14	9,0	12 150	25	0,148	7,2	$5,9 \cdot 10^{-4}$	0,288	16,2	18,5	
	600	10	9,0	11 750	25	0,054	8,4	$7,1 \cdot 10^{-4}$	0,288	10,6	13,0	
	700	7,0	6,0	11 450	50	0,068	5,4	$4,7 \cdot 10^{-4}$	0,693	7,5	12,2	9,3
БрХЦрТ (РП980)	20	24	5,0	14 340	72	0,383	1,5	$1,1 \cdot 10^{-4}$	1,273	35,2	66,5	56,3
	400	16	7,0	12 660	75	0,233	4,4	$3,0 \cdot 10^{-4}$	1,386	20,2	43,5	35,2
	500	16	6,0	12 000	70	0,267	3,3	$2,8 \cdot 10^{-4}$	1,204	20,9	40,5	33,0
	600	15	8,0	11 280	70	0,193	5,8	$5,2 \cdot 10^{-4}$	1,204	18,2	36,6	29,2
	700	7,5	5,5	10 840	85	0,111	4,5	$4,2 \cdot 10^{-4}$	1,897	8,4	23,4	18,2
БрХЦрТ (РП1010)	20	23	6,0	14 340	75	0,340	2,4	$1,7 \cdot 10^{-4}$	1,386	32,3	66,1	55,2
	400	16	6,0	12 660	70	0,267	3,3	$2,6 \cdot 10^{-4}$	1,204	20,9	40,5	33,0
	500	15	8,0	12 000	65	0,192	5,8	$4,8 \cdot 10^{-4}$	1,050	18,2	33,8	26,9
	600	12	10	11 280	65	0,079	9,0	$8,0 \cdot 10^{-4}$	1,050	13,0	25,6	19,7
	700	8,0	6,0	10 840	80	0,106	5,0	$4,6 \cdot 10^{-4}$	1,609	8,9	22,3	17,3
ЭП750-Ш (закалка при 1100 °С, 10 мин, охлаждение на воздухе и нагрев под пайку 1020 °С)	20	75	35	19 400	35	0,242	27,6	$1,4 \cdot 10^{-3}$	0,431	95,5	113,6	
	200	67	35	18 500	43	0,215	28,7	$1,5 \cdot 10^{-3}$	0,562	83,1	111,9	90,0
	300	64	34	18 000	43	0,211	28,0	$1,6 \cdot 10^{-3}$	0,562	79,1	106,8	85,7
	400	59	30	17 100	45	0,220	24,2	$1,4 \cdot 10^{-3}$	0,598	73,5	101,3	81,6
	500	55	27	16 050	45	0,228	21,4	$1,3 \cdot 10^{-3}$	0,598	69,1	94,6	76,4
	600	50	27	15 120	38	0,206	22,2	$1,5 \cdot 10^{-3}$	0,478	61,4	78,1	62,1
	700	40	20	14 500	35	0,219	15,6	$1,1 \cdot 10^{-3}$	0,431	49,8	60,3	
	800	30	20	13 760	35	0,147	17,2	$1,3 \cdot 10^{-3}$	0,431	34,7	44,6	35,1
	850	23	19	13 350	55	0,086	17,5	$1,3 \cdot 10^{-3}$	0,799	25,1	42,9	33,1

Таблица 15.1 (окончание)

Материал	$T, ^\circ\text{C}$	$\sigma_{\text{в}},$ кгс/мм ²	$\sigma_{0,2},$ кгс/мм ²	$E,$ кгс/мм ²	$\psi, \%$	m	$\sigma_{\text{т}},$ кгс/мм ²	$e_{\text{т}}$	$e_{\text{к}}$	$\sigma'_{\text{в}},$ кгс/мм ²	$S_{\text{к}},$ кгс/мм ²	$S_{\text{т}}^*,$ кгс/см ²
ЭП750-Ш (закалка при 1100 °С, охлаждение на воздухе ЭП666 (режим пайки)	20	750	350	194 000	45	0,242	276	$1,4 \cdot 10^{-3}$	0,598	955	1295	1050
	700	380	210	145 000	25	0,195	170	$1,2 \cdot 10^{-3}$	0,288	462	505	
	800	350	190	137 600	20	0,199	152	$1,1 \cdot 10^{-3}$	0,223	427	473	
	850	250	180	133 500	19	0,125	158	$1,2 \cdot 10^{-3}$	0,211	283	308	
	20	850	400	205 000		0,242	319	$1,6 \cdot 10^{-3}$		1083		
	600	700	330	167 600		0,242	264	$1,6 \cdot 10^{-3}$		892		
	700	630	320	159 600		0,224	262	$1,6 \cdot 10^{-3}$		788		
	800	350	320	151 000		0,056	308	$2,0 \cdot 10^{-3}$		370		
ЭП666 (закалка с 1050 °С, старение при 700 °С)	20	950	580	205 000	25	0,186	513	$2,5 \cdot 10^{-3}$	0,288	1145	1261	
	700	700	450	159 600	30	0,172	403	$2,5 \cdot 10^{-3}$	0,357	831	985	
	750	600	400	155 800	35	0,159	359	$2,3 \cdot 10^{-3}$	0,431	703	895	
	800	400	330	151 000	60	0,092	309	$2,0 \cdot 10^{-3}$	0,916	439	800	618
ХН60ВТ (ЭИ868) (закалка при 1150, 1200°С, охлаждение на воздухе)	20	750	350	218 000	52	0,239	272	$1,2 \cdot 10^{-3}$	0,734	952	1424	1153
	700	510	210	184 000	55	0,260	147	$8,0 \cdot 10^{-4}$	0,799	661	1018	829
	800	380	200	176 000	60	0,203	155	$8,8 \cdot 10^{-4}$	0,916	465	797	639
	900	180	160	160 000	50	0,059	149	$9,3 \cdot 10^{-4}$	0,693	191	312	239
	1000	130	80	153 000	60	0,156	60	$3,9 \cdot 10^{-4}$	0,916	152	267	211
ХН67МБЮ (ЭП782) (закалка при 1050 °С,	20	950	520	218 000	45	0,210	442	$2,0 \cdot 10^{-3}$	0,598	1172	1627	1305
	600	800	400	185 500	45	0,230	239	$1,8 \cdot 10^{-3}$	0,598	1007	1377	1112
	700	650	400	175 500	22	0,178	349	$2,0 \cdot 10^{-3}$	0,248	777	831	

Материал	$T, ^\circ\text{C}$	$\sigma_{\text{в}}, \text{кгс/мм}^2$	$\sigma_{0.2}, \text{кгс/мм}^2$	$E, \text{кгс/мм}^2$	$\psi, \%$	m	$\sigma_{\text{т}}, \text{кгс/мм}^2$	$e_{\text{т}}$	$e_{\text{х}}$	$\sigma'_{\text{в}}, \text{кгс/мм}^2$	$S_{\text{к}}, \text{кгс/мм}^2$	$S_{\text{т}}^*, \text{кгс/см}^2$
охлаждение на воздухе, старение 700 °C)	800	390	260	161 000	63	0,149	226	$1,4 \cdot 10^{-3}$	0,994	453	835	658
ХН67МВТЮВД (ЭП202-ВД) (закалка при 1150 °C, старение 850 °C, охлаждение на воздухе)	20	950	560	210 000	18	0,194	489	$2,3 \cdot 10^{-3}$	0,198	1153	1159	
	700	850	500	190 000	15	0,194	436	$2,3 \cdot 10^{-3}$	0,163	1032		
	800	720	500	180 000	15	0,149	455	$2,5 \cdot 10^{-3}$	0,163	836	847	
	900	450	430	160 000	22	0,040	420	$2,6 \cdot 10^{-3}$	0,248	468	566	
1Х21Н5Т	20	700	350	180 000	62	0,227	284	$1,6 \cdot 10^{-3}$	0,968	878	1529	1234
	100	580	330	171 000	65	0,195	278	$1,6 \cdot 10^{-3}$	1,050	705	1307	1044
	200	520	310	163 000	68	0,182	264	$1,6 \cdot 10^{-3}$	1,239	624	1221	972
	300	490	290	155 000	68	0,184	246	$1,6 \cdot 10^{-3}$	1,139	589	1152	917
	400	480	280	148 000	65	0,188	237	$1,6 \cdot 10^{-3}$	1,050	579	1078	859
	500	450	260	140 000	64	0,190	219	$1,6 \cdot 10^{-3}$	1,022	544	997	975
	600	310	200	124 000	69	0,158	172	$1,4 \cdot 10^{-3}$	1,171	363	731	577

* Величина $S_{\text{т}}$ (истинное напряжение) не может быть меньше $\sigma_{\text{в}}$ (условное напряжение).

Следует отметить, что выражение для S_k (15.10) характеризует хрупкое разрушение материала путем отрыва, причем ответственным за такое разрушение является первое главное напряжение σ_1 . Если разрушение образца (элемента конструкции) носит вязкий характер, то ответственным за разрушение является напряжение сдвига и интенсивность напряжений σ_i

$$\sigma_i = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]}. \quad (15.12)$$

В случае плоского напряженного состояния $\sigma_3 = 0$, при этом

$$\sigma_i = \sqrt{\sigma_1^2 - \sigma_1 \sigma_2 + \sigma_2^2}. \quad (15.13)$$

При вязком разрушении истинное сопротивление разрыву определяется выражением

$$S_\tau = \frac{3+m}{4} \cdot S_k = \frac{3+m}{4} \cdot \sigma_b \cdot \exp(m) \cdot [1 - m + e_k]. \quad (15.14)$$

Значение S_τ по определению не может быть меньше, чем $\sigma_b \cdot \exp(m)$. Поэтому в предельном случае $S_\tau \geq \sigma_b \cdot \exp(m)$, при этом разрушающая деформация $e_\tau \geq m$. В общем случае из выражения (15.14) следует значение разрушающей деформации e_τ

$$e_\tau = \frac{1}{4} \cdot [(3+m) \cdot e_k - (1-m)^2]. \quad (15.15)$$

Условием существования решения (15.15) является неравенство

$$e_k \geq \frac{(1+m)^2}{3+m}.$$

Таким образом, в качестве характерных на диаграмме $\sigma_i - e_i$ можно определить три точки: $(\sigma_b \cdot \exp(m), m)$, (S_τ, e_τ) и (S_k, e_k) . Первые две характеризуют вязкое разрушение образца (детали), последняя – хрупкое разрушение (или близкое к нему квазихрупкое разрушение).

Рассмотрим условия, характеризующие эти виды разрушений.

Для хрупкого разрушения имеют место неравенства

$$\sigma_i > \sigma_\tau, \sigma_i > S_k. \quad (15.16)$$

Эти условия можно представить в виде

$$\frac{\sigma_1}{\sigma_i} > \frac{S_k}{\sigma_\tau}. \quad (15.17)$$

Альтернативой условию (15.16) является условие прочности элемента конструкции

$$\frac{\sigma_1}{\sigma_i} < \frac{S_k}{\sigma_T}. \quad (15.18)$$

С учетом выражения для S_k (1.10) находим

$$\frac{S_k}{\sigma_T} = \frac{\sigma_B \cdot \exp(m)}{\sigma_T} \cdot [1 - m + e_k],$$

или

$$\frac{S_k}{\sigma_T} = \left(\frac{m}{e_T} \right)^m \cdot (1 - m + e_k). \quad (15.19)$$

Следовательно, выражение (15.18) для условия прочности элемента конструкции при хрупком (или квазихрупком) разрушении принимает вид

$$\frac{\sigma_1}{\sigma_i} < \left(\frac{m}{e_T} \right)^m \cdot (1 - m + e_k). \quad (15.20)$$

Если в результате аналитического или численного расчетов установлены значения интенсивности напряжений σ_i и первого главного напряжения σ_1 , то их отношение характеризует повышение величин первых главных напряжений σ_1 , при которых происходит образование упругопластических деформаций в элементах конструкции. Поэтому указанное отношение является одним из параметров, определяющих прочность конструкции. Обычно отношение $\sigma_1/\sigma_i \geq 1,0$, и чем оно больше, тем более “жестким” является напряженное состояние.

Естественно, что для обеспечения такого напряженного состояния требуется более высокая пластичность материала. Значение пластичности при заданном отношении σ_1/σ_i можно определить по формуле, следующей из (15.20)

$$e_k \geq \left(\frac{\sigma_1}{\sigma_i} \right) \cdot \left(\frac{e_T}{m} \right)^m \cdot (1 - m). \quad (15.21)$$

Отметим, что для плоско напряженного состояния, характерного для трубы, где $\sigma_1 = pr_0/h$, $\sigma_2 = pr_0/2h$, и $\sigma_i = \left(\frac{\sqrt{3}}{2} \right) \cdot (pr_0/h)$,

отношение $\frac{\sigma_1}{\sigma_i} = \frac{2}{\sqrt{3}} = 1,15$. В зависимости (15.21) отношение

σ_1/σ_i может быть принято и для зоны концентрации напряжений. В случае плоской деформации это отношение существенно уве-

личивается; для концентраторов напряжений типа трещины отношение σ_1/σ_i может достигать значений 2,0–2,6. Приведенные значения являются граничными; более или менее точные значения отношения σ_1/σ_i находятся при помощи численных методов (МКЭ). При вязком разрушении условие прочности может быть представлено в виде

$$\sigma_i \leq S_T = \frac{3+m}{4} \cdot \sigma_B \cdot \exp(m) \cdot [1 - m + e_K]. \quad (15.22)$$

Условие $\sigma \geq \sigma_T$ в данном случае также имеет место, как и при (15.16). Принимая для σ_i степенное упрочнение (15.2), находим

$$\sigma_T \cdot \left(\frac{e_i}{e_T} \right)^m = \frac{3+m}{4} \cdot \sigma_B \cdot \exp(m) \cdot [1 - m + e_K],$$

откуда следует выражение для определения пластичности материала e_K

$$e_K \geq \frac{4}{3+m} \cdot \left(\frac{e_i}{m} \right)^m - (1 - m). \quad (15.23)$$

Для зоны концентрации напряжений $e_i = e_{iK}$. Очевидно, что чем больше величина деформации e_i (или e_{iK}) в рассматриваемой точке конструкции, тем больше должна быть пластичность материала. Если приведенные выше соотношения разрешить относительно e_i , то в этом случае получаются зависимости, определяющие предельные значения деформации e_i при заданных значениях e_K и m . Например, из (15.23) следует

$$e_i^* \geq \frac{1}{4} \cdot [(3+m) \cdot e_K - (1-m)^2]. \quad (15.24)$$

Очевидно, что значение e_i^* должно быть не более e_T , согласно (15.15), т.е.

$$e_i^* \geq e_T \quad (15.25)$$

При вязком разрушении возможно также применение условия прочности в виде

$$\sigma_i \leq \sigma_B \cdot \exp(m), \quad (15.26)$$

откуда следует очевидное неравенство $e_i^* \leq m$.

Еще один критерий вязкого разрушения, основанный на деформационных подходах, связан с равенством между собой разрушающей и действующей деформаций. Если e_K – разрушающая деформация (пластичность) материала, то условие прочности конструкции будет $e_i \leq e_K$. Но особенность рассмотрения проблемы разрушения в данном случае заключается в том, что необходимо учитывать вид и объемность напряженно-деформированного со-

стояния конструкции. При интенсивности напряжений σ_i и главных напряжений σ_1, σ_2 и σ_3 в соответствии с разделом I параметр снижения пластичности материала B_k находится по формуле

$$B_k = \frac{\sigma_{ik}^2}{\sigma_{1k}(\sigma_{1k} + \sigma_{2k} + \sigma_{3k})}. \quad (15.27)$$

Здесь в напряжения введен индекс “ k ”, характеризующий принадлежность напряжений к зоне концентраций напряжений. С учетом B_k (15.27) выражение для разрушающей деформации принимает вид

$$e_f = B_k \cdot e_k = \frac{\sigma_{ik}^2 e_k}{\sigma_{1k}(\sigma_{1k} + \sigma_{2k} + \sigma_{3k})}. \quad (15.28)$$

Очевидно, чем более “жестким” является напряженное состояние элемента конструкции, т.е. чем больше значения σ_{1k}, σ_{2k} и σ_{3k} , тем меньше будет значение B_k и тем меньше будет величина разрушающей деформации. Особенно это заметно в случае, когда главные напряжения близки друг к другу; при этом заметно уменьшается и интенсивность напряжений σ_{ik} .

Наряду со степенным упрочнением (15.2) в некоторых случаях целесообразно использовать зависимость $\sigma_i(e_i)$ в виде

$$e_i = \frac{\sigma_i}{E} + 2 \cdot 10^{-3} \left(\frac{\sigma_i}{\sigma_{0,2}} \right)^n. \quad (15.29)$$

Здесь первый член характеризует упругую составляющую деформации, второй – пластическую составляющую. Постоянная n характеризует упрочнение материала. Значение n находится по формуле

$$n \cong \frac{\ln \left[\frac{183,94}{n} \left(1 - \frac{n \cdot \sigma_B \cdot e^{1/n}}{E} \right) \right]}{\ln \left(\frac{\sigma_B}{\sigma_{0,2}} \right)} \quad (15.30)$$

при помощи последовательных приближений. Отметим, что в данном случае n является аналогом величины $1/m$ в выражении (15.2).

