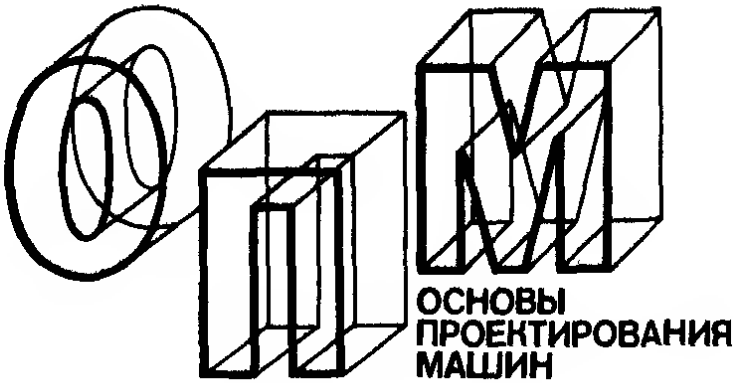
В.А. Винокуров
С.А. Куркин
Г.А. Николаев

СВАРНЫЕ КОНСТРУКЦИИ

МЕХАНИКА РАЗРУШЕНИЯ И КРИТЕРИИ РАБОТОСПОСОБНОСТИ



Основана
в 1983 году

РЕДАКЦИОННЫЙ СОВЕТ

Председатель — **К.В. Фролов**
(главный редактор издания)

Члены: В.В. Бойцов, И.А. Глебов, А.П. Гусенков (зам. председателя), Ф.М. Диментберг, Ю.Н. Дроздов, И.Н. Жесткова, К.С. Колесников (зам. председателя), Г.В. Крейнин, И.П. Ксеневич, Г.В. Новожилов, И.Ф. Образцов, Г.С. Писаренко, Г.П. Свищев, А.А. Туполев, М.К. Усков, Е.И. Шемякин



В.А. Винокуров С.А. Куркин Г.А. Николаев

СВАРНЫЕ КОНСТРУКЦИИ

МЕХАНИКА РАЗРУШЕНИЯ И КРИТЕРИИ РАБОТОСПОСОБНОСТИ

Под редакцией Б.Е. Патона



Москва "Машиностроение" 1996

ББК 30.4
В49
УДК 621.791.05:620.17

Издание осуществлено при поддержке
Российского фонда фундаментальных исследований

Винокуров В.А. и др.

В49 Сварные конструкции. Механика разрушения и критерии работоспособности / В.А. Винокуров, С.А. Куркин, Г.А. Николаев; Под ред. Б.Е. Патона — М.: Машиностроение. 1996. — 576 с.: ил.

ISBN 5-217-02776-2

Наряду с анализом существующих и традиционно используемых приемов испытаний и расчетов сварных соединений и конструкций систематизированно изложены современные подходы к постановке расчета сварных соединений с учетом наличия в них несплошностей на основе использования ЭВМ и метода конечных элементов, а также идей линейной и нелинейной механики разрушения, в том числе применительно к случаю страгивания и роста несквозной трещины по толщине элемента

Для научных работников, расчетчиков, технологов, проектировщиков и испытателей, работающих в отраслях тяжелого и транспортного машиностроения, тепловой и атомной энергетики, космонавтики, сельскохозяйственного машиностроения, судостроения, трубопроводного транспорта, строительства

В $\frac{2704060000-097}{038(01)-96}$ Без объявл. ББК 30.4

Научное издание

Винокуров Виталий Александрович, Куркин Сергей Александрович,
Николаев Георгий Александрович

Сварные конструкции. Механика разрушения и критерии работоспособности

Редактор *З М Рябкова* Переплет художника *Т Н Галициной*

ИБ № 7728
Лицензия ЛР № 080003 от 15 08 91
Сдано в набор 30 09 95 Подписано в печать 29 12 95
Формат 60×88 1/16 Бумага офсетная Гарнитура литературная
Печать офсетная Усл печ л 35,28 Уч изд л 36,07
Тираж 3000 экз Заказ 1275
Издательство "Машиностроение", 107076, Москва, Стромынский пер , 4
Отпечатано в АООТ "Политех-4", 129110, Москва,
ул Б Переяславская, 46 с готового оригинал-макета

ISBN 5-217-02776-2

© Издательство "Машиностроение", 1996

ПРЕДИСЛОВИЕ

Монография представляет собой систематизированное обобщение исследований в области прочности сварных соединений и конструкций, проведенных на кафедре сварки МГТУ им. Н.Э. Баумана. Авторы внесли наибольший вклад в создание и развитие хорошо известной в стране и за рубежом научной школы прочнистов-сварщиков.

С 1947 по 1989 гг. научную школу сварщиков и кафедру "Машины и автоматизация сварочных процессов" возглавлял крупный ученый в области сварки Герой Социалистического Труда, заслуженный деятель науки и техники РСФСР, академик Г.А. Николаев. Создание теории прочности сварных конструкций явилось результатом содружества Г.А. Николаева, Н.С. Стрелецкого и Е.О. Патона. Впоследствии работы Г.А. Николаева по исследованию прочности сварных соединений и конструкций стали теоретической и инженерной основой применения сварки в производстве. По его проектам были изготовлены первые сварные железнодорожные мосты, разработаны технологические процессы сварки.

Благодаря трудам специалистов-прочнистов на возглавляемой Г.А. Николаевым кафедре была разработана теория сварочных деформаций и напряжений, базирующаяся на новейших достижениях изотермической теории пластичности, методе конечных элементов и широком использовании ЭВМ. Большой вклад в постановку и развитие этих работ внес проф., д-р техн. наук В.А. Винокуров.

Работы по прочности при низких температурах, конструкционной прочности тонкостенных сосудов давления, по анализу развития разрушения оболочковых конструкций д-ра техн. наук С.А. Куркина явились основополагающими по соответствующим разделам теории прочности сварных конструкций.

Научное редактирование и окончательная подготовка рукописи к печати проделана С.А. Куркиным, большая помощь в подготовке рукописи оказана А.С. Куркиным. По просьбе основных авторов глава 13 и § 14.7 главы 14 написаны В.Ф.Лукьяновым.

Зав. кафедрой "Машины и автоматизация
сварочных процессов" МГТУ им. Н.Э. Баумана
академик РИА, проф. д-р техн. наук **Н.П. Алешин**

Глава 1

РАЗРУШЕНИЕ СВАРНЫХ КОНСТРУКЦИЙ И ВОПРОСЫ НАДЕЖНОСТИ

§ 1.1. Применение сварки в конструкциях

Разработка научных основ проектирования конструкций проводилась в ИЭС им. Патона, МВТУ им.Баумана, ЦНИИТМАШе, ЦНИИСКе и др. Рационализация проектирования и типизация изделий проводилась ЦНИИпроектстальконструкцией им. Н.П.Мельникова и рядом других организаций.

Блестящими примерами на заре применения сварки было создание сварных мостов под автодорожное движение в Ленинграде (мост имени лейтенанта Шмидта) во второй половине 30-х годов и в Киеве (мост имени Е.О.Патона) во второй половине 40-х годов.

Применение сварки в мостостроении сыграло выдающуюся роль в развитии сварочной техники в металлоконструкциях всех видов. Сварной железнодорожный мост являлся своего рода флагманом, иллюстрирующим безопасность и надежность работы сварных соединений в наиболее трудных эксплуатационных условиях.

В мостах, в особенности со сквозными фермами, сочетаются многочисленные трудности применения сварки:

— высокие напряжения в элементах во время эксплуатации, наличие ярко выраженных динамических нагружений;

— большое число высоконапряженных швов,в том числе угловых,и относительно сложные конструктивные формы узловых сопряжений элементов ферм;

— ударное воздействие подвижного состава в стыковых накладках рельсов, в том числе в условиях низких температур;

— наличие элементов, пересекающихся в разных направлениях в пространстве, что создает трудные условия для монтажной сварки.

Поэтому естественно, что демонстрация возможности создания сварных конструкций мостов стимулировала применение сварки в других, более легких случаях эксплуатации.

Второй отраслью техники, значительно способствовавшей применению сварки, являлось судостроение. Сварка в судостроении стала применяться с начала 30-х годов.

§ 1.2. Разрушения конструкций

Разрушения конструкций крайне многообразны и далеко не всегда своим источником имеют нарушение прочности сварных соединений.

Значительная группа конструкций потерпела аварию вследствие отступлений при изготовлении относительно проекта. Например, разрушения имели место вследствие неучета состояния оснований под опоры конструкций. Это приводило к неравномерной осадке фундаментов, вызывавшей перегрузку отдельных частей сооружений, иногда менявшую статическую схему сооружения.

Много разрушений конструкций произошло в результате нарушения правил монтажа: использование элементов с недопустимыми дефектами, строповка за элементы конструкции вне узлов, несвоевременная постановка связей. Лавинообразные разрушения большой протяженности имели место в газопроводах.

В 30-х годах ряд сварных мостов с решетчатыми фермами был сооружен в Бельгии через канал Альберта. В некоторых из них появились трещины, а один пролет 74,5 м внезапно обрушился при отсутствии на нем полезной нагрузки. В качестве причин разрушения были признаны: применение хрупкой томасовской стали, значительные по величине остаточные напряжения. После этого подобных катастроф в мостостроении не было, но трещины образовывались нередко.

Разрушения имели место в крупных сварных судах типа "Либерти", построенных в большом количестве в США во время войны в начале 40-х годов. Эти разрушения были вызваны главным образом наличием резко выраженных концентраторов напряжений, а также недостаточной стойкостью материала против хрупкого разрушения. Во многих судах появлялись трещины, несколько судов переломилось. В результате учета этих недостатков крупные разрушения сварных судов прекратились.

Разрушения сварных соединений при низких температурах почти при полном отсутствии внешних нагружений явления редкие, но все же имеющие место в эксплуатации. Как правило, они наступают при понижении температуры и наличии ветра, способствующего охлаждению конструкции с одной стороны. Были единичные примеры подобных разрушений на Севере сварных кранов, известно самопроизвольное разрушение сварных сферических сосудов в условиях мороза.

§ 1.3. Проблема обеспечения надежности сварных констукций

К факторам, вызывающим разрушения в несварных конструкциях, использование сварки добавляет факторы,связанные как с конструктивным оформлением сварных соединений, так и с технологией их изготовления.

Так, на стадии проектирования выбранный тип соединения предопределяет появление конструктивных концентраторов напряжений, а назначение метода и приемов сварки — появление характерных технологических дефектов, вероятность обнаружения и исправления которых в процессе изготовления будет определяться уровнем культуры производства. Естественно, эти концентраторы напряжений, как конструктивного, так и технологического характера, в условиях эксплуатации сварной конструкции становятся потенциальными источниками разрушений.

Из вышесказанного следует, что обеспечение надежности машин и конструкций, понимая под этим вероятность безотказной работы в эксплуатации до наступления предельного состояния разрушения, является особенно острой проблемой при наличии сварных соединений.

Решение этой весьма сложной задачи применительно к сварной конструкции конкретного типа требует как освоения опыта проектирования, изготовления и эксплуатации данного вида конструкций, так и учета достижений науки в области теплофизики, металлургии, металловедения, прочности, теории упругости и пластичности, механики разрушения, автоматики и электроники.

Источники разрушений, связанные с применением в конструкциях сварных соединений, достаточно разнообразны.

Прежде всего это технологические несплошности (дефекты), которые могут возникать в процессе производства сварных конструкций.

Наличие несплошностей, а также конструктивных концентраторов напряжений, связанных с резкими переходами от основного металла к металлу шва или от одного элемента к другому, может способствовать снижению надежности сварного соединения. Их отрицательное влияние иногда проявляется даже в случае статического приложения нагрузок при неблагоприятном сочетании с собственными напряжениями при действии низких температур или агрессивных сред. Наиболее сильное влияние наличия несплошностей имеет место при работе конструкции под усталостной нагрузкой. В этом случае даже небольшой дефект или концентратор может стать источником зарождения трещины.

Ни один из существующих способов сварки не обеспечивает гарантированного бездефектного сварного соединения без последующего исправления. Это объясняется тем, что на качество сварных соединений оказывают влияние многие факторы не только металлургического, но и технологического, а также организационного характера, задача регулирования и поддержания которых в необходимых пределах полностью не решена.

Рациональное и квалифицированное использование существующих методов контроля обычно дает достаточно обьективную информацию о состоянии контролируемых сварных соединений. Сопоставление

данных контроля качества конкретного изделия с данными нормативных документов отрасли позволяет решать вопросы приемки этого изделия или исправления тех дефектов,параметры которых выходят за пределы допустимости.

Ограниченность такого подхода заключается в отсутствии непосредственных связей между данными нормативно-технологических документов и процессами разрушения в случае наличия тех или иных дефектов. Поэтому надежность приходится обеспечивать косвенно, путем регламентации уровня качества технологического процесса, а не уровня работоспособности сварной конструкции в эксплуатации.

Соблюдение требований нормативно-технологических документов необходимо как средство поддержания дисциплины производства, ограничивающее допуск к эксплуатации изделий по уровню дефектности. Однако этот уровень дефектности условен. Если обнаруженный при приемочном контроле или в процессе эксплуатации дефект несколько выходит за пределы норм, то нередко возникает сомнение, насколько обоснована браковка изделия, когда исправление дефекта оказывается трудно осуществимо или невозможно. Решение о допуске к эксплуатации без исправления дефекта может быть принято, только если выполнен контрольный расчет, показывающий, что в процессе эксплуатации изделия зарождение трещины от дефекта и последующий рост этой трещины еще не приведут к наступлению предельного состояния разрушения в пределах заданного ресурса. До настоящего времени такие подходы в расчетах еще не получили достаточно систематизированного изложения даже применительно к однородному металлу, не говоря об учете возможной неоднородности механических свойств сварных соединений. Изложению подобных вопросов применительно к оценке работоспособности сварных соединений и конструкций, посвящен ряд последующих глав настоящей монографии.

Глава 2

ФАКТОРЫ, ОПРЕДЕЛЯЮЩИЕ ХАРАКТЕРНЫЕ ОСОБЕННОСТИ СВАРНЫХ КОНСТРУКЦИЙ

§ 2.1. Виды требований к сварным конструкциям

Различают требования технологические, регламентирующие уровень качества технологического процесса на стадии изготовления конструкции, и требования эксплуатационные, которые имеют целью обеспечение работоспособности конструкции.

В определенной мере технологический характер имеет требование равнопрочности сварного соединения основному металлу. Оно включает в себя не только требование не уступать основному металлу по прочности. В широком смысле этого понятия речь идет о полной равноценности сварного соединения и основного металла. Требование равнопрочности может служить своеобразной целью или эталоном качества технологического процесса, даже если в этом нет особой необходимости, являться стимулом к разработке новых методов сварки, сварочных материалов, технологий и сварочного оборудования. Под влиянием этого требования проводятся различные мероприятия, направленные на устранение недостатков, свойственных сварочному процессу, например применение термической обработки для снижения остаточных напряжений или устранения механической неоднородности.

Для некоторых металлов с особыми свойствами, главным образом для высокопрочных,требование равнопрочности обеспечить не удается.

Ко многим сварным конструкциям предьявляются требования в отношении термической обработки после сварки. Они в той или иной мере связаны с повышением прочности, пластичности и вязкости металла, точности изготовления, обрабатываемости, предотвращения образования дефектов и т.д. Применение термической обработки для сварных конструкций, ее режимы и эффекты, достигаемые ею, составляют крупную проблему, рассмотрение которой далеко выходит за пределы настоящей монографии. Перечислим лишь основные случаи применения термической обработки в плане достижения конкретных результатов.

1. Снижение уровня остаточных сварочных напряжений путем отпуска сварных конструкций [25]. Для сталей низкой и средней прочности одновременно устраняются последствия наклепа, вызванного пластической деформацией, значительно восстанавливается пластичность металла, утраченная в результате деформационного старения. Для

ряда других сталей отпуск полезен главным образом как средство для уменьшения твердости закаленных участков и повышения вязкости металла.

2. Нормализация или закалка с целью повышения прочности, пластичности и вязкости металла сварного соединения [98]. Применяют эти виды термической обработки, в частности, после электрошлаковой сварки для измельчения зерна, повышения ударной вязкости и прочности сварных соединений. При сварке высокопрочных сталей эти операции необходимы для получения высокой прочности сварных соединений.

3. Отпуск с целью стабилизации структур. Используется для предотвращения образования холодных закалочных трещин, если проводится непосредственно после завершения сварки для распада неустойчивых структур [179] или если ставится цель добиться стабильности размеров во времени [271].

4. Термическую обработку выполняют также для повышения жаропрочности сварных соединений [92], коррозионной стойкости [289] и др. Мотивированное и грамотное принятие решения о необходимости проведения термической обработки в ряде случаев требует учета противоречивых требований.

Ко многим сварным конструкциям предъявляют различные требования точности. Одна из групп этих требований относится к конструкциям, которые после сварки не могут быть выправлены или обработаны механически, например при изготовлении сварных деталей крупногабаритных машин и механизмов, удовлетворительная работа которых существенно зависит от точности исполнительных размеров. Предотвращение отклонений от этих размеров требует не только точной сборки, но и ограничения деформаций и перемещений от сварки. Другую группу составляют требования, предъявляемые к сварным конструкциям, идущим на механическую обработку. Отклонения от заданных размеров в этом случае не должны превышать припуски на механическую обработку.

Определенную группу составляют требования точности в отношении формы поверхностей для вагонов, автомобилей, корпусов судов, предметов бытовой техники и др.

Характерными для сварных соединений являются требования по сплошности металла шва. Эти требования встречаются практически почти во всех технических условиях на сварные конструкции, поскольку непровары, несплавления, поры и другие несплошности являются следствием нарушения сварочного процесса. Анализ этих требований показывает, что они имеют как эксплуатационное, так и технологическое происхождение.

Требования контроля качества сварных соединений неразрушающими методами, как по объему контроля, так и по выявляемости различных дефектов, в первую очередь связаны с требованиями по сплошности металла. Существуют также требования, определяющие правила контроля, испытания и приемки различных сварных конструкций.

Значительную часть перечисленных выше требований в конкретных формулировках содержат нормативные документы, методические указания, технические условия, ОСТы, ГОСТы.

Обеспечение минимальной массы изделия или детали также может оказаться весьма важным требованием. Оно не является чем-то специфическим именно для сварных конструкций, но реализация этого требования в сварных деталях и конструкциях имеет некоторые особенности.

Один из основных путей получения минимальной массы — это использование материалов с высокой удельной прочностью. Следует подчеркнуть, что существует общая закономерность, состоящая в том, что чем выше удельная прочность металла, тем сложнее обеспечить условия сварки и термической обработки, позволяющие полностью использовать преимущества высокой удельной прочности.