Существуют и некоторые другие формы представления зависимости (15.29), но выражение (15.29) обладает определенным преимуществом, поскольку при $\sigma_i = \sigma_{0,2}$ дает значение $e_{0,2} = 2 \cdot 10^{-3} + \sigma_{0,2}/E$, т.е. значение деформации, соответствующее $\sigma_{0,2}$.

При уточненном решении задач статической прочности важное значение придается определению максимальных деформаций

в зоне концентрации напряжений. Если известны геометрические формы в зоне концентрации напряжений, то различными методами, включающими решение задач теории упругости (поляризационно-оптический метод, методы сеток, муара и др.), определяются теоретические коэффициенты концентрации напряжений (ТККН) как для силовых, так и для температурных напряжений. Обычно значения α_σ , приведенные в различных справочных руководствах, относятся к первому главному напряжению α_{σ_1} . Однако во многих случаях значение ТККН должно быть отнесено (см. раздел I) к интенсивности напряжений α_σ [11, 32]. В случае плоской деформации для этого используют соотношение

$$\alpha_{\sigma_i} = \alpha_{\sigma_1} \cdot \sqrt{\frac{1 + \mu_{\max}}{1 + \mu_n}} \cdot \sqrt{1 - \mu_{\max} + \mu_{\max}^2} \cdot \frac{\sigma_1}{\sigma_i}, \quad (15.31)$$

где μ – коэффициент Пуассона.

При номинальных (упругих) напряжениях

$$\mu = 0,3. \quad (15.32)$$

При упругопластических деформациях $\bar{e}_{\max k} = e_{\max k} / e_\tau$

$$M_{\max} = 0,5 - \frac{0,2}{\bar{e}_{\max k}^{1-m}}. \quad (15.33)$$

Очевидно, что значение по (15.33) определяются при помощи последовательных приближений.

Если предположить, что номинальное напряжение $\sigma_i = \sigma_n$ является упругим и величина $\alpha_\sigma \sigma_n > \sigma_\tau$, то в рассматриваемой точке имеют место пластические деформации. Максимальное значение деформации (индекс “k” означает зону концентрации напряжений) определяется по формуле

$$e_{\max k} = \left(\frac{\alpha_\sigma \cdot \sigma_n}{\sigma_\tau} \right)^{\frac{2}{1+m}} \cdot e_\tau. \quad (15.34)$$

Относительная величина максимальной деформации ($\bar{e} = e / e_\tau$)

$$\bar{e}_{\max k} = \left(\frac{\alpha_\sigma \cdot \sigma_n}{\sigma_\tau} \right)^{\frac{2}{1+m}}. \quad (15.35)$$

Используя соотношение Нейбера [11, 32], можно найти значения коэффициентов концентрации деформаций K_e и напряжений K_σ в упругопластической зоне (см. раздел I).

В этом случае, согласно Нейберу, $K_e K_\sigma = \alpha_\sigma^2$, и тогда

$$K_e = \alpha_\sigma^{\frac{2}{1+m}} \cdot \bar{\sigma}_n^{\frac{1-m}{1+m}}, \quad K_\sigma = \alpha_\sigma^{\frac{2m}{1+m}} / \bar{\sigma}_n^{\frac{1-m}{1+m}}, \quad (15.36)$$

где $\bar{\sigma} = \sigma/\sigma_1$. Очевидно, что максимальное напряжение с учетом (15.31)

$$\sigma_{\max} = \left(\frac{\alpha_{\sigma} \cdot \sigma_n}{\sigma_T} \right)^{\frac{2m}{1+m}} \cdot \sigma_T. \quad (15.37)$$

Для модели жестко-пластического тела при $m = 0$ из (15.36) следует

$$K_e = \alpha_{\sigma}^2 \cdot \bar{\sigma}, \quad K_{\sigma} = 1/\bar{\sigma}. \quad (15.38)$$

Выражение для максимальной деформации в данном случае принимает вид

$$e_{\max k} = \left(\frac{\alpha_{\sigma} \cdot \sigma_n}{\sigma_T} \right)^2 \cdot e_T = \left(\frac{\alpha_{\sigma} \cdot \sigma_n}{E \cdot \sigma_T} \right)^2. \quad (15.39)$$

Для упругопластической деформации значения коэффициентов концентрации находятся несколько иным способом. Умножим в левой части уравнения (15.29) e_i на K_e , в правой σ_i на K_{σ} . В этом случае

$$K_e \cdot e_i = \frac{\sigma_n \cdot K_{\sigma}}{E} + 2 \cdot 10^{-3} \cdot K_{\sigma} \cdot \left(\frac{\sigma_i \cdot K_{\sigma}}{\sigma_{0,2}} \right)^{1/n}.$$

Используя это соотношение в комбинации с (15.29) и условием Нейбера $K_e K_{\sigma} = \alpha_{\sigma}^2$, находим

$$K_{\sigma} = \left[(\alpha_{\sigma}^2 - K_{\sigma}^2) \cdot \left(\frac{\sigma_{0,2}}{E} \right) \cdot 500 \cdot \left(\frac{\sigma_{0,2}}{\sigma_n} \right)^{n-1} + \alpha_{\sigma}^2 \right]^{\frac{1}{1+n}}. \quad (15.40)$$

В данном случае K_{σ} находится при помощи последовательных приближений. С учетом (15.40) находим

$$K_e = \frac{\alpha_{\sigma}^2}{K_{\sigma}}. \quad (15.41)$$

Полученные значения K_e и K_{σ} сравнительно мало отличаются от величин, определяемых по формулам (15.36).

Таким образом, для зоны концентрации напряжений определены основные параметры, характеризующие НДС — e_{\max} , σ_{\max} . Далее возникает задача о распределении деформаций $e_{ik}(r)$ и напряжений $\sigma_{ik}(r)$ в зоне концентрации напряжений в зависимости от расстояния r от контура концентратора. Если предположить (см. раздел I), что основание концентратора является круговым с радиусом r_0 , глубина концентратора l , то для теоретического

коэффициента концентрации напряжений имеем

$$\alpha_{\sigma_1} = 1 + 2 \cdot \sqrt{l/r_0}. \quad (15.42)$$

При $l = r_0$ имеем полукруг, для которого $\alpha_{\sigma_1} = 3,0$. Распределение деформаций и напряжений в окрестности концентратора определяется параметром $\rho = 1 + x/r_0$, где x — расстояние от кругового основания концентратора.

Радиус концентратора r_0 может иметь самые различные значения: от 1–2 до 0,01 мм, что характерно для трещин. Установление значения r_0 представляет собой достаточно трудную задачу, особенно для зон сварных и паяных соединений. Ориентировочно для них можно принимать значение $r_0 \cong 0,1 \div 0,3$ мм, в том числе и для острых галтелей.

Наиболее просто распределение деформаций в зоне концентратора определяется для условий плоской деформации. Здесь следует отметить, что такие условия реализуются в пластинах и оболочках при толщинах стенки, примерно в 8–10 раз превышающих радиус закругления r_0 . Если, например, $r_0 = 0,3$ мм, то при толщине стенки конструкции 2,5–3,0 мм можно считать, что условие плоской деформации в вершине концентратора выполняются.

Из условия несжимаемости материала следует, что закон распределения деформаций $e_{ik}(\rho)$ может быть получен в виде

$$e_{ik}(\rho) = \frac{e_{\max k}}{\rho^2}. \quad (15.43)$$

В этом случае распределение интенсивности напряжений будет таким: $\sigma_{ik}(\rho) = \sigma_T \cdot \left[\frac{e_{\max k}}{\rho^2 \cdot e_T} \right]^m$ или в виде

$$\sigma_{ik}(\rho) = \sigma_T \cdot \left[\frac{\bar{e}_{\max k}}{\rho^2} \right]^m. \quad (15.44)$$

Решение задачи плоской деформации при степенном законе упрочнения приводит к следующим выражениям для определения главных напряжений в зоне концентрации:

$$\begin{aligned} \sigma_{1k}(\rho) &= \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \sigma_T \cdot \left(\frac{\bar{e}_{\max k}}{\rho^2} \right)^m \cdot \left[1 + \frac{1}{2m} \cdot (\rho^{2m} - 1) \right], \\ \sigma_{2k}(\rho) &= \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \sigma_T \cdot \left(\frac{\bar{e}_{\max k}}{\rho^2} \right)^m \cdot \left[\frac{1}{2} + \frac{1}{2m} \cdot (\rho^{2m} - 1) \right], \\ \sigma_{3k}(\rho) &= \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \sigma_T \cdot \left(\frac{\bar{e}_{\max k}}{\rho^2} \right)^m \cdot \left[\frac{1}{2m} \cdot (\rho^{2m} - 1) \right]. \end{aligned} \quad (15.45)$$

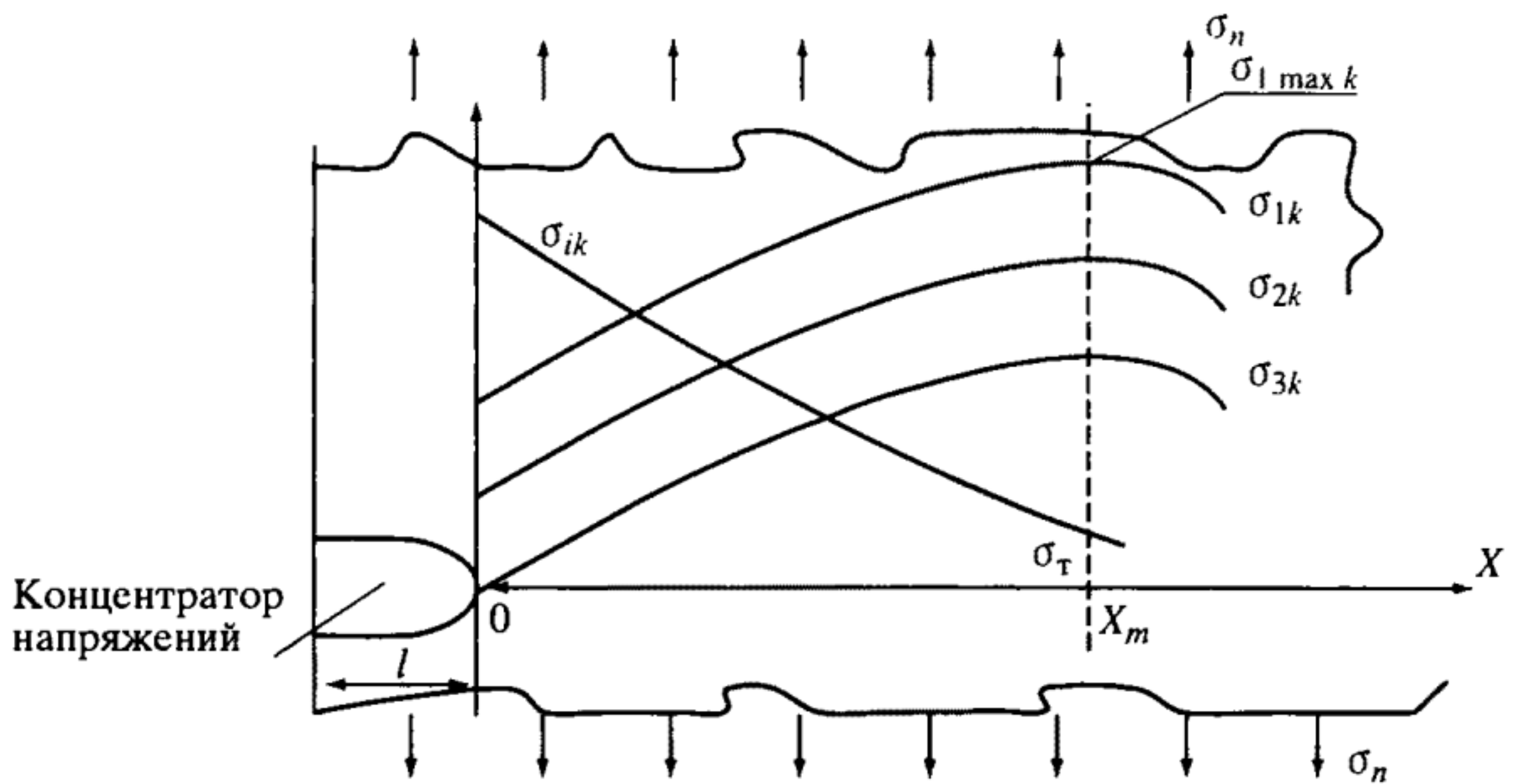


Рис. 15.1. Распределения интенсивностей и компонентов главных напряжений в зоне концентрации

При этом интенсивность напряжений и деформаций

$$\sigma_{ik}(\rho) = \sigma_{\tau} \cdot \left(\frac{\bar{e}_{\max k}}{\rho^2} \right)^m, \quad e_{ik}(\rho) = \frac{\bar{e}_{\max k}}{\rho^2}. \quad (15.46)$$

Характер распределения напряжений и деформаций показан на рис. 15.1.

Размер пластической зоны определяется из условия $e_{ik}(\rho_{\tau}) = e_{\tau}$. Следовательно, относительный размер этой зоны

$$\rho_{\tau} = 1 + \frac{X_{\tau}}{r_0} = \sqrt{\bar{e}_{\max k}}. \quad (15.47)$$

Подстановка этого выражения в (15.45) дает максимальное значение первого главного напряжения

$$\sigma_{1 \max k} = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \sigma_{\tau} \cdot \left[1 + \frac{1}{2m} \cdot (\bar{e}_{\max k}^m - 1) \right]. \quad (15.48)$$

Из этого выражения следуют полученные выше условия разрушения (или условия прочности)

$$\frac{S_{\kappa}}{\sigma_{1 \max k}} = \frac{\sqrt{3}}{2} \cdot \left(\frac{m}{e_{\tau}} \right)^m \cdot \frac{(1 - m + e_{\kappa})}{1 + (\bar{e}_{\max k}^m - 1)/2m}. \quad (15.49)$$

Если ввести понятие запаса по разрушению $K_{S_{\kappa}} = \frac{S_{\kappa}}{\sigma_{1 \max k}}$, то из выражения для допускаемого значения номинального

напряжения $[\sigma_n]$ находим

$$[\sigma_n] \leq \frac{\sigma_r}{\alpha_\sigma} \cdot \left\{ 1 + 2m \left[\frac{\sqrt{3}}{2} \cdot \left(\frac{m}{e_r} \right)^m \cdot \frac{(1-m+e_k)}{K_{S_k}} - 1 \right] \right\}. \quad (15.50)$$

Разрушающее значение σ_n^* будет при $K_{S_k} = 1,0$. Для стали 07X16H6 при $\alpha_\sigma = 3,0$ (отверстие) значение $\sigma_n^* = 80,4$ кгс/мм², при меньших α_σ значение σ_n^* увеличивается.

При расчетах элементов конструкций на статическую прочность важное значение придается установлению запасов статической прочности (см. гл. 14).

Согласно "Нормам прочности ЖРД", в рассмотрение вводятся следующие запасы прочности:

– $K_m = \frac{\sigma_b}{\sigma_{in}}$ – запас статической прочности по напряжениям,

причем этот запас распространяется на общие напряжения, возникающие в детали от действия силовых нагрузок вдали от мест крепления, стыков и других концентраторов напряжений, а также вдали от приложения сосредоточенных нагрузок;

– $K'_m = \frac{\sigma_b}{\sigma_{ik}}$ – запас статической прочности по местным напря-

жениям, под которыми понимаются напряжения, возникающие в зонах краевого эффекта, стыков, креплений и других концентраторов напряжений. Напряжения, возникающие от нагрева деталей, принято считать местными;

– $K_T = \frac{\sigma_{0,2}}{\sigma_{in}}$ – запас по пределу текучести, который вводится

для деталей, деформативность которых должна быть ограничена;

– $K_e = \frac{e_{np}}{e_{imax}}$ – запас по деформациям, который вводится для

деталей, в которых неизбежно возникают пластические деформации (например, внутренняя оболочка камеры, зоны концентрации напряжений);

– $K_b = \frac{P_{разр}}{P_{раб}}$ – запас статической прочности по разрушающей

нагрузке. Здесь $P_{раб}$ – максимальное значение рассматриваемого силового параметра (усилие, давление), действующее на деталь в рабочих условиях, $P_{разр}$ – значение указанного силового фактора, приводящее к разрушению детали. Давления принимаются с учетом гидроударов. Значение K_b находится расчетным или экспериментальным путем. При определении K_b учитывается многократность нагружения.