Подход к выбору металла с позиций обеспечения минимальной массы сварной конструкции оказывается различным для разных групп изделий. К первой группе, для которой требование минимальной массы является безусловно необходимым, поскольку оно определяет саму возможность создания прогрессивной конструкции, могут быть отнесены различные детали и конструкции летательных аппаратов — ракет, самолетов, вертолетов. Вторая группа более многочисленна. В нее входят транспортные конструкции — суда, вагоны, автомобили, грузоподъемные, строительные и добывающие машины — краны, экскаваторы, тракторы, а также военная техника, для которых снижение массы связано с повышением эксплуатационных показателей изделия. В третью группу могут быть отнесены все остальные изделия, для них масса металла определяет стоимость производства и незначительно влияет на эксплуатационные характеристики.

При выборе металла, удовлетворяющего требованиям минимальной массы, необходимо избегать противоречий с другими требованиями. Так, например, ограничением в некоторых случаях оказывается низкий модуль упругости металла, определяющий жесткость и устойчивость элемента конструкции, а также невысокая жаропрочность или коррозионная стойкость металла в определенных средах.

Наивысший результат в снижении массы сварной конструкции или детали достигается в тех случаях, когда обеспечивается равнопрочность сварного соединения и присоединяемого элемента из основного металла. В наибольшей мере этому отвечают стыковые сварные

соединения. Наиболее трудно обеспечить требование равнопрочности при переменных нагрузках.

При создании сварной конструкции, то есть в процессе проектирования и изготовления, стремятся наделить ее такими характерными особенностями, которые обеспечили бы ей требуемую работоспособность и экономичность изготовления. При этом, естественно, приходится учитывать действие факторов, предопределяющих эти характерные особенности. Главные из них — это служебное назначение сварной конструкции, условия ее эксплуатации, стоимость и условия производства.

§ 2.2. Служебное назначение сварных конструкций и деталей

Значительную группу составляют сварные конструкции, предназначенные для хранения газообразных, жидких и сыпучих материалов. По своему назначению это должны быть оболочки. Для газообразных продуктов, создающих равномерное внутреннее давление, наиболее экономичной формой в отношении массы материала является сфера. Однако многие оболочки для хранения газов имеют цилиндрическую форму. Жидкие материалы создают гидростатическое давление, но могут также находиться под равномерным внутренним давлением. Если имеется только гидростатическое давление, то наиболее рациональной формой является каплевидная форма оболочки, но по экономическим соображениям такая форма резервуара используется крайне редко. Для хранения жидких материалов наибольшее применение получила цилиндрическая форма вертикальной оболочки с переменной толщиной стенки по высоте.

Для хранения сыпучих материалов крупных сварных емкостей обычно не сооружают. С целью обеспечения возможности ссыпать материал за счет их веса, оболочки нередко делают коническими. В этом случае удачно сочетается удобство транспортировки с требованием минимального веса — стенка конической оболочки может иметь постоянную толщину, что при соответствующем уменьшении радиуса оболочки обеспечивает мало изменяющиеся окружные напряжения.

Форму оболочек имеют также многие элементы различных сооружений, если они предназначены для хранения или удержания сыпучих материалов. Это корпуса домен, различные ковши, бункеры, засыпные аппараты, корпуса цементных печей и др.

Транспортные сварные конструкции по своему назначению являются вместилищем транспортируемых предметов или сред, но одновременно должны быть приспособлены к определенному способу их передвижения. Они подразделяются на две крупные группы: группа, в которой движется только продукт, а основная масса конструкции

остается неподвижной, и группа, в которой транспортная конструкция перемещается вместе с перевозимым продуктом.

Первую группу составляют различные трубопроводы, в которых движение осуществляется за счет перепада давления. Когда транспортируемыми продуктами являются газы, жидкости или материалы с относительно некрупными частицами, давление оказывается значительным. В этом случае поперечное сечение трубы целесообразно иметь круглым.

Во вторую группу транспортных конструкций входят автомобили, железнодорожные вагоны, суда, самолеты. Для этой группы одним из основных требований является требование минимальной массы, затем требование жесткости, а также прочности. Несмотря на то, что требование минимальной массы, казалось бы, должно являться решающим для транспортной конструкции, лишь самолеты изготовляют из легких сплавов. Экономические требования, а также требования в отношении жесткости конструкций в большинстве случаев оказываются более существенными, чем требование минимальной массы.

Значительная часть строительных сварных конструкций предназначена для восприятия и передачи нагрузок, возникающих от веса сооружений и транспортных средств. Это металлические элементы зданий промышленного или культурного назначения (стойки, балки, купола разнообразного вида), а также мосты, мачты, опоры линий электропередач и др.

Служебное назначение машиностроительных сварных конструкций многообразно. Значительную группу составляют так называемые корпусные конструкции — корпуса редукторов, корпуса двигателей, турбин, станины станков, прессов, молотов, агрегатов прокатного и металлургического оборудования. Для этих деталей одним из основных является требование высокой жесткости, в некоторых случаях также и прочности. В крупных машинах для обработки металлов давлением встречаются массивные детали, предназначенные для передачи больших усилий: валки, бабы, подштамповые плиты. Основным требованием для них является высокая прочность.

В определенную группу можно выделить толстостенные цилиндры давления, реакторы, котлы, полые валы, штоки, ротора. Для них характерно наличие продольных и кольцевых швов большого сечения. Отдельную группу составляют шестерни, для которых необходима высокая жесткость, а для зубчатых элементов — контактная прочность при переменных нагрузках. Нередко сваркой соединены детали из материалов разного химического состава.

В энергетических машинах значительный объем составляют трубопроводы, фланцы, соединения труб с плоскими и криволинейными поверхностями, для которых основным требованием является прочность и жаропрочность.

Большая часть элементов машиностроительных сварных конструкций подвергается термической и механической обработке, в том числе и упрочняющей. В этом одна из основных их особенностей.

§ 2.3. Условия эксплуатации

К условиям эксплуатации обычно относят нагрузки, температуру, среду, с которой соприкасается сварное соединение, радиацию и время, в течение которого происходит действие перечисленных факторов.

Условия эксплуатации влияют главным образом на выбор материала, типов сварных соединений, способов сварки и послесварочной обработки сварных конструкций.

Влияние нагрузок весьма многообразно. Нагрузки различают по скорости их приложения и по продолжительности действия. Для статической нагрузки характерно относительно медленное ее приложение. Многократные статические нагрузки, следующие с частотой не более одного нагружения в секунду, условно относят к повторно-статическим. Более частые нагрузки, естественно, осуществляются с более высокой скоростью и меньшей продолжительностью действия в одном цикле. Нагрузки могут быть созданы как внешними воздействиями, например силами, так и собственными деформациями, например, при неравномерных нагревах и структурных превращениях. Внешние воздействия, как правило, характеризуют значениями сил и значительно реже уровнем перемещений.

Нагрузки в сочетании с формой сварных соединений и элементов конструкций образуют сложные распределения напряжений, от которых в большинстве случаев зависят прочность и работоспособность сварных соединений.

На первое место по силе влияния следует поставить циклический характер нагрузок, в особенности при большом числе циклов.

Ударный характер приложения нагрузок также относят к числу наиболее тяжелых режимов работы сварных конструкций. Многие стали чувствительны к увеличению скорости приложения нагрузок в области умеренно низких или даже положительных температур, в особенности при наличии концентраторов напряжений. Это предопределяет необходимость выбора металла с учетом термической обработки до и после сварки, достаточно плавных форм сварных соединений, повышенных норм контроля сварных соединений и самого металла.

Своеобразны условия эксплуатации, когда сварная конструкция имеет большую накопленную энергию из-за того, что под нагрузкой находятся значительные участки металла с высоким уровнем действующих напряжений. Это в первую очередь газопроводы большого диаметра, крупные сосуды со сжатым газом, сосуды из высокопрочных сталей,

в которых накопленная энергия упругих деформаций весьма значительна, а также другие сварные конструкции, разрушение которых сопровождается значительным освобождением энергии.

Большие сжимающие нагрузки требуют таких форм сварных конструкций, которые обеспечивают устойчивость. Тип сварных соединений в этом случае особенной роли не играет. На первый план выступают толщина применяемого металла и формы конструктивных элементов, которые должны обеспечить по возможности более высокие рабочие напряжения, близкие к пределу текучести металла. Сходные ситуации возникают при обеспечении требования жесткости.

Необходимость учета температурного фактора существенно зависит от металла. Типичными в этом отношении являются черные металлы. Если рассматривать прочность при различных температурах, не привлекая временной фактор продолжительного действия температуры, но иметь в виду возможную концентрацию напряжений в сварных элементах, то зависимость прочности от температуры схематично выразится (рис.2.3.1) двумя линиями: линией *1*, соответствующей прочности гладкого образца, и линией *2*, относящейся к образцу с острым надрезом. Левая часть кривой *2* относится к так называемой низкотемпературной хрупкости, когда металл очень чувствителен к концентрации напряжений. В области, где эта хрупкость отсутствует, прочности гладкого и надрезанного образцов примерно одинаковы. При продолжительном действии температуры и нагрузки проявляется ползучесть металла, и прочность определяется пределом длительной

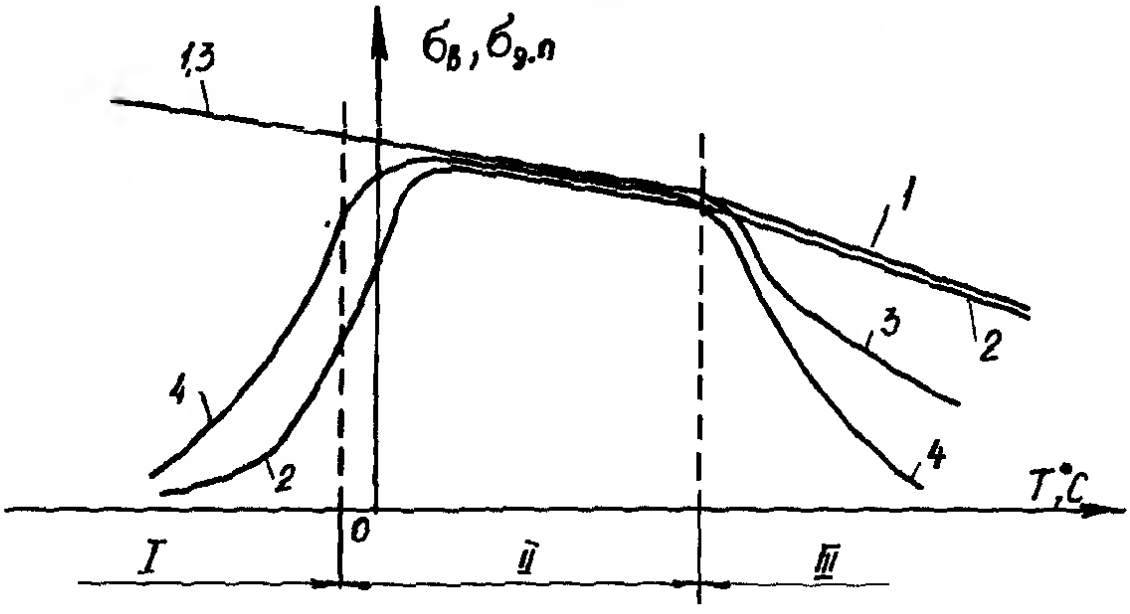


Рис. 2.3.1. Зависимость прочности от температуры:
1 — гладкий образец, кратковременное действие нагрузки; *2* — образец с острым концентратором при кратковременном приложении нагрузки; *3* — гладкий образец, длительное действие нагрузки; *4* — образец с надрезом, медленное и длительное приложение нагрузки.

прочности (кривая3). При этом прочность конструктивных элементов, имеющих концентрацию напряжений, выразится кривой *4*. В соответствии с рис.2.3.1 различают три характерные температурные области работы конструкций: область *I* — низкотемпературную (которая в общем случае может простираться и в область положительных температур), область *II*, где выраженная хрупкость и ползучесть отсутствуют, и область *III*, в которой рассматривается жаропрочность металла. Область низких температур диктует свои требования в отношении выбора металла из-за возможности отрицательного проявления низкотемпературной хрупкости. В области низких климатических температур (до минус 60-80 °С) удается обеспечить достаточно хорошую работоспособность сварных конструкций на основе применения сталей с невысокой степенью легирования, но, как правило, термически обработанных. Для диапазона умеренно низких температур (до минус 20-30 °С) при соответствующих видах соединений и конструктивных формах возможно применение дешевых конструкционных материалов. При криогенных температурах, как правило, необходимо использовать специальные стали и цветные сплавы, а также соответствующие им способы сварки.

В области высоких температур эксплуатации выбор соответствующего жаропрочного материала является решающим для обеспечения необходимой работоспособности сварной конструкции. По мере перехода к более высоким температурам применяют не только стали на железной основе, но и специальные сплавы на основе других металлов. Это влечет за собой использование специальных способов сварки и специальных сварочных материалов, а также последующей термической обработки.

К отдельному виду нагружения относят длительно действующие нагрузки в условиях высоких температур. Основным здесь является выбор металла, обладающего длительной жаропрочностью, и способа сварки, обеспечивающего получение сварных соединений, не уступающих по свойствам основному металлу [92]. Длительное воздействие температуры или ее изменение во времени по определенному закону, в том числе и без нагрузок, в ряде случаев может вызвать существенные изменения прочности и пластичности под влиянием изменения структурного состояния.

Сопутствующее эксплуатации действие температуры может вызывать весьма неблагопрятные аномальные ухудшения свойств металла вследствие протекания таких процессов, как деформационное старение металла, тепловое охрупчивание, отпускная хрупкость, замедленное разрушение и другие.

Воздействие фактора среды также крайне многообразно. Оно может иметь отрицательные последствия даже при отсутствии нагрузок,

вызывая, например, коррозию металла. В сочетании с нагрузками возможны коррозионное растрескивание и усталость.

Значительное влияние на выбор металла оказывает характер агрессивной среды [189]. Для ряда сред выбор соответствующего им металла является совершенно обязательным условием для создания работоспособной конструкции. Нередко необходима термообработка после сварки.

§ 2.4. Стоимость и условия производства

Стоимость изготовления сварной конструкции представляет собой один из главных факторов, который предопределяет выбор материала.

Наглядным примером в этом отношении является проблема хладостойкости сварных конструкций, изготавливаемых из обычных конструкционных сталей и эксплуатируемых в атмосферных условиях с температурами не ниже минус 60-70 °С. Эти конструкции довольно многочисленны — опоры линий электропередач, некоторые трубопроводы, мосты, строительная техника, транспортные конструкции, машины добывающей промышленности, работающие на открытом воздухе, и др. Многие из них работают при температурах ниже первой критической температуры хрупкости, когда не исключено внезапное разрушение с выходом конструкции из строя. Между тем существуют более дефицитные и дорогие марки сталей и технологии их производства, при которых хрупкие разрушения сварных конструкций при климатических низких температурах могут быть полностью исключены. Таким образом, проблема хладостойкости в определенной мере является не столько проблемой технической, сколько экономической. Значительное влияние фактор стоимости оказывает на сварные конструкции массового выпуска. Здесь проявляется возможность обеспечить существенную экономию средств за счет механизации и автоматизации производства, применения специальных приспособлений и транспортных средств, методов сварки, удобных для автоматизации, и т.д. Например, стоимость сложного по форме кузова автомобиля в десятки раз меньше, чем стоимость аналогичных конструкций при единичном способе их производства.

Экономический фактор влияет и в другом направлении. Более долговечные конструкции, если это не связано с их моральным старением, более выгодны. Именно более высокое качество сварных соединений в изделиях, для которых длительный ресурс их работы является одним из основных показателей, вызывает к жизни применение новых и специальных методов сварки, таких, как электронно-лучевая, лазерная, диффузионная и другие.

Условия производства сказываются и на некоторых особенностях сварных конструкций. От того, какие элементы технологического

процесса выполняются в цеховых, а какие в монтажных условиях, зависит характер расчленения сварной конструкции, формы конструктивных элементов и монтажных стыков, приемы выполнения сборочно-сварочных операций

§ 2.5. Материалы

Можно выделить три основных свойства материала, которыми он должен обладать по возможности одновременно.

1. Способность выполнять служебные функции, предусмотренные при создании сварной конструкции. Это качество зависит от прочности и пластичности металла при статической нагрузке, вязкости при его разрушении, выносливости при переменных нагрузках, жаропрочности и хладостойкости, коррозионной стойкости, удельной плотности и ряда других свойств.

2. Способность образовывать высококачественные сварные соединения при использовании разных способов сварки. Данное свойство часто называют свариваемостью, вкладывая в это понятие несколько различное содержание в зависимости от трудностей, которые приходится преодолевать в каждом конкретном случае. При этом подчеркивают либо равноценность сварных соединений с основным металлом по механическим и другим свойствам, либо возможность образовывать сварные соединения без дефектов технологического происхождения, либо простоту получения необходимых сварных соединений без особых операций защиты расплавленного металла, подогревов, последующей термической обработки и т.п.

3 Низкая чувствительность металла к различного рода концентраторам напряжений в разнообразных условиях эксплуатации.

Указанными выше свойствами металл сварной конструкции должен обладать не только в исходном состоянии, но и после сварки, не только за пределами шва, но и самом шве и в зоне термического влияния. Проблема пригодности металла для сварных конструкций и получения композиций сварочных материалов, обеспечивающих необходимые свойства шва, всегда была одной из главных при проектировании и производстве сварных конструкций. Этому вопросу посвящены многие труды [245, 150, 301].

В частном случае, когда идут по пути получения металла шва того же химического состава, что и основной металл, круг возникающих вопросов оказывается уже, но возможности выполнения сформулированных выше требований уменьшаются. Следует иметь в виду, что основные затруднения вызывает не столько обеспечение того или иного состава и механических свойств металла шва, сколько получение соединений, которые в целом не уступали бы исходному металлу.

Для большинства используемых в сварных конструкциях материалов характерно такое решение вопроса о сочетании основного и присадочного металлов, когда химический состав металла шва, хотя и отличается от основного, но не настолько сильно, чтобы эти металлы принадлежали к разным структурным классам. В отдельных случаях используют соединения, в которых шов существенно отличается от основного металла. Например, при сварке ряда среднелегированных сталей используют аустенитные электроды.

Реакция многих металлов высокой прочности на сварочный термический цикл такова, что околошовная зона становится слабым звеном сварного соединения. В ней происходит разупрочнение основного металла, заметное ухудшение вязких свойств, появление трещин в процессе сварки. Поэтому одним из главных свойств основного металла является его свариваемость.

§ 2.6. Сварные соединения и способы сварки

Одно из основных назначений сварки — укрупнение листовых, стержневых и объемных элементов. Причины укрупнения довольно разнообразны, например невозможность получения проката, отливок и поковок достаточно больших размеров, невозможность термически обработать деталь большой протяженности. В последнем случае сварку выполняют после термической обработки отдельных частей, и возможность использования такой технологии зависит от степени равноценности сварных соединений основному термически обработанному металлу.