Величины запасов статической прочности приведены в “Нормах...”. В основном эти величины составляют $K_m = 1,4 \div 1,6$; $K'_m = 1,2 \div 1,3$; $K_T = 1,0 \div 1,1$; $K_e = 5,0$; $K_B = 1,4 \div 1,6$.

Если детали конструкции выполнены из малопластичных материалов ($\delta \leq 8\%$, $\psi_k \leq 16\%$), а также работают при криогенных температурах, в агрессивных средах и в условиях малоциклового усталости, то запасы прочности, указанные в “Нормах...”, увеличиваются в 1,1 раза, хотя этот вопрос нуждается в дополнительном исследовании. Некоторой особенностью обладают запасы для вращающихся элементов конструкции ТНА [51].

Анализ запасов прочности (см. главу 14), приведенных в “Нормах...”, показывает, что при компьютерных расчетах могут возникнуть некоторые особенности, связанные с определением запасов. Во-первых, во многих случаях крайне сложно определить “общее напряжение”; поэтому обычно приходится ориентироваться на запас по местным напряжениям ($K'_m = 1,3$). Но при этом могут возникнуть некоторые противоречия. В компьютерных расчетах в качестве зависимости “напряжение–деформация” используются зависимости типа степенной, линейной или Ремберга–Осгуда, относящиеся к истинной диаграмме деформирования, где при определении напряжений учитывается изменение площади поперечного сечения образца. Такая диаграмма располагается выше диаграммы условных напряжений (см. раздел I).

При уточненном анализе получается интенсивность напряжений σ_{ik} , изображенная на рис. 15.2. Очевидно, что для получения соответствующего запаса по местным напряжениям σ_{ik} должно сравниваться с величиной $\sigma'_B = \sigma'_B \cdot e^m$, а при расчетном определении запасов по разрушающей нагрузке – с величинами S_τ и S_K .

Таким образом, при компьютерном анализе запас по местным напряжениям составляет

$$K'_m = \frac{\sigma_B \cdot e^m}{\sigma_{ik}}, \quad (15.51)$$

что отличается от указанного выше значения $K'_m = \sigma_B / \sigma_{ik}$. При этом отличие может быть довольно заметным: для стали 07X16H6 при $m = 0,128$ величина $e^m = 1,136$ (13,6%), а для стали 12X18H10T с $m = 0,25$ значение $e^m = 1,284$ (28,4%). Еще больше увеличиваются значения K'_m , если определять K'_m с помощью S_τ или S_K . Во многих случаях приходится использовать выражение (15.51) для K'_m , так как только таким образом можно получить нормативное значение K'_m .

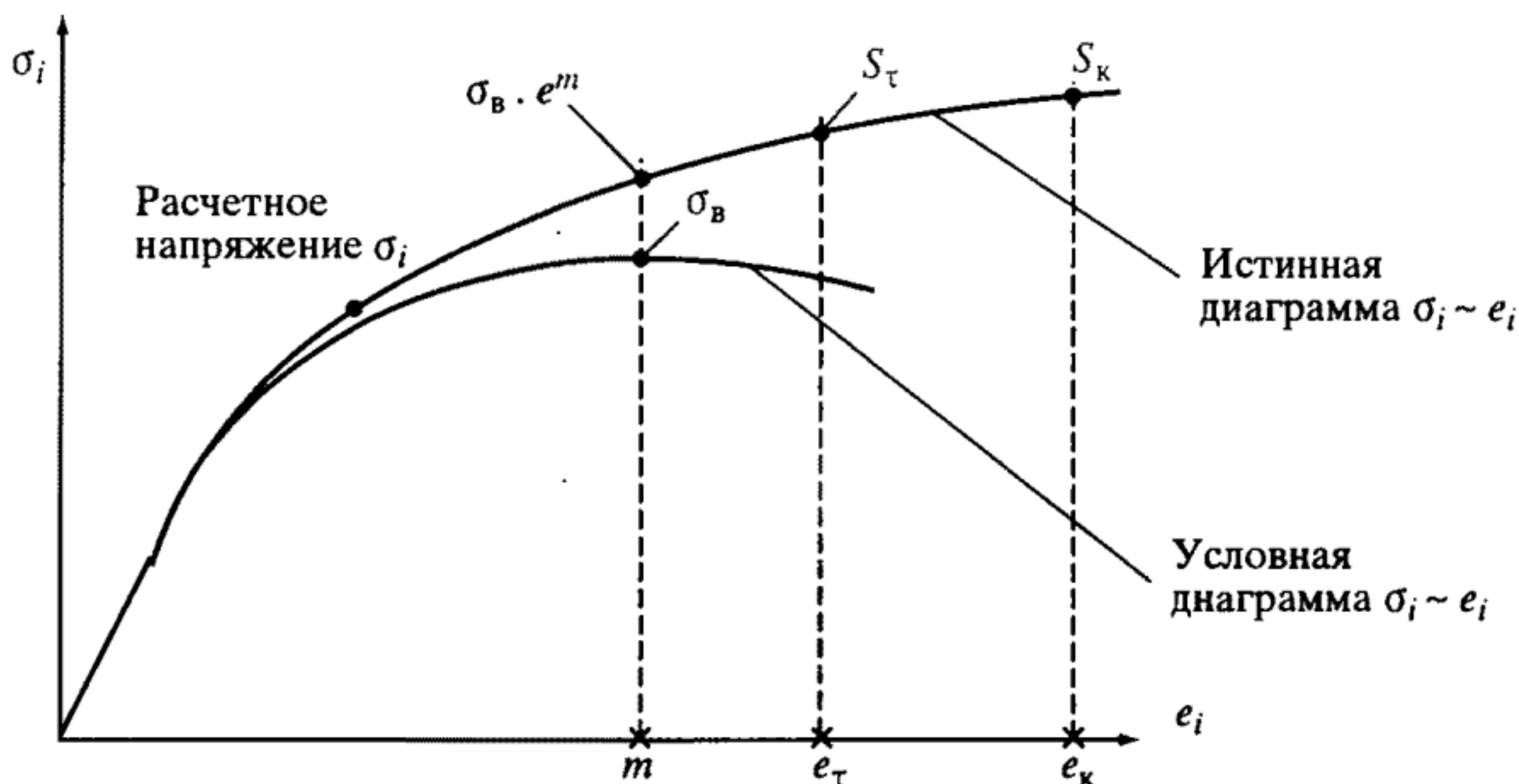


Рис. 15.2. Диаграммы деформирования в условных и истинных напряжениях

Далее, существует некоторое противоречие между запасами K'_m и K_e . Если принять $K_e = 5,0$, то, согласно зависимости

$$\sigma_{ik} = \sigma_B \cdot e^m \cdot \left(\frac{e_{ik}}{m} \right)^m, \text{ получаем}$$

$$K'_m = \frac{\sigma_B \cdot e^m}{\sigma_{ik}} = \left(\frac{m}{e_{ik}} \right)^m = K_e^m. \quad (15.52)$$

Для стали 07X16H6 имеем $K_e^m = 5^{0,128} = 1,228$, т.е. значение K'_m требованию равенства 1,3 не удовлетворяет. Для данного материала надо иметь $K_e \geq 7,76$. Для стали 12X17H10T значение $K'_m = 1,495$ удовлетворяет требованиям "Норм...". Рассмотренные выше уточнения "Норм..." при определении запасов прочности могут быть использованы при оценке прочности элементов конструкций ЖРД.

15.3. Определение характеристик длительной многоцикловой и малоцикловой прочности

При повышенных температурах, когда деформации ползучести малы, расчет элементов конструкций ЖРД на статическую прочность ведут с использованием характеристик механических свойств ($\sigma_{0,2}$, σ_B , ψ_K , m), определяемых при однократном статическом растяжении при заданной температуре.

В случае достаточно высоких температур, когда возникают статические деформации ползучести, в основные расчет-

ные уравнения вместо характеристик кратковременной прочности σ_B и пластичности e_K вводят характеристики длительной прочности σ_{BT} и пластичности e_{KT} для времени τ (см. раздел I). Эти зависимости аппроксимируют степенными уравнениями [11, 22, 32, 33]

$$\sigma_{BT}^T = \sigma_B^T \cdot \left(\frac{\tau_0}{\tau} \right)^{m_\sigma(T)}, \quad (15.53)$$

$$e_{KT}^T = e_K^T \cdot \left(\frac{\tau_0}{\tau} \right)^{K_e m_\sigma(T)}, \quad (15.54)$$

где $\tau_0 = 180 \text{ с} = 0,05 \text{ ч}$ – время испытаний образца до разрушения при кратковременном статическом нагружении; $m_\sigma(T)$, K_e – параметры материала и температуры.

Учитывая, что при повышенных температурах окончательно длительному статическому нагружению предшествуют макротрещины, параметры уравнений (15.53) и (15.54) определяют для этой стадии повреждения. При этом в интервале между значениями равномерной m_τ и максимальной местной пластичности e_{KT} в зоне разрушения предельная пластичность на стадии образования трещины

$$e_{0K} = K_{0\tau} \cdot (m_\tau + e_{KT}), \quad K_{0\tau} \approx 0,5. \quad (15.55)$$

Характеристика $m_\sigma(T)$ в зависимости от температуры (T , К) выражается экспоненциальной функцией

$$m_\sigma(T) = 10^{-3} \exp(\beta_\sigma T), \quad (15.56)$$

где β_σ – характеристика материала.

Для аустенитных нержавеющей сталей $\beta_\sigma = 5,1 \cdot 10^{-3}$, для жаропрочных сплавов $\beta_\sigma = (4,0 \div 4,5)10^{-3}$, для медных сплавов $\beta_\sigma = 5,65 \cdot 10^{-3}$.

Параметр K_e для сталей и сплавов – 1,2–1,5; для медных сплавов – 0,10–0,15.

Степенное уравнение типа (15.53) можно использовать и для определения длительного условного предела текучести

$$\sigma_{0,2\tau}^T = \sigma_{0,2}^T \cdot \left(\frac{\tau_0}{\tau} \right)^{m_{0,2}(T)}, \quad (15.57)$$

где $m_{0,2}(T)$ – характеристика материала, зависящая от температуры.

Величину $m_{0,2}$ определяют из предположения, что при длительном статическом нагружении за время τ остаточная деформация не ниже 0,2%:

$$m_{0,2}(T) = m_{\sigma}(T) \cdot \frac{\lg\left(\frac{\sigma_{0,2}^T}{\sigma_{B\tau}^T}\right)}{\lg\left(\frac{\sigma_B^T}{\sigma_{B\tau}^T}\right)}. \quad (15.58)$$

Здесь следует отметить, что при $\sigma_{0,2}^T \leq \sigma_{B\tau}^T$ параметр $m_{0,2}(T) = 0$ и $\sigma_{0,2\tau}^T = \sigma_{0,2}^T$.

Выражения (15.53)–(15.57) используются для уточненного определения характеристики упрочнения материала m_{τ} . Здесь при определении параметров необходимо иметь в виду, что $\tau = N_e \tau_1$, где N_e – число пусков двигателя, τ_1 – время одного пуска.

Запасы по длительной прочности принимаются такими, как они регламентированы “Нормами прочности”, т.е. на уровне $K_{B\tau} = 1,4 \div 1,6$. Вообще говоря, в энергетическом машиностроении допускается некоторое снижение запасов по длительной прочности $K_{B\tau}$ по сравнению с запасами по пределу прочности K_m . Значение $K_{B\tau}$ принимается равным запасу по пределу текучести материала.

Если провести соответствующую аналогию, то в нашем случае, снижая запас $K_{B\tau}$ до уровня K_1 , можно оценить значение $K_{B\tau} = 1,0 \div 1,2$, вероятнее всего, не ниже 1,2. Это положение нуждается в дальнейшем уточнении.

Рассматривая вопрос о многоцикловом нагружении элементов конструкций, следует отметить, что повреждаемость элементов определяется уровнем переменных напряжений, возникающих в детали (элементе конструкции) вследствие воздействия переменных (стационарных, нестационарных) нагрузок, и усталостными свойствами применяемых конструкционных материалов. Переменные нагрузки (и напряжения) являются следствием особенностей рабочих процессов в агрегатах и системах двигателя, пульсаций давлений, усилий, температур и вибраций.

Определение переменных нагрузок (и напряжений) всегда представляет собой сложную задачу, решение которой достигается либо расчетным, либо экспериментальным путем. Последний более надежен, но не всегда реализуем. Поэтому во многих случаях приходится ориентироваться на расчетные оценки переменных напряжений. При этом один из подходов по их определению основан на предположении, что переменная нагрузка, действующая на элемент конструкции, составляет некоторую долю статической

нагрузки, т.е. $P_a = K_a P_{ct}$. При этом $K_a = 0,05 \div 0,10$, а переменное напряжение $\sigma_a = K_a \sigma_{ct}$. Более точные оценки P_a могут быть получены на основе решения соответствующих гидрогазодинамических задач.

Важными факторами, влияющими на циклическую прочность элементов конструкций, являются концентрация напряжений (эффективный коэффициент концентрации K_σ) и качество поверхности детали, характеризуемое коэффициентом β_n . При $\beta_n > 1,0$ качество поверхности снижает сопротивление усталости. Обычно значения $\beta_n \approx 1,1$. Более высокие значения β_n имеют место, например, при электроэрозинной обработке материалов ($\beta_n = 1,30$).

Значение эффективного коэффициента концентрации K_σ находится при помощи зависимости

$$K_\sigma = 1 + q \cdot (\alpha_\sigma - 1), \quad (15.59)$$

где q – коэффициент чувствительности материала к концентрации напряжений. Обычно $q = 0,3 \div 0,8$, причем значение q зависит от радиуса закругления в зоне концентратора. Соответствующие рекомендации по выбору эффективного коэффициента концентрации K_σ и q приведены в справочной литературе [22].

С учетом перечисленных факторов и среднего напряжения цикла

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{\max} + \sigma_{\min}}{2}, \quad (15.60)$$

где σ_{\max} , σ_{\min} – максимальное и минимальное напряжение цикла, с учетом зависимости свойств материала от времени и температуры выражение для запаса усталостной прочности K_v при многоцикловом нагружении может быть представлено в виде

$$K_v = \frac{K_{-1} \cdot \sigma_B \cdot \left(\frac{\tau_0}{N_e \cdot \tau_1} \right)^{m_\sigma(T)} \cdot \left[1 - \frac{\sigma_m}{\sigma_B} \cdot \left(\frac{N_e \cdot \tau_1}{\tau_0} \right)^{m_\sigma(T)} \right]^{1/2}}{\sigma_a \cdot K_\sigma \cdot \beta_n}. \quad (15.61)$$

В этом выражении $K_{-1} = K_{-1}(N_e) = 0,54 - 0,02 \cdot \sigma_B \left(\frac{\tau_0}{N_e \cdot \tau_1} \right)^{m_\sigma(T)}$; остальные обозначения приведены выше.

Очевидно, что величина запаса циклической прочности K_v при многоцикловой усталости зависит от числа циклов нагружения N_e и времени работы при одном цикле нагружения τ_1 , т.е. $K_v = K_v(N_e, \tau_1)$.

В "Нормах прочности" указаны запасы циклической прочности для таких элементов конструкций, как рабочие лопатки турбины и валы ТНА (значение $K_p = 1,4$). Отметим, что в другой литературе встречаются значения запасов по циклической прочности $K_p = 1,25$.

Вероятнее всего, при рассмотрении вопросов циклической прочности наряду с определением запасов должно уделяться внимание оценке повреждаемости элемента конструкции от усталости за время эксплуатации $N_e \tau_1$ [191].

При определении запасов прочности в случае малоциклового нагружения рассматривается, как правило, зона элемента конструкции, содержащая концентратор напряжения (α_σ).

Упругие и упругопластические деформации, соответствующие запуску (нагрузка) и останову (разгрузка), определяются с учетом силовых и температурных напряжений

$$e_{\max k} = \frac{\alpha'_\sigma \cdot \sigma'_n}{E}, \quad e_{\max k} = \left(\frac{\alpha'_\sigma \cdot \sigma'_n}{\sigma_{T\tau}} \right)^{1 + \frac{2}{m\tau}} \cdot \left(\frac{\sigma_{T\tau}}{E} \right). \quad (15.62)$$

Здесь α'_σ и σ'_n соответствуют теоретическим коэффициентам концентрации напряжений и номинальным напряжением при силовом и температурном нагружениях. При сложении силовых и температурных деформаций учитываются знаки напряжений; именно таким путем на основании зависимости (15.62) определяется размах деформаций $\Delta e_{\max k}(N_e)$. Предельное значение размаха деформации $\Delta e_{\max k}^*(N_e)$ при числе циклов N_e для зоны концентрации напряжений находится при помощи зависимости

$$\Delta e_{\max k}^*(N_e) = \frac{B_k \cdot e_k \cdot \left(\frac{\tau_0}{N_e \cdot \tau_1} \right)^{K_e \cdot m_\sigma(T)}}{(4N_e)^{m_0(N_e)}} + \frac{\left(\frac{2\sigma_B}{E} \right) \cdot \left(\frac{\tau_0}{N_e \cdot \tau_1} \right)^{m_\sigma(T)}}{(4N_e)^{m_e(N_e)} + \varphi(r)}. \quad (15.63)$$

В этом выражении показатели степени определяются по формулам

$$m_0(N_e) = 0,36 + 0,02 \cdot \sigma_B \cdot \left(\frac{\tau_0}{N_e \cdot \tau_1} \right),$$

$$m_e(N_e) = -0,145 \cdot \lg K_{-1}(N_e), \quad \varphi(r) \approx 1. \quad (15.64)$$

Запас по деформации с учетом (15.62) и (15.63) определяется следующим образом:

$$K'_e(N_e) = \frac{\Delta e_{\max k}^*(N_e)}{\Delta e_{\max k}(N_e)}. \quad (15.65)$$

Отметим, что полученное в соответствии с (15.65) значение K'_e должно отличаться в меньшую сторону от запаса по деформации $K_e = 5,0$, согласно “Нормам прочности”. Это связано с тем, что при определении K'_e учитывается циклическое нагружение конструкции.

В энергетических и других отраслях машиностроения значение K'_e изменяется от 1,25 до 2,0, причем меньшие значения соответствуют конструкциям с существенными концентраторами напряжений. Примерно такие же значения K'_e ($\sim 1,20 \div 1,80$) могут быть приняты и для элементов конструкций ЖРД, хотя более детальный анализ, связанный с назначением (или выбором) K'_e проводится на основании анализа повреждаемости элементов конструкций при действии силовых и температурных циклических нагрузок.

Отметим, что из уравнения (15.63) можно определить число циклов до образования трещин N_0 при малоцикловом нагружении. Для этого в левую часть уравнения (15.63) следует внести значение $\Delta e_{\max k}$, а в правой части значение N_e заменить на N_0 . Тогда будем иметь

$$\begin{aligned} \Delta e_{\max k}(N_0) = & \frac{B_k \cdot e_k \cdot \left(\frac{\tau_0}{N_e \cdot \tau_1} \right)^{m_\sigma(T)}}{(4N_e)^{m_0(N_0)}} + \\ & + \frac{\left(\frac{2\sigma_B}{E} \right) \cdot \left(\frac{\tau_0}{N_0 \cdot \tau_1} \right)^{m_\sigma(T_0)}}{(4N_0)^{m_e(N_0)} + \varphi(r)}. \end{aligned} \quad (15.66)$$

Значение N_0 находится при помощи последовательных приближений.

15.4. Повреждаемость элементов ЖРД при циклическом температурно-силовом нагружении

Для уточненного решения проблемы повреждаемости элементов конструкций предложены (см. раздел I) различные гипотезы повреждаемости, которые дают возможность оценить разрушение при воздействии спектра нагрузок [191].

Гипотеза линейного суммирования повреждений утверждает, что повреждаемость D_j при уровне амплитуды напряжений σ_j пропорциональна отношению числа циклов нагружения N_j к полному числу циклов N_{0j} , приводящих при том же уровне напряжений к образованию трещин (разрушению)

$$D_j = \frac{N_j(\sigma_j)}{N_{0j}(\sigma_j)}. \quad (15.67)$$

Линейная теория не описывает влияния очередности воздействия напряжений различного уровня. Однако экспериментальные данные показывают, что порядок приложения напряжений играет заметную роль и что накопление повреждений при заданном уровне напряжений является функцией истории нагружения. Указанный недостаток в некоторой степени компенсируется различными нелинейными законами суммирования повреждений. В частности, один из вариантов нелинейного закона может быть представлен в виде

$$D_j = \left(\frac{N_j}{N_{0j}} \right)^{m_D}, \quad (15.68)$$

где m_D — показатель степени, причем $m_D < 1,0$. При таком значении m_D зависимость (15.68) носит степенной характер, что свидетельствует о более высоком темпе повреждаемости конструкции при относительно малом числе циклов нагружения.

В ряде работ было показано, что справедлив и линейный закон суммирования повреждений, если его представить в деформационной форме [153]

$$D = \sum_{j=1}^n \left(\frac{e_j}{e_{fj}} \right). \quad (15.69)$$

В этом выражении e_j — упругопластическая деформация, определяемая, в том числе, и для зон концентрации напряжений, причем под e_j следует понимать деформацию, действующую в течение определенного времени. Предельная (разрушающая) деформация также зависит от времени, если речь идет о высоких температурах материала и зависимости механических свойств от температуры и времени (см. п. 15.3).

Форма представления повреждаемости (15.69) является линейной по деформациям, но в то же время эта зависимость является, согласно (15.53), (15.54), нелинейной по времени, что в общем случае соответствует нелинейному закону суммирования повреждений.

Ниже приводятся оценки повреждаемостей при действии длительной статической нагрузки, циклической нагрузки, связанной с запуском и остановом двигателя или изменением режима его работы, а также переменной нагрузки на стационарном режиме, обусловленной пульсациями давлений, температур и другими факторами. Соответствующее выражение для суммарной повреждаемости имеет вид [186]

$$D_{\Sigma} = D_{\tau} + D_N + D_{-1}, \quad (15.70)$$

где D_{τ} , D_N , D_{-1} – повреждаемости при длительном статическом, циклическом (малоцикловом) и многоцикловом нагружениях, при определении которых используется деформационная трактовка повреждаемости (15.69).

Определяя упругопластическую деформацию в зоне концентрации напряжений в виде

$$e_{\max k} = \left(\frac{\alpha_{\sigma} \cdot \sigma_n}{\sigma_{\tau\tau}} \right)^{\frac{2}{1+m}} \cdot \left(\frac{\sigma_{\tau\tau}}{E} \right), \quad (15.71)$$

где α_{σ} – теоретический коэффициент концентрации напряжений, и предельную деформацию материала в этой зоне

$$e_{f\tau} = B_k \cdot e_{k\tau}, \quad (15.72)$$

получим выражение для повреждаемости $D_{\tau}(N_e)$

$$D_{\tau}(N_e) = \frac{e_{\max k}}{e_{f\tau}}. \quad (15.73)$$

Отметим, что входящие в (15.73) механические свойства определяются при температуре T и времени $\tau = N_e \cdot \tau$; значение σ_n соответствует интенсивности номинальных напряжений.

Повреждаемость элементов конструкций при многоцикловом нагружении D_{-1} определяется переменными напряжениями и усталостными свойствами материалов. С учетом полученного выше запаса усталостной прочности K_v (15.61) выражение для D_{-1} может быть представлено в виде

$$D_{-1}(N_e) = \frac{1}{K_v(N_e)} \cdot \left(\frac{N_e \cdot \tau \cdot f}{N_6} \right)^{\frac{1}{m_k}}. \quad (15.74)$$

В этом выражении N_6 – базовое число циклов ($\sim 2 \cdot 10^6$), f – частота колебаний переменных напряжений (при наличии Z_{ca}

сопловых лопаток в турбине $f = Z_{ca} \cdot n/60$ Гц),

$$m_k = \frac{5 + \frac{1}{8} \sigma_b \cdot \left(\frac{\tau_0}{N_e \cdot \tau_1} \right)^{m_{\sigma}(T)}}{K_{\sigma} + \beta_{II} - 1}. \quad (15.75)$$

При определении повреждаемости в случае малоциклового нагружения $D_N(N_e)$ используется полученный ранее запас по деформациям K'_e (15.65)

$$D_N(N_e) = \frac{1}{K'_e(N_e)} = \frac{\Delta e_{\max k}(N_e)}{\Delta e_{\max k}^*(N_e)}. \quad (15.76)$$

В случае, когда во внимание принимаются все три вида повреждаемости (длительная прочность, малоцикловая и многоцикловая усталость материала), число циклов до образования трещин N_0 находится из условия

$$D_{\Sigma}(N_0) = D_{\tau}(N_0) + D_{\beta}(N_0) + D_N(N_0) = 1,0. \quad (15.77)$$

После определения N_0 находится значение ресурса $\tau_p = N_0 \cdot \tau_1$.

Если задано число циклов нагружения при эксплуатации N_e и время эксплуатации $\tau_e = N_e \cdot \tau_1$, то после определения N_0 и τ_p устанавливаются значения остаточного ресурса конструкции по числу циклов нагружения и времени

$$N_{\text{ост}} = N_0 - N_e, \quad \tau_{\text{ост}} = \tau_p - \tau_e = N_{\text{ост}} \cdot \tau_1. \quad (15.78)$$

Если конструкция выполнена оптимальной по своим конструктивно-технологическим параметрам, имеет оптимальные запасы по прочности и долговечности, значения $N_{\text{ост}}$ и $\tau_{\text{ост}}$ должны быть минимальными, в предельном случае они должны быть равны нулю. Этот идеальный случай проектирования не предусматривает в конструкции никакого остаточного ресурса на конец эксплуатации. Но в действительности это не так. Требования по надежности ЖРД предусматривают наличие остаточного ресурса; более того, эти требования могут быть включены в техническое задание на проектирование двигателя.

Требования по остаточному ресурсу строго не регламентированы. Но широко используемый вариант таких требований сводится к тому, что остаточный ресурс должен быть не меньше эксплуатационного, т.е. $N_{\text{ост}} \geq N_e$. Это значит, что $N_0 - N_e \geq N_e$, а это приводит к условию $N_0 \geq 2N_e$ и запасу по долговечности $K_N \geq 2,0$. Формально это значение K_N не удовлетворяет требованиям "Норм прочности", где указано значение $K_N \geq 5,0$.

Как показывает опыт, оставлять значение K_N постоянным (равным 2,0 или даже 5,0) для всего возможного диапазона изменений числа циклов нагружения при эксплуатации N_e нецелесообразно. Это приводит к необходимости обеспечения достаточно высоких запасов по прочности и деформации во всем диапазоне N_e . Очевидно, что с увеличением N_e коэффициент запаса по долговечности K_N должен уменьшаться. Это следует из рассмотрения упрощенного выражения (15.66) для числа циклов нагружения до образования трещин N_0 .

$$N_0 = \frac{1}{4} \left[\frac{B_k \cdot e_k}{(\alpha_n \cdot \sigma_n / \sigma_T)^{2/(1+m)} \cdot e_T} \right]^{1/m_0} \tag{15.79}$$

Полагая $K_N = N_0/N_e$, находим

$$K_N = \left[A \cdot (K_T)^{2/(1+m)m_0} \right] / N_e, \tag{15.80}$$

где A – некоторая постоянная. Из этого выражения следует, что с увеличением N_e значение запаса по долговечности K_N должно уменьшаться. Для определения необходимой зависимости $K_N(N_e)$ рекомендуется соотношение [186]

$$K_N = \frac{(K_N \cdot N_e)^{1/3} + 1}{(K_N \cdot N_e)^{1/3} - 1}, \tag{15.81}$$

откуда значение K_N при фиксированном N_e находится при помощи последовательных приближений. Вид зависимости (15.81) примерно соответствует условию $K_N \approx 4,0 \div 2,0$ в широком диапазоне изменения N_e .

Результаты расчетов функции $K_N(N_e)$ приведены в табл. 15.2.

Результаты расчетов показывают, в частности, что для двигателя одноразового использования значение $K_N = 4,0$, что близко к нормативному значению $K_N = 5,0$. С увеличением числа циклов нагружения N_e запас по долговечности уменьшается. При этом

Таблица 15.2. Характеристики долговечности и запасов

Параметр	Значения					
N_e	1,0	5,0	10	20	50	100
K_N	4,24	2,51	2,13	1,86	1,60	1,47
N_0	~4,0	~13	~21	~37	~80	147
$N_{ост}$	3,0	8,0	11	17	30	47
$N_{ост}/N_e$	3,0	1,6	1,1	0,85	0,6	0,47

остаточная долговечность в достаточно широком диапазоне остается на уровне $N_{\text{ост}}/N_e \approx 1.6 \div 0.80$.

Приведенные выше данные по уточненному определению повреждаемости элементов конструкций при температурно-силовом циклическом нагружении могут рассматриваться как основа для уточненного определения циклической долговечности элементов конструкций (N_0) и выбора соответствующих запасов по долговечности (K_N).

15.5. Реализация методов уточненных расчетов

Внутренняя оболочка камеры. Из конструктивных элементов двигателя многоразового использования целесообразно рассмотреть проблемы прочности и долговечности так называемых критичных элементов, т.е. таких элементов конструкции, которые в значительной степени определяют ресурс двигателя. К таким элементам можно отнести внутреннюю оболочку камеры, рабочую лопатку турбины, крыльчатку насоса. Указанный перечень не является полным перечнем критичных элементов; к ним могут быть добавлены трубопроводы малых диаметров, некоторые элементы крепления агрегатов, ротор ТНА с его проблемами в области динамики и др. Но все же рассмотрение проблемы ресурса следует начинать с элементов, указанных выше.

При разработке двигателя и выборе его основных параметров определенное внимание уделяется выбору температуры внутренней оболочки камеры, оценке ее прочности, повреждаемости и ресурса. Материалом внутренней оболочки являются жаропрочные сплавы на основе меди, обладающие достаточно высокой теплопроводностью. При температуре горячей поверхности стенки 600–1000 К и динамической работе двигателя возможно образование потери формы внутренней оболочки, связанное с накоплением пластических деформаций.

Эта оценка соответствует внутренней стенке, не имеющей конструктивных особенностей в виде концентраторов напряжений. При их наличии требуется проведение дополнительного анализа долговечности конструкции, который может приводить к снижению допустимой температуры горячей поверхности стенки. Определяющей является температурная деформация горячей поверхности и связанные с ней напряжения. Величина деформации зависит от средних температур стенок внутренней T_1 и наружной T_2 оболочек, температур на горячей T_r и холодной T_x

поверхностях стенки внутренней оболочки, а также от соотношения жесткостей стенок внутренней и наружной оболочек; интенсивность этой деформации находится при помощи зависимости [186]

$$e_i^T = 2(\alpha_1 T_1 - \alpha_2 T_2) \cdot \frac{E_2 h_2}{E_1 h_1 + E_2 h_2} + (\alpha_r T_r - \alpha_x T_x). \quad (15.82)$$

Поскольку жесткость наружной стенки существенно превышает жесткость внутренней стенки ($E_2 h_2 \gg E_1 h_1$), которая, как правило, находится в пластическом состоянии, из (15.82) следует выражение, которое после преобразования приводится к простому виду

$$e_i^T = 2(\alpha_r T_r - \alpha_2 T_2). \quad (15.83)$$

Это выражение устанавливает максимальное значение температурной деформации на горячей поверхности стенки внутренней оболочки.

Отметим, что в общем случае при решении упругопластической задачи значения E_1 и E_2 находятся с учетом пластических деформаций. В частности, при использовании степенной зависимости $\sigma_i - e_i^m$ выражения для касательного и секущего модулей получаются в виде

$$E_k = m \cdot \frac{\sigma_r}{e_r^m} \cdot (e_i^T)^{m-1}, \quad (15.84)$$

$$E_c = m \cdot \frac{\sigma_r}{e_r^m} \cdot (e_i^T)^{m-1}. \quad (15.85)$$

При этом $E_k = mE_c$.

Следует также отметить, что результаты вычислений температурной деформации по (15.82), (15.83) дают значения для зон, расположенных под ребрами тракта охлаждения. Здесь конструкцию следует считать более жесткой по сравнению с пролетом между ребрами. Это подтверждают соответствующие расчеты, выполненные при помощи МКЭ.

Кроме этого, важно отметить следующее обстоятельство. При работе двигателя на стационарном режиме внутренняя оболочка камеры находится в сжатом состоянии, причем уровень сжимающих напряжений достаточно высок — по абсолютной величине он превышает предел текучести материала при данной температуре. Однако на прочность конструкции такое увеличение напряжений не оказывает влияния, поскольку в рассматриваемом случае главные напряжения в стенке являются сжимающими.

При останове двигателя, когда температурная нагрузка отсутствует, происходит разгрузка оболочки и в ней возникают напряжения растяжения, уровень которых примерно соответствует пределу текучести материала при комнатной температуре. Поскольку свойства медных сплавов при растяжении и сжатии различны, это должно учитываться при оценке прочности и повреждаемости конструкции. Основная повреждаемость вносится при растяжении. Поскольку оболочка испытывает двухосное напряженное состояние, пластичность материала при этом уменьшается практически вдвое, т.е. $e_f^{(p)} = B_k^{(p)} \cdot e_k$, где $B_k^{(p)} = 0,50$. Прочность материала при этом составляет $\sigma_b^{(p)}$.