С помощью сварки решают также проблему сочетания в одной детали различных по свойствам металлов. Это не только комбинированные детали, отдельные элементы которых получены различными технологическими способами, например ковкой или литьем, но и детали, состоящие из существенно различных по механическим свойствам элементов. Это также наплавленные детали, детали со специальными покрытиями и многие другие, объединяющие в себе различные свойства.

Использование сварки для тех или иных целей всегда должно сопровождаться ясным представлением о комплексе свойств сварного соединения, которые должны быть получены в результате сварки.

Так, связующие сварные соединения обеспечивают совместную работу отдельных элементов конструкции без существенных силовых нагрузок поперек шва. Поскольку по площади поперечного сечения сварное соединение составляет небольшую часть полного сечения детали, то зоны связующего соединения и шов могут иметь более низкую прочность, чем основной металл. Для них более важным является достаточная пластичность, чтобы не вызвать преждевременное

начало разрушения от какого-либо концентратора напряжений или случайного дефекта.

Роль связующего соединения выполняют также плоскости сопряжений в слоеных биметаллических деталях. Хотя перпендикулярно этим плоскостям или поверхностям могут действовать некоторые нагрузки, в большинстве своем они не являются расчетными, в первую очередь для этих мест важна пластичность и вязкость.

Для рабочего сварного соединения основной функцией является передача нагрузок. Поэтому требование равнопрочности становится главным. Если сварное соединение уступает по прочности, то это может приводить к увеличению массы конструкции, недоиспользованию возможностей основного металла.

Выбор тех или иных методов сварки зависит от конкретных условий производства, наличия оборудования, экономических соображений, доступности мест сварки, возможности обеспечить те или иные свойства сварных соединений. Круг учитываемых при этом вопросов огромен; он относится к металловедению, металлофизике и металлургии сварки. В конечном итоге все указанные соображения относятся к учету свойств сварных соединений, которые они будут иметь в условиях эксплуатации.

Выбор и разработка конкретной технологии всегда включает в себя некоторый компромисс между требуемыми свойствами и реальными возможностями их получения.

§ 2.7. Контроль качества

При производстве сварных конструкций широко применяют различные методы неразрушающего контроля, главным образом с целью обнаружения разного вида несплошностей, которые являются одной из основных причин понижения работоспособности сварных конструкций.

Как было показано в главе 1 (см. §1.3), технологические нормы качества и эксплуатационные требования должны существовать параллельно, так как преследуют различные цели. Нередко конструктора удовлетворяют нормы качества, изложенные в заводских или отраслевых инструкциях, и поэтому дополнительные требования ими не указываются. Это не должно давать повода к объединению этих двух видов документов. Нередко встречаются ситуации, когда эксплуатационные требования оказываются выше технологических. Тогда необходимо организационно-техническими мероприятиями повышать культуру производства и контроля качества.

Существующие ГОСТ 22368-77 "Контроль неразрушающий. Классификация дефектности стыковых сварных швов по результатам ультразвукового контроля" и ГОСТ 23055-78 "Контроль неразрушаю-

щий. Сварка металлов плавлением. Классификация сварных соединений по результатам радиографического контроля" имеют структуры классификации, приспособленные к особенностям указанных методов контроля и построенные в порядке возрастания уровня дефектности. Эти структуры, отвечающие технологическим требованиям, не могут быть приспособлены к эксплуатационным требованиям. Например, в один и тот же класс дефектности по ГОСТ 23055-78 включены дефекты диаметром 0,2 и 5,0 мм для различных толщин. Такие дефекты с позиций прочности могут представлять совершенно различную опасность для многих видов предельных состояний. Поэтому рекомендация о "целесообразности одновременного использования двух расчетных моделей — технологической и эксплуатационной" [28] может быть использована только в том случае,если технологические и эксплуатационные требования совпадают структурно как по видам дефектов, так и по ступеням размеров дефектов. Такое вряд ли возможно, так как с помощью одного и того же процесса сварки выполняют одинаковые швы, работающие в разных условиях и при различных напряжениях. Эксплуатационные требования здесь будут различными, в то время как технологические окажутся одинаковыми. Достигнутый уровень науки о прочности таков, что он позволяет разработать процедуру определения предельных размеров дефектов, исходя из эксплуатационных требований. Рассчитывать на то, что эти требования можно будет расклассифицировать на группы и указывать каждый раз лишь класс дефектности, не следует, так как слишком велико число вариантов нагрузок и условий эксплуатации. Не следует также рассчитывать на то, что каждый раз дефектоскописты смогут давать исчерпывающую информацию о кривизнах несплошности по всей ее поверхности. Известно,что наибольшую опасность представляют участки несплошности, имеющие малый радиус кривизны (менее 0,2 мм). Эти участки равноценны трещине. Несплавления и непровары по характеру своего влияния также должны быть приравнены к трещине, а в некоторых случаях при хрупких разрушениях они даже более опасны.

Нередко при принятии решения, к какой категории дефектов отнести ту или иную несплошность, лица, несущие ответственность за качество выпускаемой продукции, в том числе и сами дефектоскописты, будут склонны рассматривать неясный дефект как трещину. Таким образом, одной из характерных особенностей сварных конструкций следует считать присутствие у них трещиноподобных несплошностей. Следует заметить, что в этом повинен не только процесс сварки, но и предшествующие ему процессы получения заготовок: литье, ковка, прокатка, термическая обработка, многие дефекты от которых также должны быть приравнены к трещиноподобным. В свете изложенного многие требования (как технологические, так и эксплуатационные), строго указывающие на необходимость полного отсутствия в конструк-

ции трещин, звучит наивно. Так как в качестве трещин могут выступать и другие виды дефектов, правильнее было бы указывать, что в конструкции не должны быть несплошности выше определенного размера, но при этом, естественно, необходимо ориентироваться на возможно более высокий уровень выполнения сварного соединения, а не на те размеры несплошностей, которые можно допустить при благоприятных условиях эксплуатации. Такой подход существенно упростил бы как технику контроля, так и структуру требований к качеству продукции. Следует также заметить, что выполнение требования о полном недопущении какого-либо дефекта автоматически предполагает 100 %-ный контроль не только участков сварных соединений, но и всего объема металла конструкции, находящегося под опасным уровнем напряжений.

Эксплуатационные требования, даже если они совпадают с технологическими, диктуют совершенно иные объемы контроля. Контроль технологического процесса почти всегда может быть выборочным, по объему незначительным и по точности определения размеров дефектов нестрогим. Устранение выявленных при технологическом контроле дефектов, как справедливо подчеркнуто в [28], не имеет смысла, так как в непроконтролированной части продукции их сохраняется столько же. Отнесение к браку изделий, у которых дефекты выходят за пределы технологических норм, безусловно, необходимо как форма санкций против лиц, ответственных за допущенный брак. Контроль по эксплуатационным требованиям может быть не 100 %-ным, если назначение контролируемых деталей таково, что их разрушение и замена в условиях эксплуатации вызывает умеренный материальный ущерб и не нарушает безопасности людей. В этом случае возможна оптимизация объема контроля с учетом стоимости производства деталей и возможности выхода их из строя во время эксплуатации [28]. Когда выход из строя конструкций, к которым предъявлены обоснованные требования по сплошности, сопряжен с большим материальным ущербом, то применение 100 %-ного контроля становится оправданным. Способы определения предельных размеров несплошностей в сварных соединениях, которые могут быть допущены конструктором в особых условиях с учетом эксплуатационных требований рассмотрены в главе 14.

Глава 3

ПРИНЦИПЫ ОЦЕНКИ СВОЙСТВ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ

§ 3.1. Предельные состояния и свойства сварных соединений

Состояния конструкций или деталей, когда их эксплуатация считается невозможной, опасной или нежелательной, носят названия предельных состояний. Наступление текучести, потеря устойчивости, появление течи, образование трещины в детали — все это примеры предельных состояний. Чаще всего наступление предельного состояния связывают с появлением в металле, детали или элементе конструкции какого-то явления или процесса. Но в некоторых случаях в качестве предельных состояний принимают момент, когда достигается определенный количественный уровень того или иного параметра, например прогиб балки заданной величины, определенное удлинение металла при ползучести и т.д.

Следует подчеркнуть различие между предельным состоянием и допустимым эксплуатационным состоянием. Между ними должна существовать некоторая разница, например в уровне нагрузок или температур, которая регламентируется техническими условиями, путем установления требуемых коффициентов запаса, т.е. конкретных значений отношения нагрузок предельных и эксплуатационных.

Иногда приходится рассматривать возможность наступления в одной и той же детали нескольких предельных состояний. Например, в сварном раскосе фермы, работающем при переменных растягивающих и сжимающих нагрузках, возможными предельными состояниями будут: наступление текучести, потеря устойчивости (при сжатии), появление трещины усталости или разрушение в момент приложения максимальной растягивающей нагрузки.

Наиболее опасными предельными состояниями следует считать различные виды разрушений [285]. Наступление текучести, хотя и используется часто в расчетах для определения требуемого сечения элементов, не относится к аварийно опасным, так как вызывает лишь нарушение размеров вследствие пластических деформаций.

В большинстве случаев конструкции проектируют так, чтобы предельное состояние в них в период эксплуатации не наступало. В некоторых случаях, если достижение предельного состояния не вызывает аварийной ситуации, предусматривают возможность ремонта конструкции или замены узла тогда, когда предельное состояние уже наступит.

Степень близости эксплуатационного состояния к предельному может быть различной, что оценивают вероятностью ненаступления предельного состояния. Считается, что чем больше вероятность ненаступления предельных состояний, тем выше уровень работоспособности сварной конструкции.

Под работоспособностью сварных конструкций понимают их способность сопротивляться наступлению тех предельных состояний, которые ограничивают их нормальную эксплуатацию. Имеются в виду не только предельные состояния, наступление которых связано с действием нагрузок, но также и такие, как коррозионная стойкость, герметичность,сопротивление потоку и другие. В отличие от работоспособности, под несущей способностью обычно понимают сопротивляемость конструкций наступлению предельных состояний, связанных с действием нагрузок. Понятие работоспособности и несущей способности относят не только к сварным конструкциям, но и к отдельным сварным соединениям.

В ряде случаев отождествляют понятие несущей способности и прочности, понимая под последней в широком (инженерном) смысле слова способность материала, сварного соединения, детали или конструкции сопротивляться не только разрушению, но и наступлению текучести, потере устойчивости, распространению трещин и другое. В более узком, научном смысле слова, под прочностью следует понимать только сопротивление разрушению.

Сварные соединения характеризуются рядом свойств. Для несущей способности наиболее важны механические свойства сварных соединений, т.е. их способность сопротивляться деформированию и разрушению под действием внешних механических сил. Прочность, пластичность, вязкость, жесткость — это все отдельные виды механических свойств. Высокая работоспособность сварных конструкций во многих случаях зависит от механических свойств сварных соединений, реже от их физических или химических свойств, например таких, как электропроводводность, сопротивление коррозии, плотность и др.

Свойства сварных соединений отличаются от свойств основного металла, так как они формируются под влиянием весьма многочисленных факторов. Это исходный основной металл, сварочные материалы, воздействие источников энергии, сложные процессы плавления и кристаллизации металла в процессе сварки, взаимодействие его с окружающими жидкими и газовыми компонентами, структурные превращения при воздействии изменяющихся температур, случайное возникновение разного рода несплошностей и другие. Ввиду большого числа факторов, свойства сварных соединений могут изменяться в очень широких пределах. Основная задача при организации технологического процесса состоит в ограничении возможных вариантов и смещении их в по возможности в благоприятную сторону, имея в виду,

что одной из характерных особенностей механических свойств сварн соединений по сравнению с основным металлом является их бо значительное рассеяние.

Второй и, пожалуй, главной особенностью большинства сварн соединений является неоднородность свойств отдельных участк сварного соединения. Это относится как к механическим, так и физическим и химическим свойствам.

Третья особенность сварных соединений связана с их форм вызванной не только условиями их образования, но и возможны дефектами сплошности, что предопределяет в ряде случаев весь высокую концентрацию напряжений. Концентрация пластическ деформаций в процессе сварки и термическое воздействие мог вызывать у ряда сталей деформационное старение, что край неблагоприятно сказывается в отношении их хладостойкости.

Четвертая особенность сварных соединений связана с наличи в них в большинстве случаев высоких остаточных собственных напряж ний. Остаточные напряжения сами по себе не способны измени свойства металла, но в некоторых случаях могут существенно влия на механические свойства сварного соединения в целом, когда возн кает взаимодействие остаточных напряжений с эксплуатационными.

Необходимо также указать на особенность листовых сварн конструкций, которая связана с третьей и четвертой особенностям сварных соединений, а также с условиями их сборки. Имеется в ви такое искажение формы листовой конструкции, вызывающее пружинение, которое не устраняется пластическими деформациям возникающими при приложении нагрузок (рис. 3.1.1).

Таким образом, механические свойства сварных соединен зависят от свойств металла отдельных его участков, геометрическ форм сварного соединения, остаточных напряжений и степени рассе ния каждого из указанных факторов.

Следует различать простейшие механические свойства метал отдельных участков сварного соединения и механические свойст сварного соединения в цело Простейшие механические свойс ва металла отдельных зон оценив ют временным сопротивлением пределом текучести, относител ным удлинением и поперечны сужением, определяемыми н круглых цилиндрических образц при статическом растяжении.

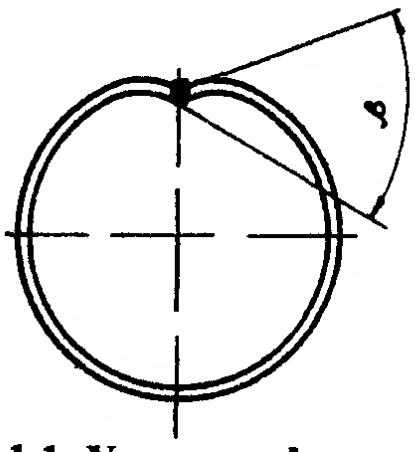


Рис. 3.1.1. Угловая деформация при сварке продольного шва обечайки

Сравнительно экономной в определении и достаточно информативной является твердость металла. Ее распределение в сечении сварного соединения при наличии корреляционных зависимостей между твердостью и другими простейшими механическими свойствами позволяет судить об уровне прочности отдельных зон, а также о степени неоднородности механических свойств. По твердости можно приближенно судить о структурном состоянии металла.

Свойства однородного металла оценивают также многими другими характеристиками: ударной вязкостью, волокнистостью поверхности разрушения, сопротивлением усталости, вязкостью разрушения при наличии в металле трещины и т.д.

Свойства сварных соединений оценивают в ряде случаев теми же характеристиками или критериями, что и однородный основной металл, но при этом в них вкладывают иное содержание. Например, распространенной характеристикой прочности является временное сопротивление $\sigma_в$. Можно говорить о временном сопротивлении металла шва или металла околошовной зоны, если образцы взяты достаточно малыми, чтобы содержать в себе относительно однородный по свойствам металл. Временное сопротивление сварного соединения $\sigma'_в$, напротив, следует определять на достаточно крупных образцах, которые бы включали в себя все типичные зоны сварного соединения и обеспечивали такое взаимодействие их между собой, которое характерно для работы сварного соединения в конструкции. Такая характеристика, как предел текучести сварного соединения, в большинстве случаев вообще не может быть определена, так как, во-первых, из-за неоднородности механических свойств пластические деформации возникают не по всей длине образца одновременно, во-вторых, пластические деформации неравномерны в поперечном сечении образца из-за эффекта контактного упрочнения, в-третьих, натуральное сварное соединение с неснятым усилением создает концентрацию напряжений и даже может иметь собственные напряжения, что в принципе делает поле напряжений в образце неоднородным. Предел выносливости сварного соединения следует определять для практических целей также на достаточно крупных образцах, содержащих в себе все особенности сварного соединения, в том числе и остаточные напряжения, хотя последнему условию часто трудно удовлетворить из-за необходимости увеличения размеров образца.

Таким образом, механические свойства сварных соединений — это их способность сопротивляться деформировнию и разрушению под воздействием внешних и собственных механических сил в условиях характерной для сварных соединений концентрации напряжений, неоднородности свойств и собственных напряжений.

§ 3.2. Целевое назначение испытаний и расчетов сварных соединений и конструкций

Одна из главных задач науки о прочности состоит в определении степени соответствия материала и, в частном случае, сварных соединений тем эксплуатационным условиям, которые возникают в конструкциях. Наиболее естественным путем определения свойств является экспериментальный. Однако воспроизведение реальной обстановки в условиях лаборатории осложняется несколькими существенными обстоятельствами. Во-первых, сложным характером воздействий, которые встречаются в условиях эксплуатации. Во-вторых, многообразием вариантов эксплуатационных условий. В-третьих, тем, что деталь в процессе работы, как правило, не должна переходить в предельное состояние нередко многие годы. Следовательно, испытание должно быть ускорено путем усиления действия тех или иных факторов. Но каких — нагрузок, размеров дефектов, частоты нагружения? По крайней мере, только для решения этих последних вопросов уже требуется расчетный аппарат науки о прочности. Сложилась определенная система взаимодействия экспериментального и расчетного начал в науке о прочности. Эта система непрерывно изменяется в зависимости от успехов в той или иной отрасли знаний. Цель ее состоит в определении разнообразными средствами свойств материалов, деталей, сварных соединений и конструкций. Частные задачи, которые ставят перед испытаниями, обычно состоят в следующем.

1. Контроль свойств при приемке и сдаче продукции. Для этой цели отбирают отдельные изделия или изготовляют специальные образцы, чтобы путем испытаний определить их соответствие установленным требованиям. При этом используют, как правило, простейшие и недорогие виды испытаний, обычно стандартные.

2. Сравнение между собой различных металлов, вариантов технологических процессов, способов сварки, термической обработки с целью выбора лучшего варианта. Эти испытания также часто являются стандартными, но в некоторых случаях сравнение ведут на основе специальных критериев, которые более точно отвечают условиям эксплуатации, или даже на основе данных натурных испытаний.

3. Получение количественных характеристик, которые предназначены для оценки несущей способности соединения, узла или сварной конструкции. Результаты таких испытаний используются либо для непосредственной оценки испытуемого объекта, либо должны служить в качестве исходной информации для последующих расчетных оценок на основе теории или расчетной схемы.

4. Оценка опасности дефектов. Исследования в этом случае проводят, чтобы установить закономерности влияния различных видов дефектов в конкретных условиях нагрузок, сред, температур.

5. Установление причин непредвиденных разрушений. Испытания в этих случаях могут иметь самый различный характер: от простейших, когда необходимо определить стандартные свойства, до совершенно оригинальных, если необходимо раскрыть и понять природу ранее неизученного явления.

6. Поисковые исследования, когда путем испытаний в различных условиях пытаются найти причины слабо изученных явлений, установить или вскрыть новые закономерности.

Очевидно, что сложившееся "разделение труда" между испытателями и расчетчиками выдвигает определенные требования к организации испытаний, по крайней мере в той части, которая связана с количественной оценкой уровня работоспособности конструкций. Так как экспериментальные данные являются первичной информацией и с их использованием строится вся система оценок науки о прочности, грамотный подход в вопросе о том, что и как испытывать, должен быть основным в организации испытаний.

К сожалению, в литературе опубликовано огромное количество экспериментальных данных, которые были получены без предварительных глубоких размышлений о целях исследования и которые не могут быть использованы ни для практических, ни для научных целей.

Рассмотрим некоторые вопросы организации испытаний Обычно стремятся поставить испытуемый объект в такие условия, чтобы достичь наступления предельного состояния. Во время эксплуатации сварных конструкций такое явление в общем случае довольно редкое и оно обычно вызывается либо серьезным нарушением нормальных условий эксплуатации, либо отклонением размеров, форм и свойств сварных соединений от предусмотренных, либо ошибками в проектировании и изготовлении. Регистрировать наступление предельных состояний конструкций с соответствующей аппаратурной записью происходящих процессов удается лишь при специальных испытаниях. Вследствие высокой стоимости таких испытаний чаще идут по другому пути. На основе какой-либо теоретической модели разрабатывают методы испытаний, пригодные для лабораторных условий. При этом стремятся обеспечить по возможности более близкое соответствие лабораторных условий испытаний реальным, чтобы уменьшить количество принимаемых допущений.

Важным вопросом является выбор способа усиления фактора, действующего в условиях эксплуатации. Если ограничиться воспроизведением эксплуатационных условий, то предельное состояние может вовсе не наступить или для его возникновения необходимо весьма продолжительное время. В ситуациях, связанных с действием нагрузок, чаще всего прибегают к их увеличению по сравнению с эксплуатационными. Могут быть и другие пути, например усиление действия того или иного фактора. Однако использование усиливающего действия

факторов обязательно должно выполняться на базе какой-либо теории или обоснованной расчетной модели. Проведение форсированных испытаний без четкой теоретической модели может привести к серьезным недоразумениям и ошибкам.

Должен быть обоснован выбор критерия или нескольких критериев, по которым ведется оценка свойств. Критерии должны быть достоверно регистрируемыми, а если их определяют путем последующего промежуточного расчета, то должна быть уверенность, что этот расчет не содержит в себе существенных допущений. Уместно в связи с этим подчеркнуть, что во время большинства механических испытаний регистрируют непосредственно только две величины — силу и перемещение, все остальное многообразие критериев получают путем последующих пересчетов.

Крайне желательно, чтобы выбранные критерии могли быть использованы для расчета наступления предельных состояний, а не служить только мерой сравнения при однотипных условиях.

Достаточность свойств сварных соединений для обеспечения их нормальной работы в конструкциях, т.е. меру или уровень работоспособности можно оценивать различными способами. Один из прогрессивных современных методов заключается в определении надежности — вероятности ненаступления предельных состояний, ограничивающих нормальную работу изделия. Менее совершенным методом оценки, но весьма распространенным в практике, является определение коэффициента запаса как отношения численного уровня критерия, при котором наступает предельное состояние, к численному уровню аналогичной величины, достигаемой в процессе эксплуатации.

В практике часто применяют и более простые, но менее совершенные критерии работоспособности. Например, требование в отношении достаточной работоспособности сварного соединения часто сводят к тому, чтобы свойства металла отдельных зон сварного соединения и сам шов совпадали со свойствами основного металла или были весьма близкими к нему. В этом случае фактор неоднородности свойств исключают.

Достаточно элементарным в случае наличия неоднородности свойств является также подход, когда о прочности, пластичности или вязкости соединения судят по свойствам наиболее слабой зоны. Ограничиваются при этом определением прочности и пластичности наплавленного металла, ударной вязкости и угла загиба отдельных зон соединения, хотя при этом участвуют в работе и соседние участки, и по ним судят о свойствах соединения в целом.

Хотя в большинстве случаев свойства отдельных зон или свойства соединения не совпадают со свойствами основного металла, однако это не означает, что работоспособность сварной конструкции должна

оказаться ниже работоспособности аналогичной конструкции без сварных соединений.

Значительным шагом вперед в оценке свойств сварных соединений по механическим свойствам отдельных зон явились работы О.А.Бакши, позволившие установить ряд расчетных и экспериментальных корреляционных зависимостей между размерами зон и уровнем их свойств, с одной стороны, и свойствами сварных соединений, с другой [6]. При расчетном переходе от свойств отдельных зон к свойствам сварных соединений, от известных свойств сварных соединений к свойствам сварной конструкции в целом неизбежны неточности, вытекающие из неполного совершенства существующих теорий и недостаточности исходной информации. Это предопределяет несовпадение расчетной и конструкционной прочности и также должно приниматься во внимание при определении уровня работоспособности.

В методах оценки работопособности сварных соединений и элементов сварных конструкций, независимо от того, какое предельное состояние используется, в явном или неявном виде присутствуют два начала — одно, связанное с напряженно-деформированным состоянием объекта, другое — со свойствами металла.

Напряженно-деформированное состояние в большинстве случаев определяют расчетным путем аналитически или численно; реже используют экспериментальные методы. Следует подчеркнуть, что знание только напряженно-деформированного состояния еще не позволяет дать ответ на вопрос о прочности соединения, о возможности его разрушения. Это вытекает хотя бы из того обстоятельства, что в расчетах напряженно-деформированного состояния участвуют такие характеристики металла, как модуль упругости, диаграмма деформирования металла и другие, которые не имеют прямой связи с характеристиками, ответственными за разрушение металла.

Механические свойства металлов и сварных соединений определяют обычно экспериментальным путем. Роль расчета состоит в том, чтобы с его помощью определить так называемую левую часть равенства, в которой находится та или иная характеристика напряженно-деформированного состояния, а в правой части присутствует характеристика механического свойства. Сравнение этих двух величин является заключительной стадией расчета при принятии решения о допустимости тех или иных состояний.

Из изложенного выше положения о том, что расчет на прочность в общем случае состоит из сравнения двух характеристик, каждая из которых принадлежит к своему классу величин, вовсе не вытекает, что расчет напряженно-деформированного состояния не играет никакой роли в определении механических свойств металлов. Напротив, подавляющее большинство современных характеристик механических свойств может быть определено и вычислено только путем привлечения расчета

напряженно-деформированного состояния испытываемого образца. Например, определение критического коэффициента интенсивности напряжений K_c и многих других критериев механики разрушения возможно лишь в том случае, если результаты испытаний обработаны с применением расчетов, позволяющих определить деформированное состояние в момент достижения критических условий.

Следует четко различать между собой критерии напряженно-деформированного состояния и критерии механических свойств, если даже они имеют близкое звучание и буквенное обозначение. В этом отношении характерным является положение в механике разрушения. Иногда слова "коэффициент интенсивности напряжений," которые в прямом своем значении относят к характеристике напряженно-деформированного состояния K, могут в контексте означать и механическую характеристику металла K_c — критический коэффициент интенсивности напряжений, т.е. совершенно другое понятие. Для определения тех и других используют один и тот же расчетный аппарат, и те и другие называют критериями механики разрушения. Однако это не должно давать повода для их отождествления и создавать впечатление, что для расчета на прочность достаточно лишь найти напряженно-деформированное состояние рассчитываемого объекта без привлечения механических характеристик металла.

Простейшие методы расчета по средним напряжениям обычно не нуждаются в каких-либо сложных методах определения напряженно-деформированного состояния.

Учет концентрации напряжений, определение напряжений вблизи трещин, расчет за пределами упругости, в особенности при неоднородных механических свойствах и сложной геометрической форме тел, привели к развитию многих эффективных методов расчетного и экспериментального определения напряженно-деформированного состояния, без которых невозможно использование современных методов расчета на прочность. Этому посвящена гл. 5.

§ 3.3. Неравнопрочность сварного соединения и требования к испытаниям

Главная задача испытаний сварных соединений со свойствами, не совпадающими со свойствами основного металла, состоит в том, чтобы установить действительную степень неравнопрочности. Искусственно воспроизведенная неравномерность свойств, не соответствующая возможным ситуациям, порождает необоснованное сомнение в отношении действительной работоспособности сварного соединения. Поэтому выбор усиливающего воздействия при организации испытаний, предназначенных для использования в расчетах, имеет не только теоретическое, но и большое практическое значение.

Обсуждаемые ниже вопросы относительно рациональных и обоснованных подходов к испытаниям сварных соединений в значительно меньшей мере относятся к испытаниям, предназначенным для контроля или выбора подходящих вариантов технологического процесса, когда требуется лишь качественная оценка, не влияющая на принимаемые конструкционные решения.

Рассмотрим статически нагруженный элемент, имеющий сварное соединение Основным предельным состоянием для случая статического нагружения принимают в расчетах наступление текучести металла, которое является нежелательным из-за большой изменяемости размеров детали после начала ее текучести. Допускаемое напряжение устанавливают, ориентируясь на предел текучести основного металла, с учетом возможного его рассеяния, превышения нагрузки и уменьшения поперечного сечения элемента. Коэффициент запаса $n_т$ по предельному состоянию наступления текучести составляет при этом отношение $\sigma_т$ к эксплуатационному напряжению $\sigma_э$. Существует большое число факторов, вызывающих снижение прочности сварного соединения по сравнению с основным элементом. Это и пониженные значения $\sigma_т$ в зонах высокого отпуска, неоднородность механических свойств, значительное рассеяние механических характеристик вследствие колебаний параметров режима сварки, химического состава, присутствие различных концентраторов как неизбежных (форма шва), так и дефектов в виде различных несплошностей.

По указанным причинам для сварных соединений при статических нагрузках необходимо рассматривать оба предельных состояния как наступление текучести, так и разрушение. Рассмотрим роль этих двух предельных состояний в обеспечении нормальной эксплуатации и уместные подходы к их определению опытным путем. Наступление текучести сварного соединения, если оно происходит при $\sigma < \sigma_т$ ($\sigma_т$ — предел текучести основного металла), представляет куда меньшую опасность, чем текучесть основного металла. Объясняется это тем, что текучесть сварного соединения охватывает очень небольшой объем металла и поэтому играет небольшую роль в изменяемости формы конструкции.

Таким образом, не сам факт наступления текучести сварного соединения, а уровень изменяемости размеров и формы конструкции является определяющим для суждения о допустимости течения сварного соединения. Наступление текучести в основном элементе априорно означает из-за его, как правило, больших размеров, возможность существенного искажения конструкции. В сварном соединении это является исключением.

Рассмотрим особенности наступления предельного состояния разрушения. В основном металле при вязком его состоянии разрушение

считают наступающим по достижении напряжением уровня временного сопротивления $\sigma_в$. Получающийся при этом коэффициент запаса по разрушению $n_р = \frac{\sigma_в}{\sigma_э}$ следует рассматривать не как требуемый, а как естественно сложившийся. При другом соотношении $\sigma_в$ и $\sigma_т$ он мог бы оказаться другим.

Существенными являются условия определения уровня разрушающей нагрузки для сварного соединения, которое, как правило, не является однородным ни по механическим свойствам, ни по напряженному состоянию. Условия работы сварного соединения радикальным образом изменяются при переходе основного металла элемента из упругого состояния в пластическое. Но в действительности во время эксплуатации такое состояние исключено из-за невозможности перехода основного элемента в состояние общей текучести. Поэтому определение уровня разрушающей нагрузки для сварного соединения в условиях, когда основной металл течет, неправомерно. Исследование несущей способности сварного соединения при статической нагрузке должно выполняться путем усиления действия тех отрицательных факторов, которые в действительности на практике могут привести к его разрушению. Это в первую очередь уменьшение сечений угловых швов, снижение $\sigma'_т$ и $\sigma'_в$ наплавленного металла в стыковых и угловых швах, усиление степени разупрочнения мягких прослоек, увеличение их размеров, присутствие различных концентраторов или дефектов, в том числе трещиноподобных.

Неприемлемость уровней нагрузок, создающих в основном металле при испытаниях $\sigma_э > \sigma_т$, может быть показана на примере стыковых соединений с мягкой прослойкой. После начала текучести основного металла эффект контактного упрочнения в мягкой прослойке существенно ослабевает и может быть сделано неверное заключение о значительной неравнопрочности сварного соединения.

Во многих случаях неравнопрочность сварных соединений существенно зависит от концентрации напряжений. Это, во-первых, случаи статического нагружения сварных соединений с ограниченной пластичностью металла, вызванной либо хрупким состоянием металла, например, от низких температур, либо высоким уровнем прочности и повышенной чувствительностью металла к концентрации напряжений. Во-вторых, это прочность при переменных нагрузках, которая в основном зависит от концентрации напряжений. Следует отметить особую роль испытаний для этих случаев, поскольку экспериментальный путь остается практически единственным для ее определения. С появлением численных методов расчета концентрации напряжений роль испытаний как инструмента для получения обобщающих данных возрастает.

Двоякая природа концентрации напряжений в сварных соединениях (от формы шва и от неравномерности передачи сил по длине

швов) позволяет ввести принципы расчленения в организацию испытаний сварных соединений. Этот принцип заключается в следующем. Испытанию подвергают отдельный участок соединения, например с лобовым или фланговым швом, чтобы определить его прочность или пластичность, зависящие только от концентрации напряжений, вызванной формой и размерами шва. Полученная информация в дальнейшем служит для предсказания прочности сложных сварных соединений, в которых имеет место концентрация напряжений по длине швов. Эта концентрация может быть определена расчетным или экспериментальным путем. Испытание сложных сварных соединений следует рассматривать как метод контрольной проверки предсказываемых результатов и как метод определения конструкционной прочности.

Метод расчленения в испытаниях сварных соединений особенно целесообразен для определения пределов выносливости. Наибольший перерасход металла ощущается в сварных конструкциях, работающих при переменных нагрузках, так как конструкторы, не располагая развитым расчетным аппаратом определения выносливости сложных соединений, вынуждены ориентироваться на наиболее неблагоприятные случаи и завышать сечения несущих элементов. Для практической реализации этого подхода необходим доступный метод определения обоих видов концентрации напряжений в сварных соединениях. Первые шаги в этом направлении сделаны на базе численных методов и введения понятия механической модели углового шва, что позволяет раздельно определять два вида концентрации напряжений (см. гл.5).

§3.4. Коэффициенты запаса

Понятие вероятности неразрушимости в практике проектирования сварных конструкций пока используют редко, обычно оценку ведут по коэффициентам запаса.

Следует различать требуемое (установленное) значение коэффициента запаса и его фактическое значение. Установленное значение коэффициента запаса формируется под влиянием очень многих факторов, не только технических, но также экономических, организационных, конъюнктурных и др .

Требуемый коэффициент запаса определяет как безопасность эксплуатации конструкций, так и их экономичность. Эти два требования находятся в некотором противоречии. Облегчение конструкции с целью повышения ее показателей возможно лишь в разумных пределах, пока это не идет во вред безопасности ее эксплуатации. Требуемые коэффициенты запаса обычно регламентированы нормативными документами и присутствуют в неявном виде, например в виде допускаемого напряжения, которое заметно ниже напряжения, соответствующего

возникновению предельного состояния. В некоторых случаях требуемый коэффициент запаса может быть указан в виде конкретного числа. Несмотря на то что практика расчетов с использованием коэффициентов запаса исчисляется многими десятилетиями, теория этого вопроса разработана еще недостаточно [148]. Обычно оценка коэффициента запаса в расчетах на прочность идет по уровню напряжений, например в виде отношения критического напряжения к эксплуатационному.

В проектных методах расчета часто используют нормативное значение предела текучести $\sigma_т$ или временного сопротивления $\sigma_в$ для определенных марок сталей. Эти значения приводят в качестве справочных для последующего определения по ним расчетных сопротивлений или допускаемых напряжений.

Указанное в справочниках нормативное сопротивление $\sigma_в$ означает тот уровень прочности, ниже которого металлургические заводы не должны выпускать конкретную марку стали. Сталь при этом часто имеет более высокий уровень прочности, чем нормативное значение. Графически распределение свойств фактически выпускаемой марки стали выглядит, как показано на рис.3.4.1. Сталь со значениями $\sigma_в$ ниже, чем $\sigma_{в\ норм}$, металлургическим заводом отбраковывается. Казалось бы, что в этом случае не следует вводить какие-либо коэффициенты запаса на механические свойства материала. На самом деле коэффициенты запаса на свойства материала $n_м$ несколько выше единицы вводятся. Объясняется это тем, что имеется рассеяние свойств металла даже в пределах одного листа, а тем более плавки. Отдельные детали, изготовленные из одного листа, могут иметь свойства несколько более низкие, чем $\sigma_{в\ норм}$. Смысл вводимого коэффициента запаса в этом случае заключается в учете неточностей, связанных с определением механических свойств металла на ограниченном числе образцов и невозможностью отыскания минимальных значений.

Введение коэффициентов запаса на размеры швов и на размеры выявленных несплошностей имеет различное назначение. Размеры швов, например угловых, имеют характер рассеяния, близкий к закону нормального распределения (рис.3.4.2). Нет полной уверенности, что в каждом соединении обязательно встретятся участки с отклонениями от K^* как в меньшую, так и в большую сторону. Кроме того, возможны непровары в корне угловых швов, что уменьшает расчетное сечение. Коэффициент запаса на расчетное сечение шва в этом случае призван увели-

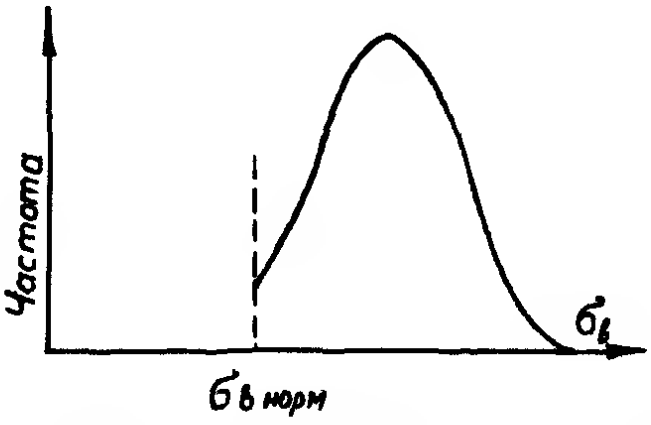


Рис. 3.4.1. Гистограмма распределений значений $\sigma_в$

чить катет, указываемый на чертежах, или толщину металла для стыковых швов.