Для пластичных материалов принято считать, что их прочность при сжатии $\sigma_b^{(c)} \geq 2\sigma_b^{(p)}$, причем это относится не только к кратковременной, но и к длительной прочности [22]. Что касается пластичности материалов, то эксперименты свидетельствуют о существенном увеличении пластичности, особенно при двухосном сжатии. При расчетах пластичность материалов при сжатии также может быть принята равной удвоенному значению пластичности при растяжении, т.е. $e_f^{(c)} \geq B_k^{(p)} \cdot e_k$, где $B_k^{(p)} = 2,0$. Именно это обстоятельство приводит к существенному уменьшению повреждаемости стенки при сжатии.

В общем случае повреждаемость за один цикл нагружения составляет

$$\frac{1}{N_0} = \frac{1}{2N_0^{(c)}} + \frac{1}{2N_0^{(p)}}, \quad (15.86)$$

где $N_0^{(c)}$, $N_0^{(p)}$ – число циклов до образования трещин при сжатии и растяжении. Используя выражение (15.86) совместно с уравнением (15.66) для определения $N_0^{(c)}$ и $N_0^{(p)}$, можно получить приведенное значение параметра снижения пластичности B_k^* в виде

$$B_k^* = \left(\frac{2}{2^2 + 0,5^2} \right)^{1/2} = 0,686. \quad (15.87)$$

С учетом (15.87) выражение для определения N_0 может быть представлено в виде

$$N_0 = \frac{1}{4} \cdot \left[\frac{B_k^* e_k \left(\frac{\tau_0}{\tau_1 N_0} \right)^{K_e m_\sigma(T)}}{\Delta e_{\max k} - \frac{2\sigma_b/E}{(4N_0)^{m_e} + \varphi(r)}} \right]^{1/m_0}. \quad (15.88)$$

Предельное значение $\Delta e_{\max k}^*$ находится из условия

$$N_e = \frac{1}{4} \cdot \left[\frac{B_k^* e_k \left(\frac{\tau_0}{\tau_1 N_e} \right)^{K_e m_\sigma(T)}}{\Delta e_{\max k} - \frac{2\sigma_B/E}{(4N_e)^{m_e} + \varphi(r)}} \right]^{1/m_0} \quad (15.89)$$

Повреждаемость конструкции при числе циклов нагружения N_e составляет

$$D_N(N_e) \approx \frac{\Delta e_{\max k}}{\Delta e_{\max k}^*} = \left(\frac{N_e}{N_0} \right)^{m_0 + K_e m_\sigma(T)} \times \\ \times \frac{1 + A_N \cdot (N_0)^{m_0 - m_e + K_e m_\sigma(T)}}{1 + A_N \cdot (N_e)^{m_0 - m_e + K_e m_\sigma(T)}}, \quad (15.90)$$

$$\text{где } A_N \cong \left(\frac{2\sigma_B}{E \cdot B_k^* \cdot e_k} \right) \cdot (4)^{m_0 - m_e} \cdot \left(\frac{\tau_1}{\tau_0} \right)^{K_e m_\sigma(T)}.$$

Здесь следует обратить внимание на следующее обстоятельство. Для сплавов на основе меди при соответствующих температурах значение σ_B обычно невелико, также мало значение коэффициента K_e . Это дает возможность существенно упростить выражения (15.88) и (15.89), приняв их в виде

$$N_0 = \frac{1}{4} \left[\frac{B_k^* e_k}{\Delta e_{\max k}} \right]^{1/m_0}, \quad N_e = \left[\frac{B_k^* e_k}{\Delta e_{\max k}} \right]^{1/m_0}. \quad (15.91)$$

Упрощается также и выражение для повреждаемости (15.90), которое можно представить следующим образом:

$$D_N(N_e) = \left(\frac{N_e}{N_0} \right)^{m_0}. \quad (15.92)$$

Для сплавов на основе меди $m_0 = 0,50$. Повреждаемость D_τ также может быть определена по упрощенной формуле

$$D_\tau = \frac{e_{\max k}}{B_k^* e_k}. \quad (15.93)$$

Повреждаемость $D_{\tau 1}$ для внутренней оболочки камеры принимается равной нулю.

Выше рассматривались вопросы, связанные с определением повреждаемости и ресурса внутренней оболочки камеры при

температурном воздействии. Возможен также учет силового воздействия на оболочку. Предполагая, что материал внутренней оболочки находится в пластическом состоянии и описывается зависимостью “ σ – e ” со степенным упрочнением

$$\sigma_i(e_i) = \sigma_T \left(\frac{e_i}{e_T} \right)^m, \quad (15.94)$$

где m – характеристика упрочнения материала, можно получить выражение для интенсивности силовых деформаций с учетом изгиба и сдвига

$$e_i^{(c)} = \left[\frac{\sqrt{3}}{2} \cdot \frac{p \cdot l^2}{\sigma_T \cdot h_1^2} \sqrt{1 + 4 \frac{h_1^2}{l^2}} \right]^{1/m} \cdot e_T, \quad (15.95)$$

где $2l$ – ширина пролета между ребрами тракта охлаждения; h_1 – толщина стенки внутренней оболочки; p – давление в межрубашечном тракте (или соответствующий перепад давления); σ_T – предел текучести (пропорциональности) материала, $e_T = \sigma_T / E$.

Следует отметить, что уровень силовых деформаций $e_i^{(c)}$ не очень велик. Это относится к оболочкам, имеющим отношение $2l/h_1 \leq 4,0$. При этом основную роль в силовой деформации играют сдвиги. Более высокие отношения $2l/h_1$ приводят к изгибу пролета.

Будем считать, что силовая деформация $e_i^{(c)}$, обусловленная давлением в межрубашечном тракте, приводит к одностороннему накоплению пластических деформаций. В этом случае суммарная повреждаемость определяется следующим образом

$$D_\Sigma = \left(\frac{N_e}{N_0} \right)^{1/2} + \frac{e_{\max k}}{B_k^{(c)} e_k} + \frac{e_i^{(c)} N_e}{B_k^{(c)} e_k}. \quad (15.96)$$

При $D_\Sigma = 1,0$ из (15.96) находится число циклов до образования трещин N_e^* , которое будет меньше значения N_0 , определенного согласно (15.91).

Рассмотрим в качестве примера расчет внутренней оболочки камеры, выполненной из сплава БрХЦрТ и имеющей температуру горячей поверхности $T = 800$ К.

При указанной температуре свойства сплава будут такими: $\sigma_B = 142$ МПа, $\sigma_{0,2} = 85$ МПа, $E = 118\,200$ МПа, $\psi_k = 0,65$, $\beta = 5,65 \cdot 10^{-3}$ 1/гр, $K_e = 0,15$.

В результате расчетов находим: $m = 0,16604$, $\sigma_T = 62$ МПа, $e_T = 5,515 \cdot 10^{-3}$, $m_\sigma = 0,09183$, $K_e m_\sigma = 0,01377$, $e_k = 1,05$, $B_k^* = 0,686$, $B_k^{(c)} = 2,0$, $\sigma_i = 22,67 \cdot e_i^{0,16604}$.

Наиболее напряженной по температурным деформациям является внутренняя стенка в зоне критического сечения камеры. С учетом давления в тракте охлаждения 37,7 МПа наибольшая деформация на номинальном режиме составляете $e_{i\max}^{(n)} = 0,023$, наибольшее напряжение $\sigma_{i\max}^{(n)} = 121$ МПа. Эти максимальные значения имеют место под ребром. Поскольку главные напряжения на горячей поверхности внутренней стенки являются сжимающими, запас прочности определяется по формуле $K_m = 2\sigma_v \cdot e^m / \sigma_{i\max}^{(n)}$, в данном случае $K_m \cong 2,8$.

Расчеты, согласно (15.91), дают число циклов до образования трещин $N_0 = 245$. Поскольку $T > (1/2)T_{\text{п.плавл}}$ сплава на основе меди, значение N_0 должно быть скорректировано за счет приближения температуры T_1 к температуре плавления сплава. В этом случае $N'_0 = 182$.

Число включений двигателя принято равным $N_e = 25$, время одного включения $\tau_1 = 200$ с. В этом случае запас по долговечности $K_N = 7,28$, при этом запас по деформации $K_e = 31,3$.

Из соотношения (15.81) находим допустимое значение запаса по долговечности $[K_N]$, исходя из значения $N_e = 25$. Получаем $[K_N] \geq 1,785$, $[N_0] \geq 45$, $[N_{\text{ост}}] = 20$, $[N_{\text{ост}}]/N_e = 0,80$. Полученное значение N_0 при заданной наибольшей деформации $e_{i\max}^{(n)} = 0,023$ превышает допустимое значение $[N_0]$. Остаточный ресурс долговечности конструкции $N_{\text{остм}} = N_0 - N_e = 157$, что более чем в 6 раз превышает требуемый ресурс.

Отметим, что приведенные выше расчеты основывались на компьютерном анализе НДС оболочки, при этом радиус галтели в месте перехода ребра в оболочку составлял $\rho_0 = 0,2$ мм. При увеличении радиуса галтели, например, до $\rho_0 = 0,4$ мм деформация уменьшается незначительно (с 0,023 до 0,0228), что дает небольшую поправку в сторону увеличения долговечности.

Второй пример относится к методике аналитического расчета. Рассмотрим результаты расчета числа циклов N_0 и повреждаемости для данных, приведенных в табл. 15.3.

Таблица 15.3. Расчетные характеристики долговечности оболочки камеры

$T_1, \text{ К}$	$T_2, \text{ К}$	$\alpha_1 \cdot 10^6, 1/\text{гр}$	$\alpha_2 \cdot 10^6, 1/\text{гр}$	$E \cdot 10^4, \text{ кгс/мм}^2$	$\sigma_v^{(p)}, \text{ кгс/мм}^2$	e_k	Δe_{\max}
873	423	18,7	16,9	1,2	10	0,598	0,0183

N_e	$\tau_1, \text{ с}$	$\beta, 1/\text{гр}$	K_e	B_k^*	$B_k^{(c)}$	m
40	250	$5,65 \cdot 10^{-3}$	0,15	0,686	2,0	0,34

В результате вычислений находим $\Delta \epsilon_{\max} = 0,0183$, $N_0 \approx 113$ и $D_N = 0,595$. Повреждаемость D_τ при $\tau_1 = 250$ с составляет 0,046. Принимаем $D_1 = 0$, в этом случае суммарная повреждаемость $D_\Sigma = 0,641$. Остаточный ресурс конструкции $N_{\text{ост}} = 73$, $\tau_{\text{ост}} \geq 5,0$ ч. Запас по долговечности $K_N = 2,82$. Полученные выше оценки соответствуют температурному нагружению оболочки. Учет также силовое нагружение оболочки.

Примем перепад давлений $\Delta p = 16,0$ МПа, отношение $1/h_1 = 1,25$ и предел текучести (пропорциональности) $\sigma_1 = 27$ МПа. В этом случае $e_i^{(c)} = 0,08\%$. С учетом этой деформации из уравнения (15.96) при $D_\Sigma = 1,0$ находим число циклов до образования трещин $N_e^* \approx 80$. При числе циклов нагружения $N_e = 40$ повреждаемость будет 0,676, с учетом D_τ величина $D_\Sigma = 0,687$, т.е. D_Σ увеличилась на $\sim 7\%$.

Рабочая лопатка турбины. Ниже рассматривается комплекс вопросов, связанных с определением напряженно-деформированного состояния, долговечности, повреждаемости и остаточного ресурса рабочей лопатки турбины ТНА.

Расчеты проведены при номинальных условиях нагружения: температура газа 850 К, частота вращения турбины 29 270 об/мин (максимальная частота вращения 34 750 об/мин).

Основные геометрические характеристики турбины приняты следующими:

- средний диаметр лопаток $D_0 = 225,4$ мм;
- высота лопаток $l = 20,9$ мм;
- число лопаток соплового аппарата $z_{\text{са}} = 35$.

При принятых значениях окружная скорость рабочего колеса турбины (РКТ) $U_0 = 345,4$ м/с ($U_0^{\max} = 410,1$ м/с).

Механические свойства материала рабочего колеса (ЭП741П):

- предел прочности $\sigma_b = 1230$ МПа;
- условный предел текучести $\sigma_{0,2} = 840$ МПа;
- модуль упругости $E = 1,89 \cdot 10^5$ МПа;
- поперечное сужение при разрыве $\psi_k = 15\%$ ($e_k = 0,162$);
- число циклов нагружения $N_e = 25$;
- время работы при одном цикле $\tau_1 = 200$ с;
- суммарное время работы $\tau_\Sigma = 5000$ с.

При температуре 850 К длительная прочность и пластичность составляют:

- предел длительной прочности $\sigma_{\text{в}\tau}^T = 1088$ МПа;
- предел длительной текучести $\sigma_{0,2\tau}^T = 840$ МПа;
- (предел текучести не изменяется)

- длительная пластичность $e_{\text{пр}}^I = 0,14$;
- характеристика упрочнения $m_{\text{пр}} = 0,1294$;
- длительный предел пропорциональности $\sigma_{\text{пр}}^I = 795 \text{ МПа}$.

Номинальные напряжения в корневом сечении лопаток

$$\sigma_n = K_6 \cdot 2 \cdot \rho \cdot U_0^2 \cdot \frac{l}{D_0}, \quad (15.97)$$

где $K_6 = 1,3$ – коэффициент, учитывающий влияние бандажа;
 $\rho = 8410 \text{ кг/м}^3$ – плотность материала лопаток турбины.

При принятых данных напряжение в корневом сечении лопатки от центробежных сил составляет 242 МПа. К напряжениям от центробежных сил необходимо добавить температурные напряжения, связанные с изгибом диска турбины от перепада температур по толщине диска. По приблизительной оценке температурные напряжения составляют $\sim 200 \text{ МПа}$.

Температурные напряжения реализуются через некоторый промежуток времени, необходимый для прогрева диска турбины по толщине. Поэтому суммарное напряжение в лопатках турбины при запуске составляет 242 МПа, а затем, по мере прогрева, возрастает до 442 МПа.

Максимальные значения напряжений и деформаций реализуются в местах сопряжения рабочих лопаток с диском и бандажом (места концентрации напряжений). Основной характеристикой сопряжения является радиус галтели, который принят равным 0,85 мм. При наибольшей толщине лопатки $b = 4,0 \text{ мм}$ теоретический коэффициент концентрации напряжений (ТККН) для силовой нагрузки

$$\alpha_{\sigma}^{(c)} = 1 + 0,46 \sqrt{\frac{b}{r_0}} \cong 2,0.$$

Для температурной нагрузки

$$\alpha_{\sigma}^{(m)} = 1 + q_T \cdot (\alpha_{\sigma}^{(c)} - 1) \cong 1,3. \quad (15.98)$$

Снижение ТККН для температурной нагрузки связано с нелинейностью распределения температуры по толщине лопатки, при этом параметр нелинейности $q_T \approx 0,3$.

Среднее значение ТККН определяется как

$$\alpha_{\sigma}^{(cp)} = \frac{\alpha_{\sigma}^{(c)} \cdot \sigma^{(c)} + \alpha_{\sigma}^{(T)} \cdot \sigma^{(T)}}{\sigma^{(c)} + \sigma^{(T)}} = 1,7. \quad (15.99)$$

Снижение пластичности материала из-за объемности НДС для лопатки турбины незначительно и в расчетах обычно не учитывается ($B_k \approx 1,0$).

Деформация лопатки происходит в упругой области, ее величина

$$\epsilon_i = \frac{1,7 \cdot 442}{1,89 \cdot 10^5} = 0,004.$$

Максимальное значение повреждаемости, соответствующее длительному статическому нагружению, составляет $D_{\tau} = 0,0286$.

Кроме напряжений от центробежных сил и изгиба диска турбины, в лопатке возникают переменные напряжения, связанные с пульсацией давления перед РКТ и, соответственно, с изменением воздействующих на лопатку газодинамических сил.

С учетом имеющегося опыта, максимальное значение амплитуды напряжений от газодинамических сил принимается равной 13,5 МПа.

Частота переменных напряжений определяется частотой вращения РКТ и числом лопаток соплового аппарата

$$f = \frac{Z_{ca} \cdot n}{60} = 17\,074 \text{ Гц}.$$

Предел выносливости материала с учетом длительной прочности

$$\sigma_{1\tau} = (0,54 - 0,002 \cdot \sigma_{\text{в}\tau}^T) = 350 \text{ МПа}.$$

Среднее напряжение цикла $\sigma_m = 442 \text{ МПа}$.

Эффективный коэффициент концентрации

$$\sigma_{\sigma} = 1 + q_T \cdot (\alpha_{\sigma}^{\text{cp}} - 1) = 1,56,$$

где $q = 0,8$ – коэффициент чувствительности материала к концентрации напряжений.

Коэффициент влияния поверхности $\beta_n = 1,3$ (электроэрозионная обработка). Повреждаемость от действия переменных напряжений определяется по формуле

$$D_{\tau 1} = \frac{\sigma_{\alpha} \cdot K_{\sigma} \cdot \beta_n}{\sigma_{1\tau}^T \cdot \left(1 - \frac{\sigma_m}{\sigma_{\text{в}\tau}^T}\right)^{1/2}} \left(\frac{f \cdot \tau_{\Sigma}}{N_6}\right)^{1/m_k} = 0,37, \quad (15.100)$$

где $m_k = \frac{5 + \frac{\sigma_{\text{в}\tau}^T}{8}}{K_{\sigma} + \beta_n - 1} = 10$, $N_6 = 2 \cdot 10^6$ – базовое число циклов.

При определении повреждаемости при малоцикловом нагружении ($N_e = 25$), связанной с циклическим воздействием нестационарных нагрузок при запуске и останове двигателя, используется зависимость

$$D_N = \frac{e_i(N_e)}{e_i^*(N_e)}, \quad (15.101)$$

где e_i – максимальная деформация (или размах деформаций) при эксплуатации РКТ на рабочем режиме; e_i^* – предельная деформация (или размах деформаций), соответствующая числу циклов N_e . N_0 – число циклов до образования трещин в зонах концентрации напряжений рабочих лопаток

$$N_0 = \frac{1}{4} \left[\frac{e_{\kappa\tau}^T}{\Delta e_i - \frac{2\sigma_{\text{в}\tau}^T/E}{(4N_0)^{m_e} + 1}} \right]^{1/m_0}, \quad (15.102)$$

где $m_e = 0,145 \cdot \lg \frac{\sigma_{\text{в}\tau}^T}{\sigma_{-1\tau}^T} = 0,07142$; $m_0 = 0,36 + 0,002 \cdot \sigma_{\text{в}\tau}^T = 0,5776$.

На переходных режимах работы при определении напряжений и деформаций следует учитывать зависимость этих величин от критериев Био и Фурье

$$\text{Bi} = \frac{h \cdot \delta}{\lambda}, \quad \text{Fo} = \frac{\lambda \cdot \tau}{\rho \cdot C \cdot \delta^2}, \quad (15.103)$$

где λ , ρ , C – теплопроводность, плотность и теплоемкость материала рабочих лопаток; h – коэффициент теплоотдачи со стороны газа; τ – характерное время процессов запуска и останова; δ – половина максимальной толщины лопатки.

Температурная деформация определяется по зависимости [186]

$$e_i^T = K(\text{Bi}; \text{Fo}) \cdot \alpha_{\frac{2}{1+m}} \cdot (\alpha_{\text{тг}} \cdot T_{\text{г}} - \alpha_{\text{т0}} \cdot T_0), \quad (15.104)$$

где $\alpha_{\text{тг}}$, $\alpha_{\text{т0}}$ – коэффициенты линейного расширения материала лопатки; $\alpha_{\frac{2}{1+m}}$ – коэффициент концентрации для температурных напряжений; $T_{\text{г}}$, T_0 – конечная температура газа и начальная температура конструкции; $K(\text{Bi}, \text{Fo})$ – коэффициент, зависящий от критериев Био и Фурье.

Значение Bi при запуске и останове двигателя составляет 5,0–10,0. Критерий Фурье Fo может изменяться в пределах

0,25–0,40. Соответственно при запуске $K_{\text{зап}} = 0,30$, при останове $K_{\text{ост}} \approx 0,4$.

Для среднего значения $\alpha = 12,8 \cdot 10^{-6}$ 1/град, $\Delta T = 650$ К расчеты дают следующие значения температурных деформаций:

$$e_{\text{зап}}^T = -0,00327, \quad e_{\text{ост}}^T = 0,00432.$$

К полученным температурным деформациям следует добавить деформации от центробежных сил.

В результате получаем суммарные деформации: при запуске $e_{\Sigma \text{ зап}} = -0,002$, при останове $e_{\Sigma \text{ ост}} = 0,0063$. Размах деформаций за цикл работы двигателя составляет $\Delta e_i = 0,0083$.

Предельное значение размаха деформаций, соответствующее эксплуатационному числу циклов нагружения $N_e = 25$, определяют по формуле (15.89); это значение составляет $\Delta e_i^* = 0,018$. Число циклов нагружения до образования трещин в данном случае, согласно (15.88), составляет $N_0 = 540$.

Запас по циклической деформации $K'_e = 0,018/0,0083 = 2,17$,

запас по долговечности $K_N = \frac{540}{25} = 21,6$, запас по разрушающей

деформации $K_e = \frac{0,14}{0,0063} = 22,2$, повреждаемость конструкции

$$D_N = \frac{1}{K'_e} = 0,461.$$

Таким образом, суммарная повреждаемость рабочей лопатки турбины при температуре газа 850 К составляет $D_{\Sigma} = 0,859$. Величину, обратную D_{Σ} , можно интерпретировать как запас по де-

формациям, т.е. $K_{e\Sigma} = \frac{1}{D_{\Sigma}} = 1,164$. Полученное значение $K_{e\Sigma}$ ниже

запаса по статической прочности K_m , что не удовлетворяет требованиям по ресурсу двигателей многократного использования.

Определим напряжения в зоне концентрации и соответствующие запасы прочности. Уровень местных напряжений в зонах концентрации рассматриваемой турбины определяется из соотношения “напряжение–деформации” используемого материала

$$\sigma_i = 161,3 \cdot e_i^{0,1294}. \quad (15.105)$$

Поскольку наибольшая растягивающая деформация $e_{\text{max } k}^{(p)} = 0,0063$, максимальная интенсивность напряжений в зоне концентрации составляет $\sigma_{e_{\text{max } k}} = 837$ МПа.

В соответствии с механическими свойствами материала, имеем истинное напряжение при разрыве $S_{\text{кр}}^T = 1250$ МПа,

деформацию $\epsilon^* = 0,1294$, значение $\sigma_{в-}^I = \sigma_{в-}^I \cdot e^{m \cdot} = 1238$ МПа. Соответствующее значение запаса по прочности и деформации

$$K'_m = \frac{123,8}{83,7} = 1,48, \quad K'_\epsilon = \frac{0,1294}{0,0063} = 20,5.$$

Определим первое главное напряжение в зоне концентрации

$$\sigma_{1\max} = \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot 795 \cdot \left[1 + \frac{1}{2 \cdot 0,1294} \cdot (1,498^{0,1294} - 1) \right] = 1108 \text{ МПа.}$$

Запас по местным напряжениям

$$K'_{m1} = \frac{S_k}{\sigma_{1\max}} = 1,13.$$

Поскольку в данном случае запасы прочности K'_m и K'_{m1} превышают единицу, образование трещины в зоне концентрации возможно только при циклическом нагружении.

Выше было получено значение $N_0 = 540$, что обеспечивает запас по долговечности $K_N = 21,6$. При $N_e = 25$ допустимое значение $[N_0] \geq 45$.

Таким образом, в рассматриваемом случае обеспечиваются необходимые запасы как по долговечности, так и по остаточному ресурсу. Следует, однако, отметить, что повреждаемость рабочих лопаток турбины весьма чувствительна к повышению температуры. Уже при температуре 1023 К число циклов до образования трещин составляет $N_0 \approx 4 \div 5$, что приемлемо только для двигателя одноразового использования.

Проведенные расчетные оценки показывают важность уточненного исследования проблемы НДС лопаток турбины. Особенно следует обратить внимание на динамическое нагружение рабочих лопаток. При этом важное значение имеет выбор зазоров между рабочими лопатками и лопатками соплового аппарата, а также уточнение числа лопаток.

Рабочее колесо насоса. Рабочие колеса (РК) насосов высокого давления относятся к одним из наиболее напряженных элементов двигателей одно- и многоразового использования. Сложность конструкции, особенности нагружения рабочих колес, в том числе и динамическими нагрузками, требуют детального анализа при выборе материалов и способа изготовления. При этом должны учитываться особенности НДС конструкции в зонах основного и покрывного дисков, ступицы колеса и рабочих лопаток, особенно на входе в РК.

Соответствующие расчеты показывают, что разрушающая окружная скорость рабочего колеса [192]

$$U_2^* = 1,4 \sqrt{\frac{\sigma_b e^m (1 - m + e_k)}{\rho}}, \quad (15.106)$$

где σ_b – прочность материала; m – характеристика упрочнения; e_k – пластичность материала; ρ – плотность материала.

Если принять для титанового сплава BT5-1 кт при комнатной температуре значение $\sigma_b = 800$ МПа, $\sigma_{0,2} = 750$ МПа, $E = 1,09 \cdot 10^5$ МПа, $\psi_k = 0,40$, то характеристика $m = 0,065$, истинное сопротивление разрыву $S_k = \sigma_b e^m (1 - m + e_k) = 1233$ МПа.

Таким образом, из формулы (15.106) следует значение разрушающей окружной скорости $U_2^* = 733$ м/с. Экспериментальные значения разрушающих окружных скоростей при комнатной температуре составляют: для титановых сплавов 728–784 м/с, для сталей (типа ВНЛ-1М) 545–577 м/с. Таким образом, рассчитанное значение U_2^* удовлетворительно согласуется с минимальным экспериментальным значением U_2^* .

Если принять запас по разрушающей частоте вращения равным $K_b = 1,3$, то для титановых сплавов допустимой будет окружная скорость – $[U_2] \leq 560$ м/с, для сталей $[U_2] \leq 420$ м/с. Во многих случаях при расчетах более эффективно использовать значения разрушающих частот вращения и запасов по ним, чем значения напряжений в различных элементах колеса (дисках, лопатках).

Рассмотрим РК насоса с $D_2 = 0,19$ м, частотой вращения $n^{(n)} = 29\,270$ об/мин, $n^{(\max)} = 34\,750$ об/мин. Соответственно окружные скорости $U_2^{(n)} = 291,2$ м/с, $U_2^{(\max)} = 345,7$ м/с. Следовательно, запас по разрушающей частоте вращения в данном случае полностью обеспечен, поскольку $U_2^{(\max)} < [U_2]$ для указанных материалов.

Запасы по разрушающей окружной скорости составляют: для титанового сплава $K_b = 728/345,1 = 2,1$, для стали $K_b = 545/345,7 = 1,6$.

Долговечность рабочего колеса оценивается при помощи зависимости

$$N_0 \cong \frac{1}{4} \left[\frac{U_2^*}{U_2} \right]^\chi, \quad (15.107)$$

где N_0 – число циклов нагружения РК до образования трещин в зоне концентрации напряжений (входные кромки лопаток, разгрузочные отверстия и др.). Показатель степени

$$\chi = \frac{4}{(1 + m) \cdot m_0}. \quad (15.108)$$

Принимая значения $m = 0,065$, $m_0 = 0,36 \cdot 0,0002$, $\sigma_{\text{в}} = 0,52$, находим величину $\chi \cong 7,22$. Полагая для титанового сплава $U_2^* = 728$ м/с, окружную скорость на номинальном режиме $U_2 = 291,2$ м/с, находим значение $N_0 = 186$. Если $N_e = 25$, то запас по долговечности РК составляет $K_N = 7,44$. Допустимое значение запаса по долговечности РК при $N_e = 25$ составляет $[K_N] \geq 1,785$, допустимое число циклов $[N_0] \geq 45$. Следовательно, полученные выше результаты удовлетворяют требованиям по прочности, долговечности и остаточному ресурсу РК при $N_e = 25$.

Повреждаемость колеса при $N_e = 25$ составляет

$$D_N = \left(\frac{N_e}{N_0} \right)^{2,2} = \left(\frac{25}{186} \right)^{0,277} = 0,573.$$

Для стали разрушающая окружная скорость $U_2^* = 545$ м/с. При характерных для стали значениях $m = 0,125$ и $m_0 = 0,58$ имеем $\chi \cong 6,13$. Следовательно, число циклов до образования трещин

$$N_0 = \frac{1}{4} \cdot \left(\frac{545}{291,2} \right)^{6,33} \cong 12.$$

Такое число циклов до образования трещин не удовлетворяет требованиям долговечности при $N_e = 25$, поскольку повреждаемость конструкции превышает единицу. Такая конструкция может быть использована только для двигателей одноразового использования, так как приемлемое значение D_N порядка 0,6 получается при $N_0 = 2 \div 3$. Для двигателей многократного использования приемлемыми могут быть РК насосов только из титановых сплавов. Следует отметить, что необходим также анализ многоциклового динамического нагружения на периферии РК, но для этого требуются более детальные проработки конструкции, направленные на снижение локальных напряжений и деформаций и на выбор материалов с необходимыми характеристиками прочности и пластичности.

Таким образом, развитие методик по уточненному расчету статической прочности, долговечности и остаточного ресурса имеет важное значение при проектировании элементов конструкции ЖРД одно- и многократного использования.

При уточненных расчетах в количественной форме учитываются особенности конструкций в виде концентраторов напряжений, условия нагружений и свойств конструкционных материалов, в том числе при повышенных температурах. При этом определение запасов прочности в соответствии с "Нормами прочности ЖРД" и другими нормативными подходами, принятыми в энергетическом

и химическом машиностроении, дополняется анализом запасов по долговечности, что является научной основой расчета прочности элементов конструкций двигателей многоразового использования. Вопросы повреждаемости элементов конструкций при температурно-силовом нагружении связываются со статическим кратковременным и длительным, мало- и многоцикловым нагружениями элементов конструкции ЖРД.

Уточненные и нормативные расчеты наиболее ответственных элементов двигателя (внутренняя оболочка камеры, выполненная из медного сплава с высокой теплопроводностью, рабочая лопатка осевой турбины, рабочее колесо насоса высокого давления) позволяют дать комплексную оценку номинальных и локальных напряжений и деформаций, запасов прочности и долговечности, повреждаемости конструкций.

Материалы разделов I и II, включая главы 14 и 15, могут быть использованы при расчете и проектировании элементов конструкций двигателей одно- и многоразового использования, удовлетворяющих все возрастающим требованиям к прочности, ресурсу и живучести как традиционных, так и новых поколений ЖРД.

ЛИТЕРАТУРА

1. *Фролов К.В., Рачук В.С., Махутов Н.А., Рудис М.А.* Кислородно-водородные двигатели для ракетно-космических комплексов // Наука в России. 2003. № 5. С. 4–7.
2. С.П. Королев. Академик. Ученый. Инженер. Человек: Творческий портрет по воспоминаниям современников: Сб. ст. / Под ред. А.Ю. Ишлинского. М., 1986.
3. Космонавтика. Энциклопедия / Под ред. В.П. Глушко. М.: Сов. энциклопедия, 1985. 528 с.
4. Многоразовая космическая система “Энергия–Буран”. М.: НПП “ОмВ–Луч”. 2004. 356 с.
5. Безопасность России. Правовые, социально-экономические и научно-технические аспекты: В 34 т. М.: Знание, 1998–2009.
6. *Махутов Н.А., Трофимов Р.С.* Исследование виброканала системы аварийной защиты турбонасосных агрегатов ЖРД // Тр. междунар. конф. “Авиация - пути развития”. 1993.
7. Безопасность России. Правовые, социально-экономические и научно-технические аспекты. Функционирование и развитие сложных народнохозяйственных, технических, энергетических, транспортных систем, систем связи и коммуникаций. М.: МГФ “Знание”. 1998. Разд. 1. 448 с.; Разд. 2. 416 с.
8. Проблемы разрушения, ресурса и безопасности технических систем / Под. ред. д-ра техн. наук В.В.Москвичева, канд. техн. наук М.М. Гаденина. Красноярск: Ассоциация КОДАС-СибЭРА, 1997. 520 с.
9. *Воробьев Ю.Л., Осипов В.И., Махутов Н.А.* и др. Катастрофы и общество. М.: Контакт-культура, 2000. 331 с.
10. *Серенсен С.В.* Избранные труды. В 3 т. Т. 1: Прочность материалов и элементов конструкций при статическом нагружении. Киев: Наук. думка, 1985. 256 с. Т. 2: Усталость материалов и элементов конструкций. 256 с.; Т. 3. Квазистатическое и усталостное разрушение материалов и элементов конструкций. 232 с.
11. *Махутов Н.А.* Деформационные критерии разрушения и расчет элементов конструкций на прочность. М.: Машиностроение, 1981. 272 с.
12. *Серенсен С.В., Когаев В.П., Шнейдерович Р.М.* Несущая способность и расчеты деталей машин на прочность. М.: Машиностроение, 1975. 488 с.