Используемые в контрольных расчетах размеры уменьшающих прочность несплошностей, приходится увеличивать, вводя коэффициенты запаса, ввиду возможных ошибок и неточностей при определении их размеров неразрушающими методами. Здесь назначение коэффициента запаса иное, чем при определении необходимых размеров катетов угловых или сечений стыковых швов.

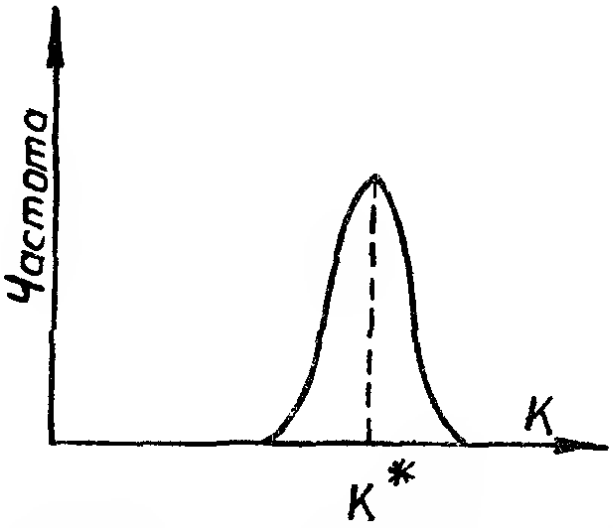


Рис. 3.4.2. Гистограмма распределений размеров угловых швов *K*

Необходимо также отметить целесообразность введения коэффициентов запаса при определении напряженно-деформированного состояния сварных соединений. Что касается установления уровня рассеяния максимальных нагрузок за длительный период эксплуатации сварных конструкций, то это прямого отношения к сварным соединениям не имеет, и в большинстве расчетов нагрузка считается заданной без необходимости введения коэффициента запаса Если запас необходим, то он должен быть учтен расчетчиками конструкций до выдачи нормативных нагрузок расчетчикам сварных соединений. Необходимость введения коэффициента запаса при определении напряженно-деформированного состояния (НДС) сварных соединений диктуется тем, что применяемые методы расчета НДС часто несовершенны, не учитывают концентрацию силовых потоков и концентрацию напряжений в местах *резких изменений сечений* Чем в меньшей мере *проявляется* пластичность и вязкость металла при наступлении разрушений, тем выше должны быть коэффициенты запаса на неточность определения НДС сварных соединений.

Запас на учет неконтролируемого изменения температур (низких или высоких) и влияние этого фактора на свойства металла осуществляют обычно не путем введения коэффициентов запаса, а изменением расчетной температуры в большую или меньшую сторону на ΔT

Подразумевается, что установленный коэффициент запаса должен компенсировать возможные отклонения нескольких параметров. нагрузки, свойств металла, сечений элементов и других. Поэтому при установлении требуемых коэффициентов запаса целесообразно пользоваться такими понятиями, как частные коэффициенты запаса и общий коэффициент запаса.

Рассмотрим указанные понятия на простейшем примере статического расчета нахлесточного сварного соединения с угловыми швами, передающего эксплуатационную силу $P_э$, для которой необходимо введение коэффициента запаса. Будем понимать под требуемыми частными коэффициентами запаса $[n] > 1$ числа, показывающие, во сколько раз нормативные значения должны быть изменены для устранения их возможных неблагоприятных отклонений:

$$[n]_р = \frac{P_{расч}}{P_э}; \qquad (3.4.1)$$

$$[n]_\tau = \frac{\tau_р}{[\tau]}; \qquad (3.4.2)$$

$$[n]_a = \frac{a_{пр}}{a_{расч}}, \qquad (3.4.3)$$

где $P_{расч}$ — расчетная сила; $P_э$ — эксплуатационная сила; $\tau_р$ — нормативное минимальное значение прочности швов на срез; $[\tau]$— допускаемое (расчетное) напряжение среза в швах; $a_{пр}$ — проектное сечение шва, указываемое на чертеже; $a_{расч}$ — расчетное сечение шва.

Здесь предполагается, что длина швов, которая легко может быть проконтролирована, точно соответствует указанной на чертеже. Общий требуемый коэффициент запаса равен произведению частных требуемых коэффициентов запаса:

$$[n] = [n]_р\,[n]_\tau\,[n]_a. \qquad (3.4.4)$$

Расчетная формула для определения необходимого (проектного) сечения шва будет иметь вид

$$a_{пр} = \frac{P_э\,[n]_р\,[n]_\tau\,[n]_a}{\tau_р\,l}, \qquad (3.4.5)$$

где l — длина периметра швов соединения.

Не во всех случаях расчетные формулы имеют такую структуру, что все параметры входят в первой степени. Например, при расчете стыкового сварного соединения с непроваром (рис. 3.4.3) на сопротивляемость разрушению при высокой чувствительности металла к концентрации напряжений формула имеет вид

$$\sigma_c = \frac{K_c}{A\sqrt{l}}, \qquad (3.4.6)$$

где σ_c — критическое напряжение, при котором происходит разрушение, K_c— критический коэффициент интенсивности напряжений, l — характерный размер непровара по толщине листа s, A — численный коэффициент, отражающий расположение непровара или трещины в соединении.

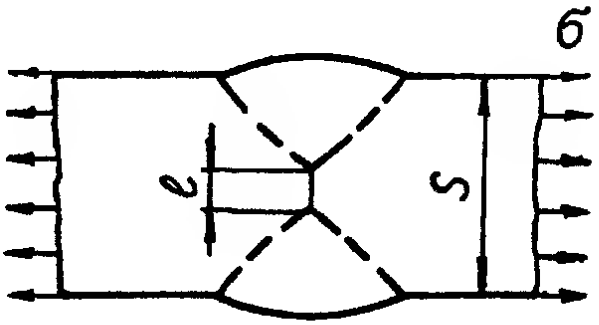


Рис. 3.4.3. Стыковое соединение с непроваром

Пусть заданы требуемые коэффициенты запаса по нагрузке (напряжению) $[n]_p$, механической характеристике $[n]_k$, возможному отклонению от установленного размера непровара $[n]_l$.

Тогда расчетная формула для определения допускаемого эксплуатационного напряжения примет вид

$$\sigma_э = \frac{K_c}{[n]_k [n]_p A \sqrt{l [n]_l}}. \qquad (3.4.7)$$

Общий коэффициент запаса, показывающий, во сколько раз возможно отклонение какого-либо из параметров для достижения критического состояния, если остальные параметры считать неизменными, будет в данном случае в отношении K_c и σ_c иметь одно значение, а в отношении l — другое. Для K_c и σ_c

$$[n]_1 = [n]_k [n]_p [n]_l^{1/2}; \qquad (3.4.8)$$

для l

$$[n]_2 = [n]_k^2 [n]_p^2 [n]_l. \qquad (3.4.9)$$

Если требуемые частные коэффициенты запаса обычно устанавливают директивным путем и они, как правило, никакому расчетному определению не подлежат, то фактические коэффициенты запаса могут быть определены либо экспериментально, либо расчетным путем.

Чаще всего в экспериментах определяют фактический коэффициент запаса как общий коэффициент по тому параметру, который определяют во время опыта. Если, например, в испытании регистрируют разрушающую нагрузку P_p сварного соединения с угловыми швами, а механические свойства и размеры катетов швов считают отвечающими нормативным значениям, то отношение $P_p / P_э$ дает общий коэффициент запаса.

Более прогрессивными, но и более трудоемкими являются методы проектирования, использующие в качестве расчетной базы вероятностные методы. Для таких расчетов необходимо располагать достаточно достоверной информацией о рассеянии участвующих в расчете величин. В простейших случаях это механические характеристики металла, нагрузки и сечения проектируемых элементов. Рассеяние каждого из указанных параметров должно быть описано соответствующими реаль-

ной действительности законами распределения с указанием количественных характеристик этих распределений. Если указанные условия выполнены и задана вероятность неразрушимости детали в виде конкретного числа, например 0,999 или 0,995, то метод расчета, вообще говоря, сводится к построению рациональной процедуры математических действий на основе аппарата теории вероятностей и математической статистики.

Представляется, что возможна такая система организации расчетов с использованием указанных выше принципов, при которой вся подготовительная часть работы проводится научно-исследовательскими отделами, а проектировщик пользуется формально коэффициентами запаса, численные значения которых соответствуют определенным уровням вероятности неразрушимости. Рассмотрим сказанное на примерах.

Пусть параметром, имеющим рассеяние по нормальному закону, является механическая характеристика, например предел выносливости σ_0 (рис.3.4.4, *а*), в то время как нагрузка, отнесенная к сечению $\sigma_э$, остается строго постоянной. Разным принятым проектировщиком сечениям будут соответствовать различные уровни напряжений $\sigma_{э_1}$, $\sigma_{э_2}$, которые будут давать различную вероятность разрушимости (зачерненная площадь левее $\sigma_{э_1}$ или $\sigma_{э_2}$). Значение предела выносливости может быть задано либо в виде математической зависимости $f(\sigma_0)$, либо в виде числа $\sigma_{0\,\min}$, взятого, например, на расстоянии 2 *s* от среднего значения σ_0^*. В последнем случае отношения $\frac{\sigma_{0\,\min}}{\sigma_{э_1}}$ и $\frac{\sigma_{0\,\min}}{\sigma_{э_2}}$ могут формально рассматриваться как коэффициенты запаса, соответствующие различным вероятностям неразрушимости (или разрушимости).

В другом примере (рис.3.3.4, *б*) пусть механическая характеристика σ_p — сопротивляемость хрупкому разрушению сварного соединения при низкой температуре имеет закон $f(\sigma_p)$. Пиковые максимальные нагрузки, например, при работе бульдозера дают распределение максимальных напряжений $\sigma_э$ в виде $F(\sigma_э)$. За счет выбора различных сечений элементов конструкций расчетчик может изменить положение кривой $F(\sigma_э)$ без изменения ее формы. Если минимальное значение $\sigma_{p\,\min}$ задать как отстоящее от σ_p^* на 2 s_p, а максимально возможную расчетную нагрузку также задать в виде числа, которое при каком-то значении сечения дает $\sigma_{э\,\max}$, то $\sigma_{p\,\min} / \sigma_{э\,\max}$ будет восприниматься как коэффициент запаса, отдельные значения которого будут соответствовать различной вероятности разрушимости — зачерненной площади на рис.3.4.4,*б*.

Представленные примеры показывают, что форма проведения расчетов еще не предопределяет его качество и достоверность. Можно было бы привести примеры, в которых расчеты ведутся по вероятностным моделям, в то время как достоверных численных значений в правой

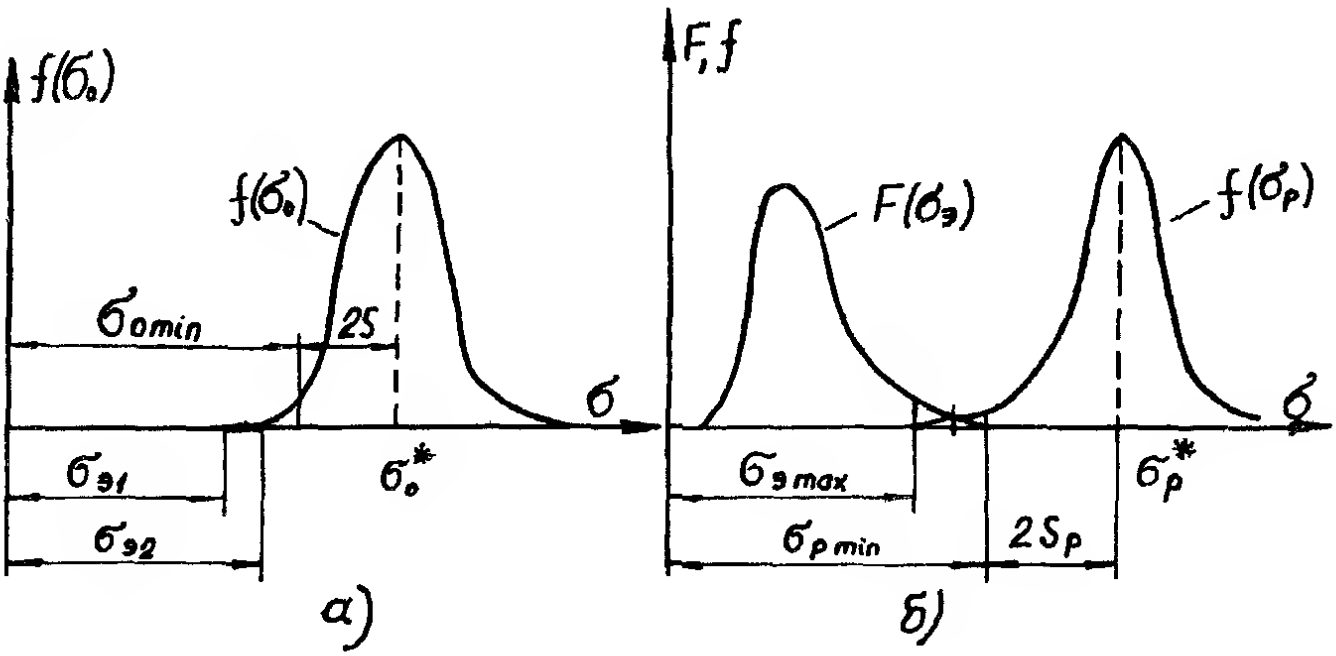


Рис. 3.4.4. Законы распределения:
а — предела выносливости; *б* — сопротивляемости хрупкому разрушению $\sigma_р$ и максимального напряжения $\sigma_э$

части кривой $F(\sigma_э)$ и в левой части кривой $f(\sigma_р)$ нет. Они априорно приняты как соответствующие каким-либо законам распределения, а численные значения получены путем экстраполяции кривых в области, где нет опытных данных.

В связи с изложенным представляется, что при построении конкретной процедуры расчета на первом этапе необходимо четко установить факторы, влияющие на прочность, и дать их связь на основе детерминированной модели. В последующем учет рассеяния факторов позволит учесть и вероятностный аспект происходящих процессов.

При выполнении контрольных расчетов сварных соединений с несплошностями в большинстве случаев бывает достаточен альтернативный ответ, наступит или нет рассматриваемое предельное состояние при известных нагрузках, свойствах металла и размерах несплошностей. Однако в некоторых случаях бывает необходима количественная оценка фактического состояния по отношению к критическому. Ответ может быть дан в виде вероятности неразрушимости (разрушимости) либо в виде фактического коэффициента запаса. Анализ ситуации показывает, что для вероятностной оценки фактического состояния сварного соединения приходится задаваться законом распределения несплошностей, а также вероятности механических свойств при таких низких значениях их уровней, при которых никаких экспериментальных данных нет. Фактически дело сводится к сложному и весьма точному расчету по произвольно заданным зависимостям, что представляется нелогичным.

§ 3.5. Расчетная и конструкционная прочность

Большую часть сварных конструкций в процессе проектирования рассчитывают на прочность или жесткость. Существующие нормы расчета ставят проектировщика в определенные условия. При стремлении получить экономичную конструкцию с минимальной массой и недорогую в изготовлении у него остаются только возможности, связанные с выбором материала и конструктивных форм. Напротив, при желании перестраховаться и получить конструкцию более прочную, даже путем увеличения массы, проектировщик также ограничен нормами расчета.

Мерилом правильности использованного расчета является фактическая прочность конструкции, которая зависит не только от точности расчета, но и от конкретной технологии изготовления, наличия дефектов в конструкции, использованных методов контроля. Имеется диалектическая взаимосвязь между нормами расчета, достигнутым уровнем знаний в науке о прочности и фактическим уровнем технологии и контроля в конкретном производстве. Рассмотрим понятия расчетной и конструкционной прочности и причины их несовпадения.

Расчетная прочность — это установленная в результате расчета путем использования характеристик материала и аппарата теории способность сварного соединения или конструкции сопротивляться наступлению тех предельных состояний, которые соответствуют наступлению отказа в работе. Конструкционная (фактическая) прочность — это установленная в результате испытания или эксплуатации при конкретных свойствах материала, значений и характере действия нагрузок, температуре, среде, а также технологии изготовления способность сварного соединения или конструкции сопротивляться наступлению тех же предельных состояний, от которых зависят их служебные свойства.

Конструкционная прочность по своей природе является величиной, которая имеет рассеяние, поскольку имеют рассеяние свойства материала и размеры. Отсюда следует, что уровень рассеяния различных видов прочности может оказаться существенно разным. Например, если ведется оценка прочности по предельному состоянию наступления текучести стенки сосуда, работающего под давлением, то рассеяние будет находиться в пределах рассеяния свойств металла по $\sigma_т$ и толщины листового металла. Для многих марок металла это рассеяние обычно невелико. Если же оценка прочности будет проводиться по предельному состоянию разрушения сосуда, изготовленного из высокопрочной стали, чувствительной к концентрации напряжений, то рассеяние будет зависеть от концентрации напряжений, которая в свою очередь зависит от радиусов закруглений в зонах концентрации. Рассеяние в этом случае окажется более значительным. Сравнение по долговечности при испытании сосудов при переменном давлении даст еще большее

рассеяние результатов. Расчеты на прочность обычно ведут, используя детерминистический подход. Поэтому одному полученному расчетному уровню прочности будет всегда соответствовать некоторая совокупность неодинаковых значений фактически наблюдаемой конструкционной прочности. Это одна из основных причин несовпадения расчетной и конструкционной прочности, вытекающая из самого принципа построения расчета, не рассматривающего рассеяние факторов, участвующих в расчете. Не следует переоценивать значение отмеченного обстоятельства для практической деятельности. Если ориентироваться на статистически минимальное значение величины, например на $(\sigma_т^* - 3\ s_т)$, где $\sigma_т^*$ — среднее значение предела текучести, $s_т$ — среднее квадратическое отклонение значения предела текучести, что обычно и делают при расчетах с использованием $\sigma_т$, а значение конструкционной прочности брать также по статистически минимальному уровню, то отличие расчетной и конструкционной прочности при условии минимального влияния других факторов будет невелико.

Значительное влияние на различие уровней расчетной и конструкционной прочности оказывают дефекты. В современных расчетах не принято заранее включать дефект как фактор, подлежащий учету на стадии проектирования. Технологические требования к сварным конструкциям обычно таковы, что не допускают наличия в них опасных дефектов. Принципиально это может быть достигнуто применением 100% контроля качества неразрушающими методами. Поскольку даже в этом случае сохраняется некоторая вероятность пропуска дефекта, то, естественно, остается и вероятность отклонения расчетной прочности от конструкционной. При выборочном контроле вероятность несовпадения расчетной и фактической прочности будет еще значительней. Если поток дефектов в производстве является стабильным, а уровень максимально возможных дефектов не превышает какого-то значения, то может быть назначен определенный коэффициент запаса по прочности, который сделает вероятность разрушения при эксплуатационных нагрузках близкой к нулю, несмотря на значительное отличие расчетной и конструкционной прочности.