13. *Серенсен С.В., Шнейдерович Р.М., Махутов Н.А. и др.* Прочность при малоцикловом нагружении: Основы методов расчетов и испытаний. М.: Наука, 1975. 288 с.
14. *Серенсен С.В., Шнейдерович Р.М., Махутов Н.А. и др.* Поля деформаций при малоцикловом нагружении. М.: Наука, 1979. 278 с.
15. *Гусенков А.П.* Прочность при изотермическом и неизотермическом малоцикловом нагружении. М.: Наука, 1979. 296 с.
16. *Махутов Н.А., Гаденин М.М., Гохфельд Д.А. и др.* Уравнения состояния при малоцикловом нагружении. М.: Наука, 1981. 245 с.
17. *Махутов Н.А., Воробьев А.З., Гаденин М.М. и др.* Прочность конструкций при малоцикловом нагружении. М.: Наука, 1983. 271 с.
18. *Махутов Н.А., Бурак М.И., Гаденин М.М. и др.* Механика малоциклового разрушения. М.: Наука, 1986. 264 с.
19. *Романов А.Н.* Разрушение при малоцикловом нагружении. М.: Наука, 1988. 280 с.
20. *Махутов Н.А., Зацаринный В.В., Гаденин М.М. и др.* Статистические закономерности малоциклового разрушения. М.: Наука, 1989. 253 с.
21. *Махутов Н.А., Фролов К.В., Гаденин М.М. и др.* Научные основы повышения малоцикловой прочности. М.: Наука, 2006. 623 с.
22. *Козаев В.П., Махутов Н.А., Гусенков А.П.* Расчеты деталей машин и конструкций на прочность и долговечность. М.: Машиностроение, 1985. 224 с.
23. *Махутов Н.А., Стекольников В.В., Фролов К.В. и др.* Конструкции и методы расчета водо-водяных энергетических реакторов. М.: Наука, 1987. 232 с. (Сер. "Исследования напряжений и прочности ядерных реакторов").
24. *Махутов Н.А., Фролов К.В., Стекольников В.В. и др.* Прочность и ресурс водо-водяных энергетических реакторов. М.: Наука, 1988. 312 с. (Серия "Исследования напряжений и прочности ядерных реакторов").
25. *Махутов Н.А., Фролов К.В., Стекольников В.В. и др.* Экспериментальные исследования деформаций и напряжений в водо-водяных энергетических реакторах. М.: Наука, 1990. 296 с. (Серия "Исследования напряжений и прочности ядерных реакторов").
26. *Махутов Н.А., Фролов К.В., Драгунов Ю.Г. и др.* Модельные исследования и натурная тензометрия энергетических реакторов. М.: Наука, 2001. 293 с. (Сер. "Исследования напряжений и прочности ядерных реакторов").
27. *Махутов Н.А., Драгунов Ю.Г., Фролов К.В. и др.* Несущая способность парогенераторов водо-водяных энергетических реакторов. М.: Наука, 2003, 440 с. (Сер. "Исследования напряжений и прочности ядерных реакторов").
28. *Махутов Н.А., Драгунов Ю.Г., Фролов К.В. и др.* Динамика и прочность водо-водяных энергетических реакторов. М.: Наука, 2004. 440 с. (Сер. "Исследования напряжений и прочности ядерных реакторов").

29. Махутов Н.А., Фролов К.В., Драгунов Ю.Г. и др. Проблемы прочности и безопасности водо-водяных энергетических реакторов / Под ред. Н.А. Махутова, М.М. Гаденина. М.: Наука, 2008. 464 с. (Сер. "Исследования напряжений и прочности ядерных реакторов").
30. Махутов Н.А., Фролов К.В., Драгунов Ю.Г. и др. Обеспечение ресурса и живучести водо-водяных энергетических реакторов / Под ред. Н.А. Махутова, М.М. Гаденина. М.: Наука, 2009. 343 с. (Сер. "Исследования напряжений и прочности ядерных реакторов").
31. Махутов Н.А., Фролов К.В., Драгунов Ю.Г. и др. Анализ риска и повышение безопасности водо-водяных энергетических реакторов / Под ред. Н.А. Махутова, М.М. Гаденина. М.: Наука, 2009. 460 с. (Сер. "Исследования напряжений и прочности ядерных реакторов").
32. Махутов Н.А. Конструкционная прочность, ресурс и техногенная безопасность. Новосибирск: Наука, 2005. Ч. 1: Критерии прочности и ресурса. 494 с.; Ч. 2: Обоснование ресурса и безопасности. 610 с.
33. Махутов Н.А. Прочность и безопасность. Фундаментальные и прикладные исследования. Новосибирск: Наука, 2008. 528 с.
34. Прочность, ресурс, живучесть и безопасность машин / Отв. ред. Н.А. Махутов. М.: Книжный дом "ЛИБРОКОМ", 2008. 576 с.
35. ОСТ 92-1081-83. Корпус камеры сгорания двигателя ракетного жидкостного многократного использования и включения. М., 1983.
36. ОСТ 92-4282-74. Сопло камеры. Методика расчета на устойчивость. М., 1974.
37. ОСТ 92-8543-74. Смесительная головка камеры ЖРД. Методы расчета на прочность. М., 1974.
38. ОСТ 92-9103-79. Газогенератор ЖРД. Метод расчета на прочность. М., 1979.
39. ОСТ 92-9235-79. Агрегаты подачи. Методы расчета критических частот вращения, жесткости и нагрузок при изгибных колебаниях ротора, собственных частот и форм крутильных колебаний ротора. М., 1979.
40. ОСТ 92-9606-82. Диски агрегатов подачи. Методика расчета напряженно-деформированного состояния. М., 1982.
41. ОСТ 92-9607-82. Кольца уплотнительные плавающие агрегатов подачи. Методика расчета напряженно-деформированного состояния. М., 1982.
42. ОСТ 92-9608-82. Колеса агрегатов подачи. Методика расчета напряженно-деформированного состояния. М., 1982.
43. ОСТ 92-1373-83. Сильфоны однослойные и многослойные двигателей ракетных жидкостных. Методика расчета на прочность, жесткость, устойчивость. М., 1983.
44. Махутов Н.А., Гаденин М.М. Нелинейные эффекты деформирования и разрушения // Прочность машин и конструкций при переменных нагрузках. М.: МАТИ-РГТУ им. К.Э. Циолковского, 2001. С. 138–163.
45. Абрамов А.В., Гаденин М.М., Махутов Н.А., Европин С.В., Чернявский А.О., Чернявский О.Ф. Процессы малоциклового деформирования конструкций и методы их расчета. Российский федеральный ядерный центр–ВНИИ технической физики им. академика Е.И. Забабахина. Препринт № 239. Снежинск: Изд-во РФЯЦ ВНИИТФ, 2010. 37 с.

46. *Гаденин М.М.* Комплексный расчетно-экспериментальный анализ циклической прочности в процедурах нормирования // Материалы международной научно-практической конференции “Промышленная безопасность на взрывопожароопасных и химически опасных производственных объектах, Уфа, 13–14 февраля 2008. Уфа: Изд-во УГНТУ, 2008. С. 62–72.
47. *Махутов Н.А., Гаденин М.М.* Уравнения состояния и критерии разрушения при термоциклическом нагружении // Прочность материалов и ресурс элементов энергооборудования. СПб.: ОАО “НПО ЦКТИ”, 2009. С. 12–39 (Тр. ЦКТИ: Вып. 296).
48. *Махутов Н.А., Гаденин М.М.* Обоснование выбора материалов по параметрам прочности, ресурса и безопасности конструкций // Тр. 11-й Междунар. конф. “Проблемы материаловедения при проектировании, изготовлении и эксплуатации оборудования АЭС”, Санкт-Петербург, 14–18 июня 2010 г. Т. 1. СПб.: ЦНИИ КМ “Прометей”, 2010. С. 27–39.
49. *Махутов Н.А., Гаденин М.М.* Нелинейные критерии накопления повреждений в материалах деталей газотурбинных двигателей // Сб. мат. II Междунар. науч.-техн. конф. “Авиадвигатели XXI века”. Москва, 6–9 декабря 2005 г. М.: ЦИАМ, 2005. Т. 2. С. 109.
50. *Махутов Н.А., Гаденин М.М.* Деформационные критерии циклической прочности для широкого диапазона чисел циклов нагружения. “Авиадвигатели XXI века” // Мат. III Междунар. науч.-техн. конф. Москва, ЦИАМ, 30 ноября – 3 декабря 2010 г. М.: ЦИАМ, 2010. С. 1–4.
51. *Махутов Н.А., Гаденин М.М.* Базовые закономерности накопления повреждений при эксплуатационных режимах циклического деформирования // Надежность и долговечность машин и сооружений. Междунар. науч.-техн. сб. Вып. 26. 2006 г. Киев: Ин-т проблем прочности им. Г.С. Писаренко НАН Украины, 2006. С. 287–301.
52. РД 50-260–81. Расчеты и испытания на прочность в машиностроении. Методы механических испытаний металлов // Определение характеристик вязкости разрушения (трещиностойкости) при статическом нагружении. Метод. указ. М.: Изд-во стандартов, 1982. 56 с.
53. РД 50-344–82. Расчеты и испытания на прочность в машиностроении. Методы механических испытаний металлов // Определение характеристик вязкости разрушения (трещиностойкости) при динамическом нагружении: Метод. указ. М.: Изд-во стандартов, 1983. 52 с.
54. *Фридман Я.Б.* Механические свойства металлов. М.: Машиностроение, 1974. Ч. 1. 472 с.; Ч. 2. 368 с.
55. *Шнейдерович Р.М.* Прочность при статическом и повторно-статическом нагружениях. М.: Машиностроение, 1968. 343 с.
56. *Махутов Н.А.* Сопротивление элементов конструкций хрупкому разрушению. М.: Машиностроение, 1973. 201 с.
57. *Писаренко Г.С., Лебедев А.А., Матвеев В.В. и др.* Прочность материалов и элементов конструкций в экстремальных условиях. В 2 т. / Под ред. Г.С. Писаренко. Киев: Наук. думка, 1981. Т. 1. 531 с.; Т. 2. 615 с.

58. Пономарев С.Д., Бидерман В.Л., Лихарев К.К. и др. Расчеты на прочность в машиностроении. В 3 т. / Под ред. С.Д. Пономарева. М.: Машгиз, 1956–1959. Т. 1. 884 с.; Т. 2. 974 с.; Т. 3. 1118 с.
59. Разрушение. В 7 т. / Под ред. Г. Либовица. Пер. с англ. М.: Мир; Машиностроение, 1973–1976.
60. Достижения и задачи машиноведения: К 70-летию академика К.В. Фролова. М.: Наука, 2006. 416 с.
61. Фролов К.В. Избранные труды. В 2 т. Памятники отечественной науки. М.: Наука, 2007. Т. 1: “Вибрация и техника”. 351 с.; Т. 2. “Машиноведение и машиностроение”. 523 с.
62. Макклиток Ф., Аргон А. Деформация и разрушение материалов / Пер. с англ. М.: Мир, 1970. 443 с.
63. Надаи А. Пластичность и разрушение твердых тел. М.: Иностран. лит., 1954. 648 с.
64. Немец Я. Жесткость и прочность стальных деталей. М.: Машиностроение, 1970. 528 с.
65. Панасюк В.В., Андрейкив А.Е., Ковчик С.Е. Методы оценки трещиностойкости конструкционных материалов. Киев: Наук. думка, 1977. 277 с.
66. Ужик Г.В. Сопротивление отрыву и прочность металлов. М.; Л.: Изд-во АН СССР, 1950. 256 с.
67. Hertzberg R.W. Deformation and fracture mechanics of engineering materials. N.Y., L.: John Wiley and Sons Publ., 1976. 605 p.
68. Sih G.C. Handbook of stress-intensity factors. Bethlehem (Pennsylvania), Inst. of Fracture and Solid Mechanics, Lehigh University, 1973. Vol. 1. 536 p.
69. Кошелев П.Ф. Механические свойства сплавов для криогенной техники. М.: Машиностроение, 1971.
70. Солнцев Ю.П., Степанов Г.А. Материалы в криогенной технике. Справочник. Л.: Машиностроение, 1982.
71. Гиндин И.А., Кравченко С.Д., Стародубов А.Д. Механические свойства конструкционных материалов при низких температурах // МиТОМ. 1964. № 5. С. 44.
72. Козут И.С. Сопротивление разрушению некоторых конструкционных материалов при низких температурах // МиТОМ. 1979. № 7. С. 49–51.
73. Гаденин М.М. Методы и средства испытаний на прочность материалов и машин // Конструирование машин: Спр.-метод. пос. В 2 т. М.: Машиностроение, 1994. Т. 2. С. 586–595.
74. Кошелев П.Ф., Гудков С.И. Механические свойства конструкционных сплавов при низких температурах // МиТОМ. 1970. № 10. С. 34–36.
75. Талыпов Г.Б. Пластичность и прочность стали при сложном нагружении. Л.: ЛГУ, 1968. 134 с.
76. Мэнсон С. Температурные напряжения и малоцикловая усталость. М.: Машиностроение, 1974. 344 с.
77. Троценко В.Т. Усталость и неупругость металлов. Киев: Наук. думка, 1971. 267 с.

78. *Morrow J.D.* Cyclic plastic strain energy and fracture of metals // ASTM, STP. 1965. N 378. P. 45–87.
79. *Москвитин В.В.* Пластичность при переменных нагрузжениях. М.: МГУ, 1965. 263 с.
80. Прочность при малом числе циклов нагружения / Под ред. С.В. Серенсена. М.: Наука, 1969. 258 с.
81. Сопротивление деформациям и разрушению при малом числе циклов нагружения / Под ред. С.В. Серенсена. М.: Наука, 1967. 170 с.
82. *Марин Н.И.* Статическая выносливость элементов авиационных конструкций. М.: Машиностроение, 1968. 162 с.
83. *Баландин Ю.Ф.* Термическая усталость металлов в судовом энергомашиностроении. Л.: Судостроение, 1967. 272 с.
84. *Coffin L.F.* A study of the effects of cyclic thermal stress on a ductile metal // Transactions of ASME. 1954. Vol. 76. P. 931–950.
85. *Coffin L.F.* Design aspects of high temperature fatigue with particular reference to thermal stresses // Ibid. 1956. Vol. 78. P. 527–532.
86. *Sandor B.* Strength of materials. Inglewood Prentice-Hall Inc., 1978. 432 p.
87. *Manson S.S.* Fatigue complex subject // Experimental machanics. 1965. Vol. 7. P. 234–248.
88. Нормы расчета на прочность элементов реакторов, парогенераторов, сосудов и трубопроводов атомных электростанций, опытных и исследовательских ядерных реакторов и установок. М.: Металлургия, 1973. 408 с.
89. Нормы расчета на прочность оборудования и трубопроводов атомных энергетических установок (ИНАЭ Г-7-002-86 – Правила и нормы в атомной энергетике). М.: Энергоатомиздат, 1989. 525 с.
90. *Buch A.* Correlation between fatigue limit and ultimate tensile strength: Fatigue resistance materials and metal structure parts. Oxford, 1964. 64 p.
91. Boiler and pressure vessel Code // ASME. Sec. III. N.Y., 1974. 416 p.
92. *Мартин Д.* Энергетический критерий при малоцикловой усталости // Техн. механика. 1961. № 4. С. 165–171.
93. *Фельтнер К., Морроу Д.* Энергия гистерезиса микропластической деформации как критерий усталостного разрушения // Там же. 1961. № 1. С. 20–29.
94. *Романов А.Н., Гаденин М.М., Юнин В.М.* Высокотемпературные вакуумные программные установки для исследования процессов малоциклового разрушения // Температурная микроскопия металлов и сплавов. М.: Наука, 1974. С.13–19.
95. *Романов А.Н., Гаденин М.М.* Методы и средства измерения деформаций при малоцикловом нагружении // Завод. лаб. 1975. Т. 41, № 77. С. 859–868.
96. Машины и приборы для программных испытаний на усталость / Под ред. проф. М.Э. Гарфа. Киев: Наук. думка, 1970. 195 с.
97. *Гаденин М.М.* Метод нагрева образца при малоцикловых испытаниях на установках типа УРС // Завод. лаб. 1989. Т. 55, № 3. С. 52–55.