Следующая причина несовпадения расчетной и конструкционной прочности заключается в недостаточных знаниях комплексного влияния нескольких одновременно действующих факторов. Большая часть методов расчета развита для отражения влияния какого-либо одного фактора. Учет в расчетах каждого фактора в отдельности является недостаточным, что и порождает неизбежные расхождения между предсказанной и фактической прочностью. Недостаточность учета влияния слабо изученных факторов также является одной из причин несовпадения расчетной и конструкционной прочности.

Типичным примером может служить неучет низких климатических температур, существенно влияющих на чувствительность материала к

концентрации напряжений. Методы расчета, способные отразить это влияние, только создаются, тогда как разрушения конструкций при низких температурах довольно часты. Меры повышения сопротивления хрупким разрушениям при низких температурах состоят пока в использовании хладостойких металлов и термической обработки после сварки, если это возможно

Использование высокопрочных металлов, работающих при высоком уровне напряжений и весьма чувствительных к концентрации напряжений, послужило мощным стимулом для разработки научного направления механики разрушения при наличии трещин. Начальный опыт применения таких сталей без учета фактора трещиностойкости дал немало примеров разрушений.

Несовпадение расчетной и конструкционной прочности является также следствием неправильного выбора предельных состояний и критериев. Широко распространенным примером такого рода является расчет сварной конструкции по предельному состоянию наступления текучести, в то время как она должна быть рассчитана на выносливость по предельному состоянию разрушения от усталости или на сопротивляемость разрушению из-за концентрации напряжений.

При создании сварных конструкций необходимо стремиться к сближению уровней расчетной и конструкционной прочности. Если расчетная прочность выше конструкционной, то при небольших коэффициентах запаса не исключены выходы конструкций из строя по причине наступления предельного состояния. Если расчетная прочность ниже конструкционной, то это означает, что допущен перерасход металла. Проектировщик располагает большими возможностями, чтобы расчетные уровни прочности мало отличались от фактических. Необходимо принимать такие конструкторские решения, которые бы исключали действие неясных в расчетном и физическом плане факторов. При высокой чувствительности материала к концентрации напряжений обязательно должен быть установлен для расчета размер возможного невыявленного дефекта в виде трещины и проведена оценка опасности этого дефекта в условиях эксплуатации. Значительно влияние технологии на конструкционную прочность. Сварка относится к технологическим процессам, способным сильно повлиять на качество металла. Послесварочная термическая обработка, хотя и удорожает стоимость производства, в некоторых случаях является необходимой для улучшения, а главное для выравнивания свойств металла в различных частях сварных соединений и конструкции в целом. При создании новых изделий, в которых действуют слабо изученные факторы, расчет прочности может оказаться недостаточным ввиду его неполного соответствия реальной ситуации. В таких случаях следует прибегать к испытанию узлов и элементов конструкций на прочность, исследованию напряжений и деформаций в них.

Глава 4

КРИТЕРИИ ПРОЧНОСТИ И ПЛАСТИЧНОСТИ В МЕХАНИКЕ РАЗРУШЕНИЯ

§ 4.1. Общие положения

Разрушение, наступающее при однократном приложении постоянно возрастающей нагрузки, может быть либо хрупким (разрушение сколом), либо вязким, связанным с развитием пластических деформаций.

Для вязкого разрушения Г.В.Ужик [323] приводит следующий критерий:

$$\sigma_i > \sigma_т;\ \sigma_1 = S_{раз} = f(\sigma_1 / \sigma_i)\ , \qquad (4.1.1)$$

где σ_i , σ_1 — интенсивность напряжений и максимальное главное напряжение; $S_{раз}$ — сопротивление разрушению деформированного металла; $\sigma_т$— предел текучести при растяжении.

При растяжении гладкого образца, когда $\sigma_1 / \sigma_i \cong 1$, разрушению предшествуют, как правило, значительные пластические деформации, наличие концентратора напряжений в той или иной степени увеличивает жесткость напряженного состояния в зоне вершины концентратора ($j = \sigma_1 / \sigma_i > 1$), что соответственно ограничивает развитие пластических деформаций перед возникновением трещины у вершины концентратора. В случае объемного растяжения с равными компонентами $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3$ интенсивность напряжений σ_i и деформаций ε_i оказываются равными нулю, развитие пластических деформаций становится невозможным, и разрушение должно происходить хрупко сколом при

$$\sigma_1 = S_{отр}\ , \qquad (4.1.2)$$

где $S_{отр}$ — сопротивление отрыву недеформированного металла, равное напряжению микроскола $R_{мс}$.

Условия наступления идеально хрупкого разрушения при $\sigma_i = 0$ и $\varepsilon_i = 0$, то есть при $j = \sigma_1 / \sigma_i = \infty$, в реальных условиях не реализуются. Максимально возможное значение коэффициента $j \approx 2{,}6 \ldots 3{,}0$ соответствует объемно-напряженному состоянию в условиях плоской деформации, которое может иметь место в локальной зоне у вершины трещины. В этом случае хрупкий отрыв может наступать при крайне ограниченной пластической деформации при условии

$$\sigma_i \geq \sigma_т\ ; \qquad \sigma_1 \geq S_{отр}\ . \qquad (4.1.3)$$

Записывая условия (4.1.3) в виде

$$\sigma_1 / \sigma_i \geq S_{\text{отр}} / \sigma_{\text{т}}, \qquad (4.1.4)$$

можно видеть, что левая часть неравенства (4.1.4) представлена в виде коэффициента $j = \sigma_1 / \sigma_i$, отражающего жесткость напряженного состояния, тогда как правая часть — отношением величин, характеризующих механические свойства металла. При этом величина $S_{\text{отр}} = R_{\text{мс}}$ представляет собой некоторую константу сопротивления хрупкому разрушению, инвариантную по отношению к виду напряженного состояния, температуре, скорости деформирования, времени выдержки под нагрузкой, и зависит только от структурного состояния стали [15], тогда как величина $\sigma_{\text{т}}$ может существенно меняться в зависимости от тех же параметров.

Следовательно, выражение (4.1.4) может служить основой для установления условий наступления разрушения реального конструктивного элемента. Однако для этого необходимо, во-первых, определить жесткость напряженного состояния в локальной зоне у вершины концентратора в упругой области, а во-вторых, учесть возможное изменение напряженно-деформированного состояния (НДС) по мере роста нагрузки и развития в этой зоне пластических деформаций.

Подходы к решению таких задач для дефектов (концентраторов) трещиноподобных и нетрещиноподобных оказываются различными. Для трещиноподобных концентраторов, характеризующихся нулевым углом раскрытия и бесконечно большой остротой ($\rho = 0$), нашли использование подходы механики разрушения, для нетрещиноподобных концентраторов — подходы с позиций концентрации напряжений.

Настоящая глава 4 посвящена критериям механики разрушения элементов с трещиной. В главе 5 рассматриваются вопросы определения НДС применительно к концентраторам напряжений нетрещиноподобного типа.

Критерии механики разрушения могут иметь двоякое назначение: во-первых, дать описание напряженно-деформированного состояния в зоне вблизи конца трещины, во-вторых, характеризовать поведение материала в этой зоне, то есть его механические свойства [15, 200, 323].

Критерии различного назначения имеют различие в обозначениях. Так, если к буквенному обозначению критерия, предназначенного для описания НДС, добавить индекс "c", что соответствует слову "critical" (критический) или "p", что соответствует слову “разрушающий”, то это означает, что критерий характеризует не НДС, а механические свойства материала.

Практическое использование критериев механики разрушения для оценки свойств металлов и напряженно-деформированного состояния

распространяется не только на однородные конструктивные элементы, но и на сварные соединения. Следует иметь в виду, что широкое использование критериев механики разрушения для оценки работоспособности сварных конструкций и соединений сдерживалось и сдерживается рядом обстоятельств.

1. Механика разрушения, являясь сравнительно молодой отраслью механики, продолжает находиться в периоде становления, в особенности в части, относящейся к практическому определению свойств металлов и их использованию в инженерных расчетах на прочность. Продолжают развиваться представления о физической сущности некоторых критериев механики разрушения, расчетной связи между ними, предпочтительности или недостаточности отдельных критериев в конкретных условиях их использования, технике проведения испытаний и обработки результатов. Естественно, что в этом случае основные усилия многих исследователей направлены на решение принципиальных вопросов, не осложненных присутствием сварных соединений с неоднородностью их свойств.

2. Механика разрушения в расчетном плане развивается в основном как механика однородной среды. Главные ее положения исходят из того, что свойства металла вблизи конца трещины, где развивается зона пластических деформаций, одинаковы во всех точках тела. Сварные соединения, как правило, имеют неоднородность механических свойств, иногда очень значительную. Степень влияния этой неоднородности на результаты определения механических свойств по критериям механики разрушения оценить пока очень сложно. Некорректности, связанные с неучетом влияния неоднородности, являются также одной из причин, сдерживающей более широкое применение механики разрушения для определения свойств сварных соединений.

3. Сварные соединения, за исключением стыковых без усиления шва или со снятым усилением, имеют концентрацию напряжений, вызванную формой соединения. Это также является осложняющим обстоятельством, так как в этом случае необходимо располагать методами определения характеристик напряженно-деформированного состояния для тел довольно сложной формы.

4. Механика разрушения в основном имеет дело с трещинами. Присутствие трещин в сварных соединениях большинством норм запрещено, а с точки зрения специалистов, как правило, является признаком недостатков технологии сварки, примененных материалов, нарушениями в технологии производства и т.п. По этой причине критерии механики разрушения используют в сварных конструкциях главным образом как средство оценки свойств металла и значительно реже — для расчетных оценок опасности имеющихся трещин или трещин, которые почему-либо окажутся не обнаруженными. С другой стороны, непровары в сварных швах встречаются относительно часто,

а в нахлесточных соединениях с угловыми швами они просто неизбежны. Между тем непровар практически мало чем отличается от трещины, за исключением редких случаев, когда он имеет плавное закругление у вершины. Неопределенности, вызываемые незрелостью представлений об опасности или неопасности отдельных дефектов или отклонений от нормы, также затрудняют квалифицированное использование механики разрушения в сварных конструкциях.

Наряду с перечисленными выше обстоятельствами нужно также отметить, что сама форма сварных соединений в зонах перехода от наплавленного металла к основному, малые радиусы в этих местах, а также упомянутые выше непровары в стыковых и угловых швах являют собой примеры, в отношении которых использование аппарата и положений механики разрушения должно рассматриваться как наиболее естественное.

§ 4.2. Критические коэффициенты интенсивности напряжений

Одним из основных критериев прочности в механике разрушения является критический коэффициент интенсивности напряжений, обозначаемый как K_{Ic} или K_c. Часто его называют также силовым критерием, так как его определение в основном связано со знанием напряжений или сил в испытуемом образце. Нередко критерий K_{Ic} и K_c ассоциируют с линейной механикой разрушения. Известны примеры, когда значение K_c определяют при напряжениях, превышающих $\sigma_т$; в этих случаях отнесение K_c к критериям линейной механики разрушения неправомерно.

Под критериями линейной механики разрушения следует понимать главным образом те, определение которых может быть выполнено при условии $\sigma_{ср.р} < \sigma_т$, а точнее когда полностью соблюдаются положения, базирующиеся на аппарате теории упругости, несмотря на протекание пластических деформаций вблизи вершины концентратора. В дальнейшем, употребляя для краткости условие $\sigma_{ср.р} < \sigma_т$, будем подразумевать выполнение требований корректного определения критериев линейной механики разрушения.

Силовой критерий механики разрушения K_{Ic} относится к наиболее теоретически обоснованным и точным критериям механики разрушения. Однако рекомендации по его определению, содержащиеся в ГОСТ 25.506-85, предусматривают использование образцов со сквозной или краевой трещиной, что нередко приводит к необходимости испытания образцов весьма крупных размеров. В главе 7 изложена методика использования образцов с поверхностной трещиной, позволяющая снизить требования к толщине элементов, пригодных для корректного определения критерия K_{Ic}.

Для целей сравнения различных технологий, режимов сварки и термической обработки, где требуется качественное сопоставление в однотипных условиях, часто используют другие, более экономно определяемые критерии механики разрушения.

Значение K'_{Ic} в шве может быть различным в зависимости от направления движения трещины (рис. 4.2.1, *а, б*) — по толщине, в прямом или обратном направлении по отношению к направлению $U_{св}$, а также от расположения трещины по линии сплавления или по околошовной зоне.

Причем эти различия зависят и от того, определены ли эти характеристики на однородном образце, который имитирует какую-либо зону, или они определены на образце из сварного соединения, в котором рядом с трещиной находятся зоны металла с другими свойствами. Значения K'_{Ic}, найденные для сварного соединения, соответствуют лишь принятым в эксперименте условиям. Степень влияния неоднородности свойств на значения K'_{Ic} пока исследована мало.

Толщина металла в сварных конструкциях нередко бывает такой, что корректное определение K_{Ic} невозможно и тогда определяют K_c. При переходе от одной толщины металла к другой значение K_c изменяется, то есть K_c представляет собой условную величину, характеризующую данный металл при конкретной его толщине. Значение K_c может зависеть и от длины трещины. С учетом этого фактора разработано понятие предела трещиностойкости [199], который зависит от длины трещины. Таким образом, K_c отражает не только влияние свойств металла, но также и размеров образца, трещины, конкретной совокупности механической неоднородности и т.д.

К основным очагам концентрации напряжений в сварных соединениях относят несплавления, плоские шлаковые включения и некоторые другие дефекты. Если непровары на рис.4.2.2,*а,б,в* можно отнести в ряде случаев к дефектам, то непровары в нахлесточных соединениях и

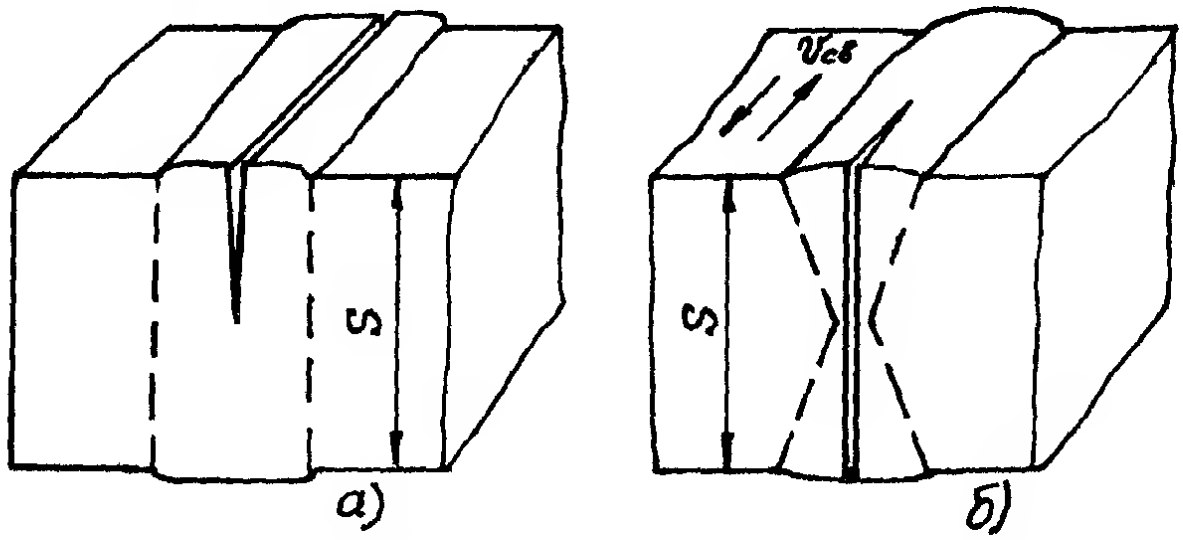


Рис. 4.2.1. Расположение трещины в стыковом шве

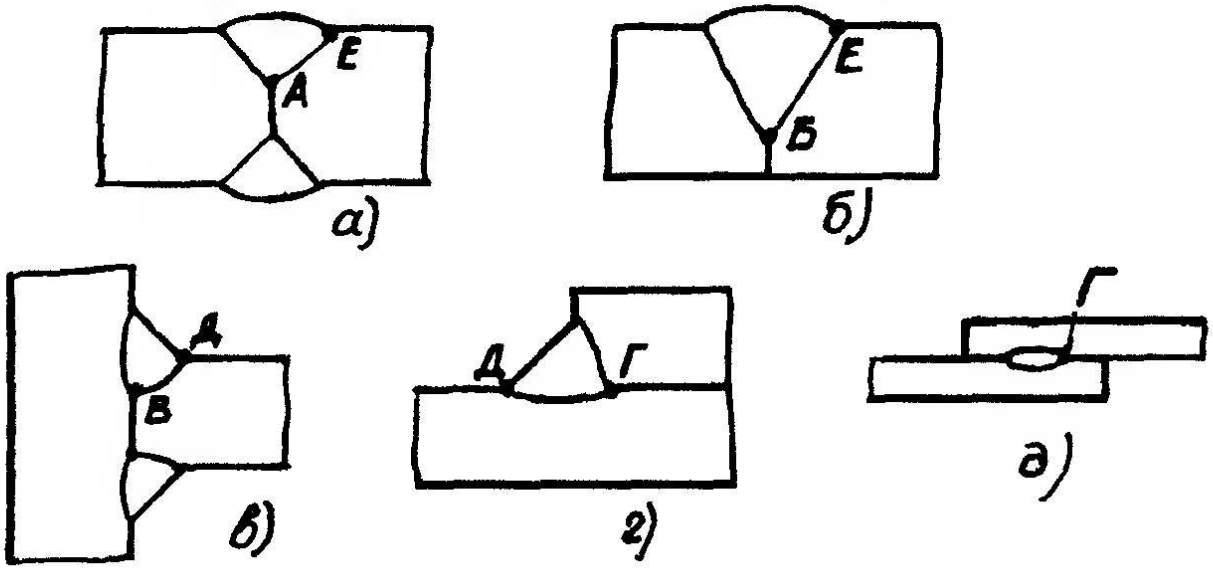


Рис. 4.2.2. Очаги концентрации напряжений в сварных соединениях

места переходов от швов к основному металлу (рис.4.2.2,*г,д*) органически присущи качественным сварным соединениям. Концентрация напряжений существенно зависит от радиусов закруглений в зонах *А, Б, В, Г Д, Е* на рис.4.2.2.

Осмотры и измерения радиусов под микроскопом показывают следующее. Места непроваров у всех типов соединений на рис. 4.2.2 нередко заканчиваются очень короткой трещиной или надрывом. Естественно, что невозможно предсказать или установить обследованием в готовой конструкции наличие или отсутствие таких малых трещин во всех сварных соединениях. Приходится допускать худшее и считать,что такие короткие трещины возможны. Места перехода от наплавленного металла к основному (точки *Д* и *Е* на рис.4.2.2) имеют, как правило, более благоприятное очертание. Однако и в этих случаях встречаются места со сварочными подрезами, радиусы которых весьма малы. Детальное исследование рассеяния радиусов перехода от шва к основному металлу, выполненное в [334], показало, что имеет место определенная закономерность в распределении значений радиусов.

Рассмотрим отдельные виды швов и сварных соединений в отношении возможности использования для их оценки критериев линейной механики разрушения.

Стыковые соединения. Оценку опасности непроваров для прочности элементов конструкций правильнее проводить на основе испытаний образцов, в которых вместо трещины присутствует непровар. Результат в этом случае может оказаться хуже или лучше, чем на образце с трещиной в металле шва, в зависимости от того, какой по свойствам основной металл находится вблизи непровара, каков радиус вершины непровара, какие термомеханические процессы сопровождали формирование вершины непровара. Оценку свойств металла шва как такового,

если ее необходимо выразить в виде K_{Ic}, целесообразно давать на образце, взятом из шва, с выращенной усталостной трещиной

Несплавления часто представляют собой трещиноподобные дефекты. Оценку опасности таких несплавлений следует проводить на образцах, у которых одна часть является основным металлом, а другая металлом шва. Такое сочетание необходимо из-за возможного влияния неоднородности механических свойств. Опасность несплавления между слоями шва может оцениваться по K_{Ic} металла шва.

Соединения с угловыми швами являют собой примеры, где у вершины непроваров реализуются схемы напряженного состояния I, II, III. Схема I нормального отрыва наиболее выражена в тавровых соединениях, когда плоскость непровара расположена перпендикулярно основному силовому потоку. Из-за особенностей формы углового шва в этом случае имеется и небольшая составляющая схемы II, но вследствие малости ею можно пренебречь.

Соединения внахлестку, когда угловой шов воспринимает нарузки по схеме II или III, в принципе не могут быть выполнены без непровара. Это же относится к нахлесточным соединениям с проплавными удлиненными швами или швами в виде круглых заклепок, а также к нахлесточным соединениям контактной сварки — точечным и шовным. При выборе форм образцов следует стремиться к обеспечению соответствия схемы нагружения образцов реальным нагрузкам в сварном соединении, в особенности в отношении составляющей нормального отрыва I Если эта составляющая присутствует, как, например, в соединении на рис. 4.2.2, *д*, то она должна воспроизводиться в испытаниях, так как именно нормальный отрыв является часто наиболее опасным. Наоборот, если эта составляющая отсутствует, то форма образца должна быть выбрана такой, чтобы исключить нормальный отрыв, так как он может внести существенные искажения в определение K'_{IIc} и K'_{IIIc}.

Необходимо отметить, что разрушение при испытаниях натурных сварных соединений в большинстве случаев происходит при $\sigma_{ср} > \sigma_т$, что не позволяет непосредственно выразить результат испытания в критериях линейной механики разрушения. Это заставляет использовать другие критерии, в частности деформационные, или прибегать к искусственным приемам, позволяющим перейти к критериям линейной механики, даже если разрушение произошло при $\sigma_{ср} > \sigma_т$.

Критерии в форме коэффициентов интенсивности напряжений используются для оценки механических свойств металлов и сварных соединений не только при однократном нагружении. Их применяют также при переменных нагрузках, при действии коррозионных сред, в условиях температур, отличающихся от нормальной. Прежде всего следует отметить пороговое значение размаха коэффициента интенсивности напряжений ΔK_{th_R} или $\Delta K_{кор_R}$, при котором начинается рост трещин при циклических нагрузках в зависимости от характеристики цикла R

Вопросы работоспособности сварных соединений при однократных и переменных нагрузках с позиций механики трещин рассмотрены в главах 7, 9 и 10.

Существуют условия, при которых происходит относительно медленный рост трещин без динамического нестабильного их развития. Например, при повышенных температурах достижение определенного уровня K_I, зависящего от времени роста нагрузки, приводит к началу развития имеющейся трещины по механизму ползучести [95]. Это также одна из механических характеристик материала в механике трещин, используемая для оценки свойств.

Аналогичного вида характеристики используются для отражения отрицательного влияния агрессивных сред на начало роста трещин. Критические значения K_c или K_{Ic}, найденные при отсутствии среды, могут оказаться выше тех, которые может выдержать материал с трещиной, если имеется агрессивная среда. Информация о влиянии сред приведена в главе 13.

§ 4.3. Деформационные критерии

Использование критериев линейной механики разрушения для оценки качества металла сварных конструкций, опасности различных дефектов, сравнения между собой вариантов технологий часто оказывается невозможным, когда разрушающее напряжение $\sigma_{ср.р}$ оказывается близким или больше предела текучести металла $\sigma_т$. Это обстоятельство предопределило значительное внимание к критериям, которые могли бы характеризовать достаточно объективно свойства металла и сварных соединений в условиях испытаний до разрушения после протекания пластических деформаций.

Чтобы уяснить физический смысл ряда деформационных критериев, рассмотрим напряженно-деформированное состояние металла у конца трещины, находящейся в растянутой пластине. В случае нормального отрыва в отсутствии пластических деформаций напряжения вблизи трещины описываются уравнениями [16]:

$$\left.\begin{aligned}
\sigma_x &= \frac{K_I}{\sqrt{\pi r}} \cos\frac{\theta}{2}\left(1 - \sin\frac{\theta}{2}\sin\frac{3\theta}{2}\right);\\
\sigma_y &= \frac{K_I}{\sqrt{\pi r}} \cos\frac{\theta}{2}\left(1 + \sin\frac{\theta}{2}\sin\frac{3\theta}{2}\right);\\
\tau_{xy} &= \frac{K_I}{\sqrt{\pi r}} \sin\frac{\theta}{2}\cos\frac{\theta}{2}\cos\frac{3\theta}{2}.
\end{aligned}\right\} \qquad (4.3.1)$$

Главной особенностью напряжений является то, что все компоненты напряжения убывают по закону $\frac{1}{\sqrt{r}}$ при удалении от вершины трещины. Этой же закономерности следуют и относительные деформации. Перемещения точек при удалении от вершины возрастают в соответствии с зависимостью $A\sqrt{r}$. Такое распределение напряжений и деформаций бывает перед разрушением лишь в идеальном случае, когда материал разрушается совершенно хрупко. Практически даже при средних напряжениях, значительно меньших предела текучести, у вершины трещины начинается пластическая деформация и распределение напряжений в этой зоне не соответствует уравнениям (4.3.1). Тем не менее, как это ни кажется странным с первого взгляда, именно распределение напряжений в чисто упругой постановке используется для расчета напряженного состояния в теле в момент наступления разрушения в пластически деформированной зоне у острия трещины. Объясняется это тем, что если образец или тело достаточно крупные, то за пределами зоны пластических деформаций сохраняется распределение напряжений, близкое к описанному (4.3.1). В данном случае выручает то обстоятельство, что напряжения и деформации в вершине трещины непосредственно нигде в расчетах не участвуют. Вместо них регистрируют во время испытания среднее напряжение, которое связано с коэффициентом интенсивности напряжений K_I. Это означает, что оценка напряженно-деформированного состояния локальной зоны у вершины трещины, соответствующего наступлению разрушения, проводится не непосредственно, а косвенно через характеристику напряженно-деформированного состояния за пределами зоны пластических деформаций.

Напряженно-деформированное состояние вблизи вершины трещины, если его описывать функцией напряжений в виде суммы членов некоторого ряда, строго говоря, зависит не только от члена, выражающего K_I, но и от других членов. Чем ближе взята граница зоны к вершине трещины, тем большее значение имеет член с K_I по сравнению с другими. Поэтому при невысоких средних напряжениях, когда зона пластических деформаций мала, по ее контуру основное влияние оказывает член с K_I. И если K_I у разных образцов одинаковы, то, естественно, и одинаковы при этом напряженно-деформированные состояния в пластических зонах. По мере роста размеров зоны пластических деформаций с ростом напряжений роль других членов возрастает, и если они неодинаковы у различных по форме и размерам образцов, то это сказывается на напряженно-деформированном состоянии пластической зоны, а значит, и области вблизи трещины.

Таким образом, условия, при которых можно пользоваться математическим аппаратом линейной механики разрушения при нали-

чии зоны пластических деформаций, весьма жесткие. В инженерной практике допускается использование этого аппарата при $\sigma_{ср} \leq 0{,}8\ \sigma_т$, а по некоторым рекомендациям и менее $0{,}8\ \sigma_т$.

Распределение напряжений и деформаций в зоне пластических деформаций не может не зависеть от коэффициента степени упрочнения металла n. Лучше вообще говорить не об n, а о характере кривой зависимости $\sigma_i = f(\varepsilon_i)$ при $\sigma_i > \sigma_т$, так как этот участок может иметь разные n при малых и больших $\varepsilon_{i\ пл}$. Таким образом, распределение напряжений и деформаций у вершины трещины в отличие от упругого случая будет каждый раз индивидуальным в зависимости от вида диаграммы $\sigma_i = f(\varepsilon_i)$ конкретного металла. Возникает естественный вопрос, чем характеризовать уровень напряженно-деформированного состояния металла с пластической зоной у трещины.

В крупных образцах и элементах конструкций при $\sigma_{ср} << \sigma_т$ общепринятым является метод, при котором уровень НДС у конца трещины характеризуют коэффициентом интенсивности напряжений K_I, хотя он прямой связи с состоянием металла у конца трещины с пластической зоной не имеет. В практическом отношении, если иметь в виду оценку опасности трещины при уровне $\sigma_{ср} < \sigma_т$, такой подход вполне оправдан. Однако во многих случаях необходимо судить о достигнутом состоянии у конца трещины, когда средние напряжения близки к $\sigma_т$ или превосходят $\sigma_т$. Для этой цели можно использовать численные методы решения упругопластических задач, например МКЭ и теорию течения с учетом фактической диаграммы деформирования металла $\sigma_i = f(\varepsilon_i)$. Организация этой работы могла бы выразиться в следующем. Для конкретного металла с ожидаемой формой образца и схемой нагружения решается упругопластическая задача с нагрузками от достаточно малых до весьма высоких с развитыми пластическими деформациями в образце. Одно такое решение для ряда возрастающих нагрузок охватывало бы все возможные напряженно-деформированные состояния для данной диаграммы металла и самые различные размеры образцов. Последнее возможно потому, что рассматриваемое тело можно считать любым по размерам — от самого малого до самого большого. Решение включало бы также перемещения точек тела.

При наличии такого решения различным значениям K_I при $\sigma_{ср} < \sigma_т$ будут соответствовать различные напряженно-деформированные состояния у конца трещины. При уровне нагрузок $\sigma_{ср} > \sigma_т$ значения K_I будут неизвестны, но будут известны распределения деформаций и перемещений вблизи конца трещины. Из результатов такого решения могут быть использованы самые различные величины: напряжения, деформации, коэффициенты концентрации напряжений и деформаций. В рассматриваемом вопросе есть две стороны. Одна — что регистрировать в опыте, чтобы по измеряемой величине отыскать соответствую-

щую стадию нагружения в расчете. Другая связана с критерием напряженно-деформированного состояния металла у трещины.

Рассмотрим их. Во время испытания можно регистрировать силы или перемещения. В упругой стадии это безразлично. При $\sigma_{ср} > \sigma_т$ предпочтение следует отдавать перемещениям, так как малым изменениям $\sigma_{ср}$ соответствуют большие изменения перемещений.

Более принципиальной является другая сторона вопроса, какую характеристику состояния металла вблизи трещины следует брать как критерий сравнения различных образцов и тел между собой, имея в виду использование численных расчетных методов. Она должна быть устойчивой к изменению размеров образцов и уровней напряжений в широких пределах. Она должна быть также устойчивой по отношению к характеру разбивки тела на конечные элементы и моделям конца трещины.

Значения деформаций и напряжений на каком-либо фиксированном расстоянии от конца трещины мало подходят, если иметь в виду численные методы получения решения. Это связано с тем, что деформации зависят от формы и размеров конечных элементов, а также от их сложности. Более подходящим представляется использование перемещений точек тела, являющихся интегралом относительных деформаций и обладающих достаточной стабильностью при изменении формы и размеров конечных элементов. Такой подход был использован при обработке результатов испытаний образцов различных размеров из стали 20ХНМФ [35].

В наших работах конца 50-х начала 60-х годов в качестве характеристики сопротивляемости надрезанных образцов разрушению принималось перемещение на базе l = 15 мм, измеряемое напротив дна надреза (рис.4.3.1). Это перемещение относилось к длине базы и обозначалось как $\varepsilon_{ср}$. Этот критерий хорошо реагировал на изменение температуры испытаний образцов из сталей, на переплавку по продольной кромке образца, которая вызывала у дна надреза концентрацию

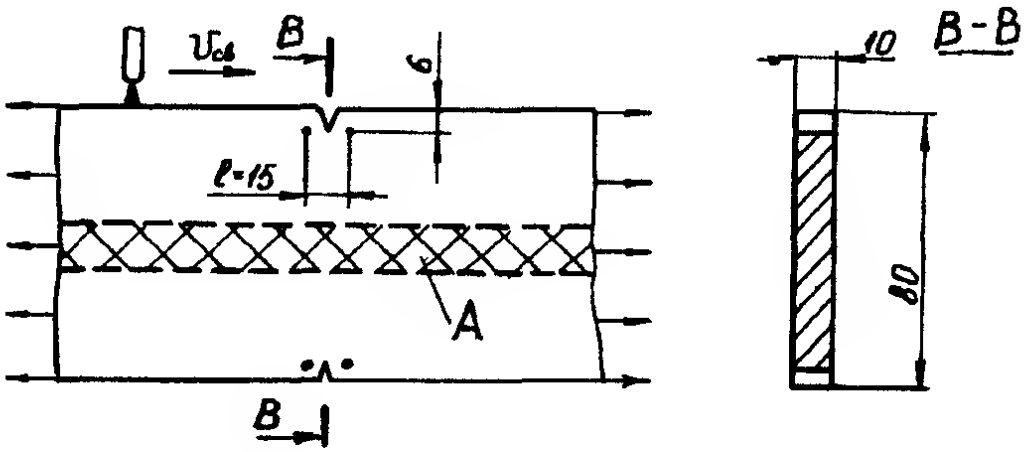


Рис. 4.3.1. Схема образца с базой l = 15 мм напротив дна надреза

пластических деформаций и резкое снижение $\varepsilon_{ср\,р}$, на прокатку роликом по средней части образца (зона А), вызывавшей пластические деформации у надреза, с последующим старением металла при $T = 250$ °С, а также на положительное влияние высокого отпуска после сварки или деформационного старения [45]. Недостаток такого подхода состоял в произвольности выбора базы $l = 15$ мм (рис.4.3.1).

Другое предложение, повлекшее за собой большую серию исследовательских работ, было сделано А.Уэллсом [376, 107]. Оно состояло в измерении раскрытия дна надреза, имевшего параллельные грани (рис.4.3.2, *а*). Перемещения измерялись непосредственно между точками *A* и *B* путем опирания концов лопаточного датчика, который поворачивался на угол θ, когда расстояние *AB* увеличивалось. В дальнейшем эта идея об измерении раскрытия конца трещины δ развивалась в основном в двух направлениях. Одно из них состояло в измерении различными способами положений кромок трещины по достижении критического состояния — начала движения ранее созданной усталостной трещины. Это были либо расстояние между точками *C* и *D*, где кончалось искривление берегов трещины (рис.4.3.2, *б*), что соответствовало примерно точке окончания зоны пластических деформаций *C D*, либо расстояние между точками *E* и *F*, выбранное условно. Измерения проводились либо на разрушенном образце путем составления двух его половин, либо на надрезе-свидетеле, который не разрушался, но был близок к критическому состоянию. Второе направление в измерении δ состояло в регистрации некоторого интегрального перемещения половин образца относительно друг друга. Такой подход возможен в тех случаях, когда ослабленная часть образца (рис.4.3.2,*в*) сильно уступает по площади или моменту сопротивления брутто-сечения. Тогда можно считать, что половинки образца являются абсолютно жесткими телами, и принять кинематическую схему перемещений.

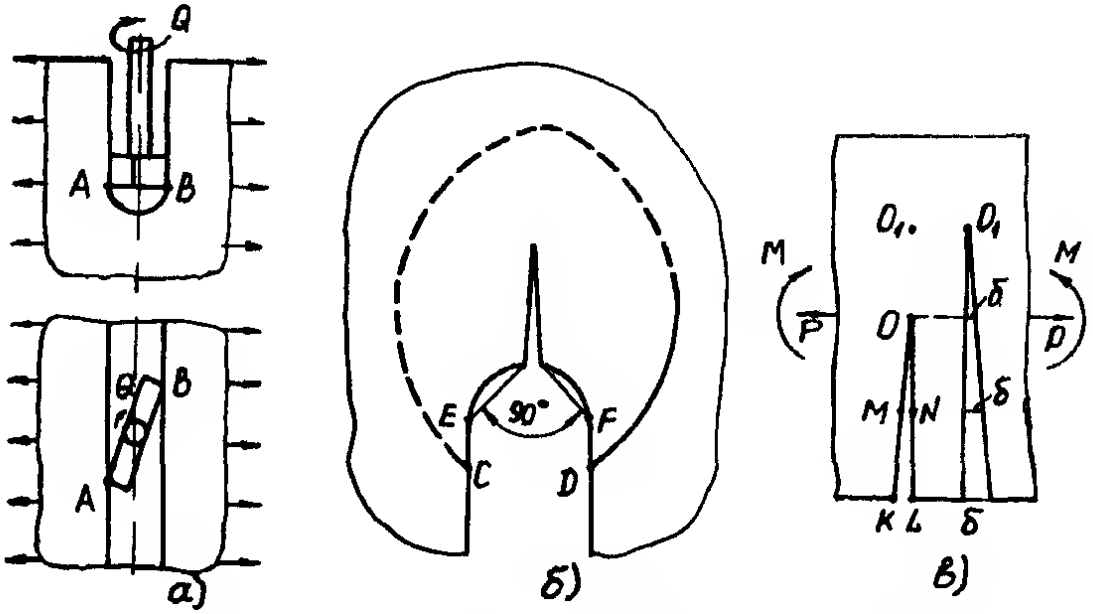


Рис. 4.3.2. Схемы измерений раскрытия берегов надреза у его вершины

Построения или подсчеты заканчивают определением δ_0 напротив точки 0 — конца начальной трещины. Это направление в определении δ, сходное с измерениями перемещений напротив дна надреза (рис.4.3.1), получило широкое развитие и практическое применение. Оно нашло отражение в ряде официальных нормативных документов, в частности в Великобритании. Работы в этом направлении интенсивно продолжаются; техника экспериментов и обработки результатов подчас резко изменяются, что свидетельствует о недостаточной изученности этого критерия. Неясен также вопрос о влиянии абсолютных размеров образцов на результаты определения интегрального перемещения δ_c.