98. *Гаденин М.М.* Экспериментальное исследование характеристик сопротивления малоцикловому деформированию и разрушению сплава ЭИ-698 при одночастотном и двухчастотном нагружениях: 7-й краткий отчет об основных результатах научно-исследовательских работ ИМАШ за 2005–2006 гг. М.: РДК-ПРЕСС, 2006. С. 145–155.
99. *Гаденин М.М.* Особенности развития деформаций и накопления повреждений при двухчастотном малоцикловом нагружении и повышенных температурах // *Машиноведение*. 1976. № 1. С. 69–77.
100. *Гаденин М.М.* Прочность и ресурс при сложных температурно-силовых воздействиях // Тр. III Всерос. конф. “Безопасность и живучесть технических систем”, Красноярск, 21–25 сентября 2009 г. Красноярск: ИВМ СО РАН, 2009. С. 27–35.
101. *Гаденин М.М.* Влияние формы цикла нагружения на сопротивление циклическому деформированию и разрушению конструкционных материалов // *Проблемы машиностроения: Сб. тр. Всерос. конф.* Москва, 12–14 ноября 2008 г. М.: ИМАШ РАН, 2008. С. 149–153.
102. *Гаденин М.М.* Кинетика деформаций и накопления повреждений в связи с формой циклов упругопластического нагружения // *Завод. лаб. Диагностика материалов*. 2008. Т. 74, № 10. С. 61–65.
103. *Makhutov N.A., Gadenin M.M.* Nonlinear deformation and fracture mechanics for engineering approaches in design of structures. Encyclopedia of Life Support Systems (EOLSS). Manuscript E6-35-04-07 of the UNESCO-EOLSS Secretariat Division of Science Analysis & Policies (SC/AP). Eolss Publishers Co. Ltd (www.eolss.net). 2003. 23 p.
104. *Makhutov N.A., Gadenin M.M.* Fatigue resistance at Variation of Temperature -- Time Factors // *Int. J. Fract.* 2008. Vol. 150. P. 105–127.
105. *Федоров В.В.* Термодинамические представления о прочности и разрушении твердого тела // *Пробл. прочности*. 1971. № 11. С. 32–34.
106. *Гаф Дж.Г.* Усталость металлов. М.: ОНТИ, 1935. 304 с.
107. *Романов А.Н., Гаденин М.М.* Методы определения циклического эффекта Баушингера // *Завод. лаб.* 1972. Т. 38, № 1. С. 99–102.
108. *Гаденин М.М., Романов А.Н.* Метод экспериментального определения энергии статического и циклического упругопластического деформирования и разрушения // *Там же*. 1978. Т. 44, № 8. С. 997–1002.
109. *Ястржембский А.С.* Техническая термодинамика. М.; Л.: Госэнергоиздат, 1953. 544 с.
110. *Гольденблат И.И.* Нелинейные проблемы теории упругости. М.: Наука, 1969. 336 с.
111. *Теплопередача*. М.: Изд-во МВиССО СССР, 1956. 188 с.
112. *Романов А.Н., Гаденин М.М.* Экспериментальное определение энергии статического и циклического упругопластического деформирования и разрушения конструкционных материалов // *Пробл. прочности*. 1979. № 11. С. 89–94.

113. *Romanov A.N., Gadenin M.M.* The energy balance investigation for elastoplastic deformation and fracture under static and cyclic loadings. Trans. of 8-th Congress on material testing, Budapest, September 28 – October 1, 1982. Hungary, Budapest: OMIKK-TECHNOINFORM, 1982. Vol. 1. P. 251–254.
114. *Иванова В.С., Терентьев В.Ф.* Природа усталости металлов. М.: Металлургия, 1975. 456 с.
115. *Афанасьев Н.А.* Статистическая теория усталостной прочности металлов. Киев: Изд-во АН УССР, 1953.
116. *Бесселинг И.* Теория упругопластических деформаций и ползучести первоначального изотропного материала, обнаруживающего анизотропию деформированного упрочнения, последствия и вторичную ползучесть // *Механика*. 1959. № 5 (57). С. 119.
117. *Кадашев Ю.И., Новожилов В.В.* Об учете микронапряжений в теории пластичности // *Механика твердого тела*. 1968. № 3. С. 82–91.
118. *Зарубин В.С., Кузьмин Н.А.* Расчетная модель неизотермического деформирования конструкционного материала // *Изв. вузов. Машиностроение*. 1967. № 8. С. 31.
119. *Серенсен С.В., Романов А.Н., Гаденин М.М.* Влияние структурной неоднородности на развитие пластической деформации при малоцикловом нагружении // *Структурные факторы малоциклового разрушения металлов*. М.: Наука, 1977. С. 22–38.
120. *Романов А.Н., Гаденин М.М.* Особенности рассредоточенного трещинообразования в связи с неоднородностью развития деформаций при малоцикловом нагружении // *Структурные факторы малоциклового разрушения металлов*. М.: Наука, 1977. С. 39–50.
121. *Мухелишвили Н.И.* Некоторые основные задачи математической теории упругости. М.: Наука, 1966. 707 с.
122. *Савин Г.Н.* Справочник по концентрации напряжений. Киев: Вища шк., 1976. 412 с.
123. *Нейбер Г.* Концентрация напряжений. М.: Гостехиздат, 1947. 204 с.
124. *Петерсон Р.* Коэффициенты концентрации напряжений. М.: Мир, 1977. 302 с.
125. *Биргер И.А., Иосилевич Г.Б.* Резьбовые соединения. М.: Машиностроение, 1973. 256 с.
126. *Злочевский А.Б.* Экспериментальные методы в строительной механике. М.: Стройиздат, 1983. 192 с.
127. *Карзов Г.П., Леонов В.П., Тимофеев Б.Т.* Сварные сосуды высокого давления: Прочность и долговечность. Л.: Машиностроение, 1982. 287 с.
128. *Малинин Н.Н.* Прикладная теория пластичности и ползучести. М.: Машиностроение, 1975. 399 с.
129. *Трощенко В.Т., Лебедев А.А., Стрижало В.А. и др.* Механическое поведение материалов при различных видах нагружения. Киев: Логос, 2000. 571 с.
130. *Хесин Г.Л.* Исследование напряженного состояния и прочности строительных конструкций АЭС методом фотоупругости и числен-

- ными методами М.: Типография МНСи им. В.В. Куйбышева. 1982. 78 с.
131. Ваганов Р.Д. Вероятностно-детерминистская механика усталости. М.: Наука, 2003. 254 с.
132. Дайчик М.Л., Пригоровский Н.И., Хуришудов Г.Х. Методы и средства натурной тензометрии. М.: Машиностроение, 1989. 240 с.
133. Исследование температурных напряжений / Под ред. Н.И. Пригоровского. М.: Наука, 1972. 228 с.
134. Конструирование машин. Справочно-методическое пособие / Под ред. К.В. Фролова. М.: Машиностроение, 1994. Т. 1. 528 с.: Т. 2. 624 с.
135. Ужик Г.В. Прочность и пластичность при низких температурах. М.: Изд-во АН СССР, 1957. 237 с.
136. Фролов К.В., Израилев Ю.Л., Махутов Н.А. Расчет термонапряжений и прочности роторов и корпусов турбин. М.: Машиностроение, 1988. 239 с.
137. Прочность, ресурс и безопасность машин и конструкций / Под ред. Н.А. Махутова, М.М. Гаденина. М.: ИМАШ РАН, 2000. 527 с.
138. Проблемы ресурса и безопасности энергетического оборудования / Под ред. Н.А. Махутова. М.: ИМАШ РАН; ФЦНТП ПП "Безопасность", 1999. 286 с.
139. Колмогоров В.Л. Напряжение, деформации, разрушение. М.: Металлургия, 1970. 230 с.
140. Копельман Л.А. Сопротивляемость сварных узлов хрупкому разрушению. М.: Машиностроение, 1978. 232 с.
141. Шевандин Е.М., Разов И.А. Хладноломкость и предельная пластичность металлов в судостроении. Л.: Судостроение, 1965. 368 с.
142. Биргер И.А., Шорр Б.Ф., Демьянушко И.В. и др. Термопрочность деталей машин. М.: Машиностроение, 1975. 455 с.
143. Земзин В.Н. Жаропрочность сварных соединений. М.: Машиностроение, 1972. 272 с.
144. Кочанов Л.М. Теории ползучести. М.: Физматгиз, 1960. 214 с.
145. Миллер К. Ползучесть и разрушение. М.: Металлургия, 1986. 120 с.
146. Петреня Ю.К. Физико-механические основы континуальной механики разрушения. СПб.: ЦКТИ, 1997. 147 с.
147. Работнов Ю.Н. Механика деформируемого твердого тела. М.: Наука, 1979. 744 с.
148. Работнов Ю.Н., Милейко С.Т. Кратковременная ползучесть. М.: Наука, 1970. 222 с.
149. Шестериков С.А., Локащенко А.М. Ползучесть и длительная прочность металлов. М.: ВИНТИ, 1980. 104 с.
150. Гецов Л.Б. Детали газовых турбин. Л.: Машиностроение, 1982. 295 с.
151. Гохфельд Д.А., Сазонов О.С. Пластичность и ползучесть элементов конструкций при повторных нагружениях. М.: Машиностроение, 1984. 256 с.

152. Гохфельд Д.А., Чернявский О.Ф. Несущая способность конструкций при повторных нагружениях. М.: Машиностроение, 1979. 263 с.
153. Дутьнев Р.А., Котов Н.И. Термическая усталость материалов. М.: Машиноведение, 1980. 198 с.
154. Конструкционные материалы АЭС / Ю.Ф. Баландин, И.В. Горынин, Ю.И. Звездин, В.Г. Марков. М.: Энергоиздат, 1984. 274 с.
155. Кузнецов Н.Д. Конструкционная прочность двигателей. Куйбышев, 1990. 186 с.
156. Петухов А.Н. Сопротивление усталости деталей ГТД. М.: Машиностроение, 1993. 232 с.
157. Прочность материалов и конструкций / Под ред. В.Т. Трощенко. Киев: Академперіодика, 2005. 1086 с.
158. Стрижало В.А. Циклическая прочность и ползучесть металлов при малоцикловом нагружении в условиях низких и высоких температур. Киев: Наук. думка, 1978. 238 с.
159. Engineering Against Fatigue // Proc. of Intern. Conf. to Reflect on the Contributions of Prof. K.J. Miller. Sheffield (UK) March 17–21, 1997. Rotterdam; Brookfield: A.A. Balkema Publ. 1999. 730 p.
160. Прочность при малоцикловом нагружении. Основы методов расчетов и испытаний / С.В. Серенсен, Р.М. Шнейдерович, Н.А. Махутов и др. Отв. ред. акад. С.В. Серенсен. М.: Наука, 1975. 288 с.
161. Гаденин М.М. Закономерности накопления циклических повреждений в несущих элементах оборудования: Остаточный ресурс нефтегазового оборудования // Сб. науч. тр. Вып. 1. Уфа: Изд-во УГНТУ, 2006. С. 22–47.
162. Махутов Н.А., Гаденин М.М. Исследование нелинейных эффектов деформирования и критериев разрушения // Завод. лаб. 2005. Т. 71, № 8. С. 57–67.
163. Работнов Ю.Н. Ползучесть элементов конструкций. М.: Наука, 1966. 752 с.
164. Кочанов Л.М. Теории ползучести. М.: Физматгиз, 1960. 214 с.
165. Гохфельд Д.А., Гецов Л.Б., Кононов К.М. и др. Механические свойства сталей и сплавов при нестационарном нагружении. Екатеринбург: УрО РАН, 1996. 408 с.
166. Третьяченко Г.Н., Карпинос Б.С. Прочность и долговечность материалов при циклических тепловых воздействиях. Киев: Наук. думка, 1990. 256 с.
167. Гусенков А.П., Москвитин Г.В., Хорошилов В.Н. Малоцикловая прочность оболочечных конструкций. М.: Наука, 1989. 254 с.
168. Махутов Н.А., Гаденин М.М. Основные закономерности нелинейного деформирования и разрушения материалов и элементов конструкций // Научно-технические ведомости СПб ГПУ. 2003. № 3.
169. Гаденин М.М. Анализ нелинейных процессов накопления повреждений в конструкционных материалах. SCIENCE-6 // Краткий отчет об основных результатах научно-исследовательских работ. ИМАШ им. А.А. Благонравова РАН. М.: Изд-во РДК-ПРЕСС, 2005. С. 129–135.

170. *Махутов Н.А., Гаденин М.М.* Многопараметрические механизмы повреждения и разрушения корпусных сталей // 7-я Междунар. конф. "Материаловедческие проблемы при проектировании, изготовлении и эксплуатации оборудования АЭС", Санкт-Петербург, 17–21 июня 2002 г. Сб. докл. Т. 1. СПб.: ЦНИИ КМ "Прометей", 2002. С. 53–62.
171. *Гусенков А.П., Котов П.И.* Длительная и неизотермическая малоцикловая прочность элементов конструкций. М.: Машиностроение, 1988. 261 с.
172. *Колачев Б.А.* Водородная хрупкость металлов. М.: Металлургия, 1985. 216 с.
173. Охрупчивание конструкционных сталей и сплавов / Под ред. К.Л. Брайена, С.К. Бенерджи / Пер. с англ. М.: Металлургия, 1988. 551 с.
174. *Красовский А.П.* Хрупкость металлов при низких температурах. Киев: Наук. думка, 1980. 340 с.
175. *Карпенко Г.В., Крипякевич Р.И.* Влияние водорода на свойства сталей. М.: Металлургиздат, 1962. 196 с.
176. *Галактионова Н.А.* Водород в металлах. М.: Металлургиздат, 1967. 273 с.
177. *Хариути Д., Тоя Т.* Хемосорбция водорода. Поверхностные свойства твердых тел. М.: Мир, 1972. 280 с.
178. *Мороз Л.С., Чечулин Б.Б.* Водородная хрупкость металлов. М.: Металлургия, 1967. 255 с.
179. *Карпенко Г.В.* Влияние среды на прочность и работоспособность металлов. Киев: Наук. думка, 1976. 126 с.
180. *Арчаков Ю.И.* Водородная коррозия сталей. М.: Металлургия, 1985. 161 с.
181. *Черепанов Г.П.* Механика хрупкого разрушения. М.: Наука, 1974. 640 с.
182. *Панасюк В.В., Андрейкив А.Е., Харин В.С.* Теоретический анализ роста трещин в металлах при воздействии водорода // Физ.-хим. механика материалов. 1981. № 4. С. 61–75.
183. *Андрейкив А.Е., Панасюк В.В., Харин В.С.* Теоретические аспекты кинетики водородного охрупчивания металлов // Там же. 1978. № 3. С. 3–23.
184. *Алымов В.Т.* К теории роста трещин в металлах под воздействием водорода // Там же. 1975. № 6. С. 12–15.
185. *Махутов Н.А., Гаденин М.М., Алымов В.Т. и др.* Оценка прочности и ресурса конструкционных материалов при воздействии газообразного водорода высокого давления // Завод. лаб. Диагностика материалов. 2006. № 5. Т. 72. С. 35–41.
186. *Махутов Н.А., Гаденин М.М., Алымов В.Т. и др.* Прогнозирование повреждаемости и остаточного ресурса элементов конструкций ЖРД при циклическом температурно-силовом нагружении. Проблемы безопасности и чрезвычайных ситуаций. 2006. № 1. С. 116–127.
187. *Дегтярев З.П.* Деформации и разрушение в высоконапряженных конструкциях. М.: Машиностроение, 1987.

188. Авиационные материалы. Справочник. Т. 1. М.: ВИАМ, 1975.
189. Результаты определения разрушающих нагрузок крепежных элементов с учетом температур и максимальных перекосов. Воронеж: КБХА, 1969.
190. Металлические материалы, хладостойкие до -196 и -253 °С. Справочник. М.: ГОНТИ, 1982. № 1.
191. Коллинз Дж. Повреждение материалов в конструкциях: Анализ, предсказание, предотвращение / Пер. с англ. М.: Мир, 1984. 624 с.
192. Дмитренко А.И., Рачук В.С., Рудис М.А., Холодный В.И. Прочность колес водородных насосов высокого давления // Физ.-хим. механика материалов. 2000. № 4. С. 73–76.

Прочность и ресурс ЖРД

Махутов Н.А.

Рачук В.С.

Гаденин М.М.

Рудис М.А.

Паничкин Н.Г.

- Титульный лист
- Перечень основных принятых сокращений
- Введение
- Раздел I. Фундаментальные основы анализа прочности и ресурса ЖРД
 - Глава 1. Постановка комплексных проблем оценки прочности, ресурса и безопасности ЖРД
 - Глава 2. Линейные и нелинейные эффекты деформирования и разрушения для обоснования прочности, ресурса и безопасности ракетных двигателей
 - Глава 3. Исследование характеристик сопротивления деформированию и разрушению при однократном нагружении
 - Глава 4. Исследование характеристик сопротивления циклическому деформированию
 - Глава 5. Исследование связи характеристик сопротивления однократному и циклическому разрушению
 - Глава 6. Исследование сопротивления деформированию и разрушению сплава ЭИ-698 при двухчастотном высокотемпературном нагружении
 - Глава 7. Исследование тепловыделения при статическом и циклическом нагружениях
 - Глава 8. Исследование эффектов концентрации напряжений
 - Глава 9. Анализ влияния объемности напряженного состояния на прочность и ресурс нагрузки
 - Глава 10. Исследование закономерностей деформирования и разрушения при длительном циклическом нагружении
- Раздел II. Прикладные аспекты обеспечения прочности и ресурса ЖРД
 - Глава 11. Конструктивно-технологические особенности оценки прочности ресурса ЖРД
 - Глава 12. Обоснован не выбора конструкционных материалов несущих элементов ЖРД
 - Глава 13. Экспериментальные и теоретические исследования поведения конструкционных материалов в среде газообразного водорода
 - Глава 14. Нормирование прочности и ресурса ЖРД
 - Глава 15. Методические основы уточненной оценки прочности и долговечности элементов ЖРД
- Литература