Залог преодоления указанных выше недостатков состоит, вероятно, в том, чтобы ясно понять существующее положение, которое сводится к следующему: во-первых, одному и тому же критическому состоянию металла непосредственно у конца трещины могут соответствовать многие напряженно-деформированные состояния на некотором расстоянии от трещины в случае различных по размерам образцов, в случае растяжения и изгиба, в случае локальной и общей текучести нагруженного элемента. Во-вторых, из-за различия диаграмм деформирования у разных металлов одно и то же интегральное перемещение δ_c может соответствовать самым различным ситуациям в элементах конструкций из разных металлов по уровню их нагруженности и деформации. Это многообразие, если пытаться найти более точные подходы, может быть выражено только с помощью численных методов решения упруго-пластических задач.

Неизбежность и необходимость использования ЭВМ для численных расчетов особенно ясна в отношении деформационных критериев в сварных соединениях, где неоднородность механических свойств может быть корректно отражена и учтена только при численном их задании.

Подводя некоторые итоги обсуждения принципиальных вопросов о критериях напряженно-деформированного состояния в связи с наличием у конца трещины пластической зоны, можно прийти к следующему выводу. Характеристика деформированного состояния должна быть достаточно локальной. Однако пытаться использовать в качестве таковой максимальную деформацию металла у конца трещины, вероятно, неперспективно ввиду неопределенности этого понятия в связи с кристаллическим строением металлических материалов и трудностями представления ее у конца трещины при численных решениях упругопластических задач. Охват всей зоны пластических деформаций, как это в большинстве случаев пытаются реализовать во многих методах, является другой крайностью. По-видимому, небходимо ориентироваться на технически разумный размер вблизи конца трещины [196], который, с одной стороны, был бы не слишком мал, а с другой стороны, позволял бы охватить встречающиеся в практике случаи с

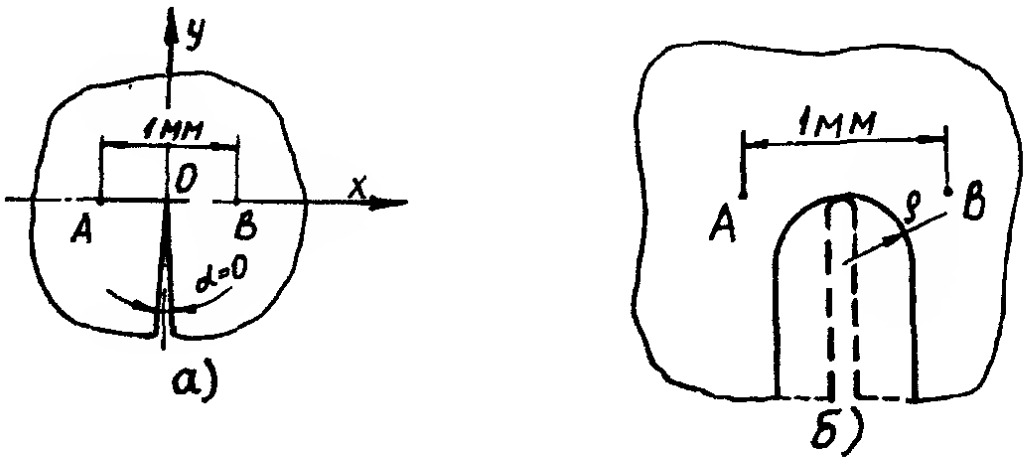


Рис. 4.3.3. Схема расположения базы 1 мм у острия надреза при $\alpha = 0$ и различных значениях ρ:
а — $\rho = 0$; *б* — $\rho \neq 0$

малыми трещинами порядка 0,5...1,0 мм. Таким критерием могло бы явиться локальное перемещение на базе 1 мм, расположенной напротив конца трещины (рис.4.3.3,*а*). Необходимо сразу подчеркнуть, что речь идет не об инструментальном измерении перемещения на базе 1 мм, а о расчетной характеристике, которая может быть определена либо через измеренное среднее напряжение, либо через измеренное перемещение на большой базе или даже через перемещение между частями образца или детали. Перемещение у конца трещины определяется в направлении x в случае нормального отрыва, в направлении y — в случае сдвига и в направлении z — в случае антиплоского сдвига. Соответственно эта характеристика могла бы обозначаться D_{I}, D_{II}, D_{III}.

Ставя вопрос об использовании численных методов для определения деформационных критериев D с целью последующего их использования для вычисления несущей способности элементов конструкций, содержащих трещины или концентраторы с $\rho = 0$, необходимо обеспечить однозначность их определения разными исследователями. Разумеется, модель деформации упрочняющегося тела должна быть принята одинаковой, например по теории течения с изотропным упрочнением, как в случае определения D по результатам испытания образца, так и в случае расчета элемента конструкции на прочность.

Целесообразно поставить ограничения в отношении размера радиуса ρ, выше которого модель с $\rho \cong 0$ для определения D применять не следует. К случаю , когда концентратор заканчивается закруглением с радиусом $\rho \approx 0$, можно отнести непровары в стыковых и тавровых соединениях, плоскость нахлестки в соединениях с угловыми швами и в соединениях контактной сварки, несплавления, а также места перехода от шва к основному металлу. В сварных соединениях существует непрерывный спектр изменения ρ от нуля до долей миллиметра и более в зависимости от поверхностного натяжения у жидкого металла и

условий деформирования шва. При $\rho < 0{,}5$ мм также имеется в виду перемещение D на условной базе 1 мм (рис. 4.3.3,*б*), а вместо реальной границы тела, показанной сплошной линией, можно принимать границу, показанную штриховой линией.

Для оценки несущей способности элементов конструкций должны использоваться деформационные критерии другого уровня или класса, относящиеся не к локальной зоне, а к несущему сечению в целом. При этом локальные деформационные критерии выступают как бы сразу в двух качествах: и как свойства металла, и как характеристика остроты надреза, тогда как макрогеометрические факторы, такие, как форма сечения, его размеры, а также размеры концентратора или дефекта, играют самостоятельную роль, как обычно бывает в расчетах на прочность при определении напряженно-деформированного состояния.

Если иметь в виду дефекты, очень мало уменьшающие брутто-сечение рабочего элемента, что, как правило, и бывает практически, то в большинстве случаев при статической нагрузке несущая способность исчерпывается при $\sigma_{ср} > \sigma_{т}$. В этом случае различие между сравниваемыми вариантами по $\sigma_{ср.р}$ может оказаться небольшим. Поэтому одним из основных критериев должен быть деформационный критерий в виде средней разрушающей деформации $\varepsilon_{ср.р}$. При ослаблении сечения в пределах долей процента или даже единиц процента место для определения (расчета) $\varepsilon_{ср}$ несущественно: оно может быть выбрано как в ослабленном сечении, так и за его пределами. Если ослабление сечения более существенно, то выбор места определения средней деформации зависит от целей, которые преследуются. Если расчет продолжают вести без учета уменьшения сечения, то среднюю деформацию следует определять за пределами ослабленного сечения, где она будет несколько меньше, чем в ослабленном сечении. При расчетах и оценках по ослабленному сечению определять среднюю деформацию нужно в этом сечении, но вдалеке от концентратора на так называемой характерной базе $Б$ (рис.4.3.4,*б*). Несмотря на неравномерное распределение деформаций в пределах ослабленного сечения, уровень $\varepsilon_{Б}$ близок к $\varepsilon_{ср}$ (рис.4.3.4,*а*). В ряде случаев, когда расчетное сечение сильно уступает по прочности соседним элементам, целесообразно пользоваться интегральным деформационным критерием — перемещением Δ частей образца или детали относительно друг друга. Например, при определении механических свойств угловых швов в нахлесточных соединениях разрушающее перемещение $\Delta_{р}$ является одной из важнейших механических характеристик. От нее зависит способность сварного соединения перераспределять усилия между его отдельными частями.

Так как Δ включает в себя упругую деформацию не только шва, но и прилегающего основного металла, величина которой зависит от места расположения регистрирующего прибора, представляется целе-

сообразным использовать для оценок только пластическую составляющую деформации $\Delta_{пл}$, которая сосредоточена в шве и зоне основного металла, работающей совместно со швом.

На диаграмме $P - \Delta$ (рис.4.3.4, *в*) имеется линейный (упругий) участок ОА. Луч ОВ позволяет из полного перемещения Δ выделить пластическую составляющую, а также $\Delta_{пл\,р}$ в момент разрушения, который условно следует считать совпадающим с максимумом нагрузки. Примеры определения $\Delta_{пл\,р}$ угловых швов даны в главе 8.

Стыковые соединения со значительным непроваром могут использоваться для оценки свойств металла шва в условиях присутствия непровара. Путем испытания их на изгиб, например по трехточечной или четырехточечной схеме, можно определить критический угол $\theta_р$, при котором наступает разрушение шва (рис.4.3.4,*г*). От этого интегрального деформационного критерия $\theta_р$ можно перейти к средней разрушающей деформации $\varepsilon_{ср\,р}$, через $\varepsilon_{Б\,р}$, как указано на рис. 4.3.4, *а*. Измеряемая база *Б* должна располагаться в средней части ширины образца *В* (рис. 4.3.4, *б*). Для обеспечения условий плоской деформации необходимо, чтобы *В* было не менее 2,5 *h*. Размер базы *Б* не должен превышать 0,25...0,3 *h*.

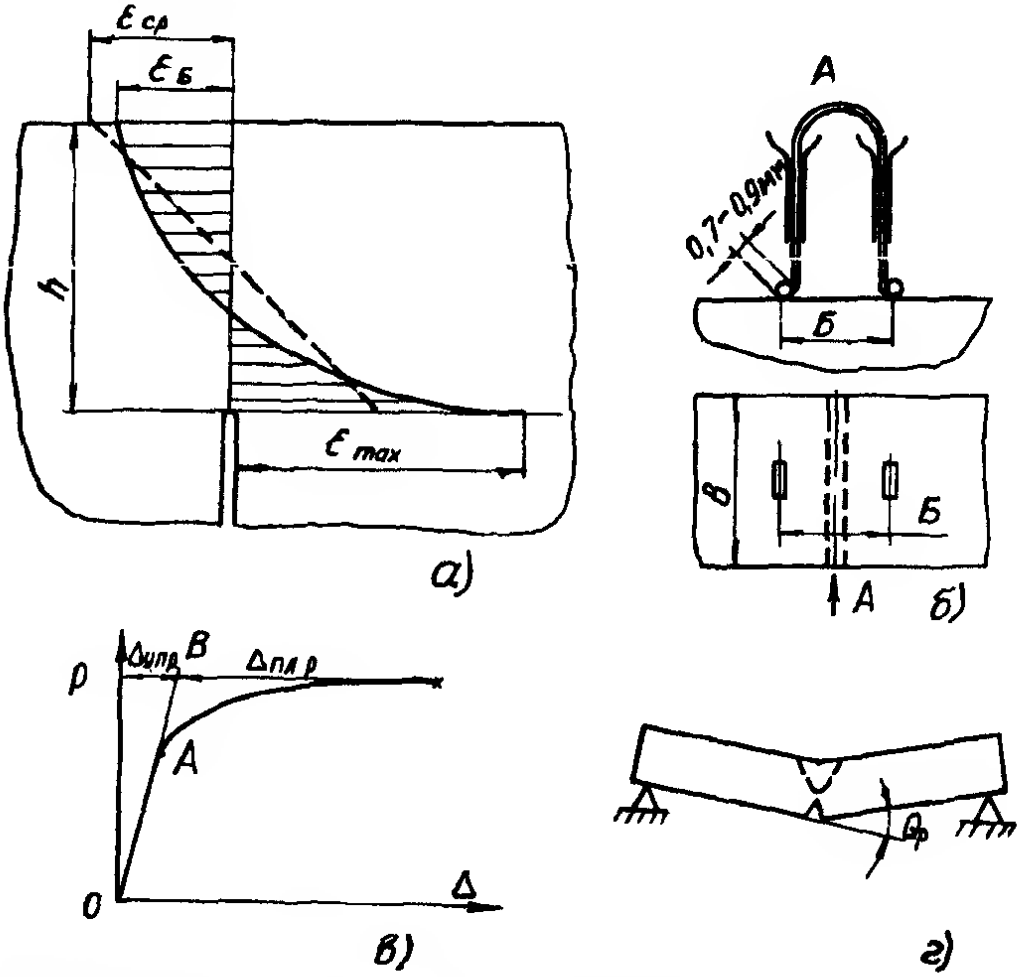


Рис. 4.3.4. Схема измерения $\varepsilon_Б$, определения $\varepsilon_{ср}$ (*а*, *б*), разделения перемещения Δ на упругую и пластическую составляющие (*в*) и угла поворота $\theta_р$ (*г*)

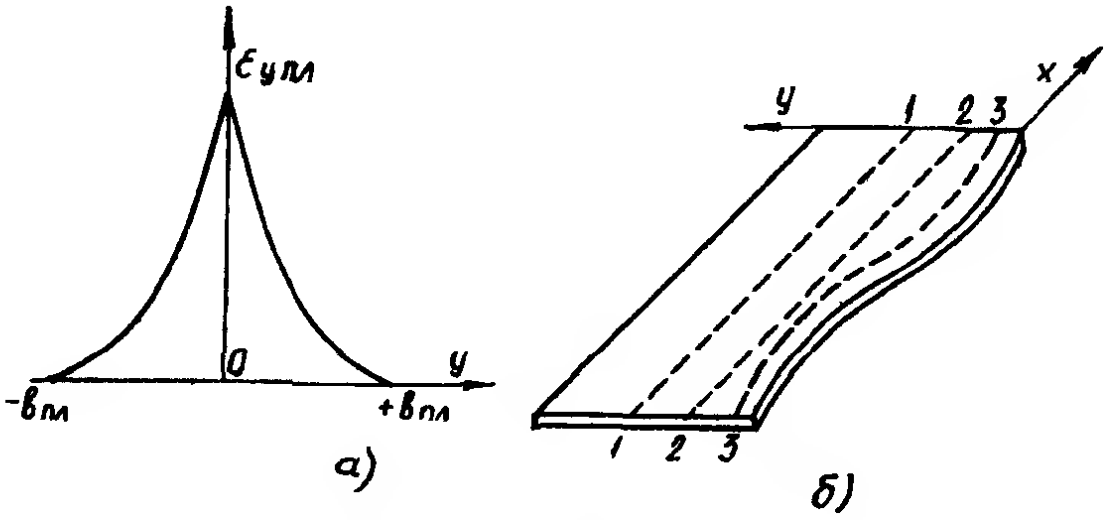


Рис. 4.3.5. Схема продольных и поперечных пластических деформаций у края разрыва

К деформационным критериям должен быть отнесен также критерий так называемого динамического раскрытия трещины Δ_{cd} при ее быстром распространении в условиях плоского напряженного состояния. Он применим в отношении листовых материалов, зона пластических деформаций в которых при разрушении значительно больше толщины металла. По существу он представляет интеграл поперечных пластических деформаций $\varepsilon_{y\ пл}$ (4.3.5, *а*), возникших в процессе распространения трещины слева и справа от нее:

$$\Delta_{cd} = \int_{-b_{пл}}^{+b_{пл}} \varepsilon_{y\ пл}\, dy\,, \qquad (4.3.2)$$

где $2\ b_{пл}$ — размер ширины зоны пластических деформаций.

Определить Δ_{cd} можно двояко. Первый прием состоит в нанесении сетки на поверхность металла и измерении ее до и после разрушения. Сетка может быть заменена серией баз, образованных уколами пирамиды твердомера. Другой прием определения Δ_{cd}, более удобный для крупных образцов или даже элементов конструкций, состоит в измерении толщины металла с помощью скобы с индикаторной головкой. Лучше проводить измерение толщины металла до и после разрушения. Для аврийно разрушившихся конструкций можно ограничиться измерением толщины только после разрушения. Первоначальная толщина может быть определена за пределами зоны пластических деформаций. Исходя при обработке результатов из закона неизменяемости объема металла при пластической деформации

$$\varepsilon_{x\ пл} + \varepsilon_{y\ пл} + \varepsilon_{z\ пл} = 0, \qquad (4.3.3)$$

полагают, что $\varepsilon_{x\ пл}$ мало, т.е. соизмеримо с упругими деформациями. Тогда $\varepsilon_{z\ пл} \approx \varepsilon_{y\ пл}$, что позволяет воспользоваться формулой (4.3.2). В

некоторых случаях край разорванного листа (рис.4.3.5,*б*) имеет волнистость. Это указывает на образование значительных пластических деформаций $\varepsilon_{x\,пл}$. Определив профиллограмму в сечениях 1,2,3, можно найти $\varepsilon_{x\,пл}$ на разных расстояниях от края трещины как разность длины дуги и хорды и, воспользовавшись формулой (4.3.3), учесть ее при определении $\varepsilon_{y\,пл}$ через $\varepsilon_{z\,пл}$.

§ 4.4. Энергетические критерии

Важность энергетических критериев в механике разрушения определяется тем, что в основе перехода от стабильного разрушения к нестабильному, а также в основе самого процесса нестабильного разрушения конструкции лежат энергетические соотношения между подводимой к трещине энергией и поглощаемой в процессе разрушения на пластическую деформацию и ускорение разлетающихся частей. Чем выше уровень затрачиваемой на пластическую деформацию металла энергии при его разрушении, тем выше качество металла по сопротивляемости его разрушению.

Фундаментальное значение энергетических критериев для инженерной практики еще не до конца понято. Переход от состояния, при котором, несмотря на происходящие процессы разрушения, элемент конструкции еще выполняет свое служебное назначение, к самопроизвольному разделению конструкции на части происходит именно тогда, когда достигается равенство приращений затраченной и подведенной энергий. В этом плане уместно отметить, что одному и тому же состоянию металла вблизи вершины острого надреза, оцениваемого по силовым и деформационным критериям как наступление разрушения, могут соответствовать различные энергетические состояния элементов конструкций и образцов, которые в одних случаях достаточны для перехода к нестабильному разрушению, а в других нет.

При обсуждении практического использования энергетических критериев для оценки свойств металлов и сварных соединений необходимо различать две стороны этой проблемы. Одна связана с физикой, а точнее с механикой протекания процесса пластической деформации на различных стадиях разрушения конструкции и корректным ее воспроизведением в лабораторных условиях на образцах. Другая сторона проблемы связана с техническими и математическими средствами регистрации и обработки происходящих процессов и получаемых результатов.

Необратимое поглощение металлом энергии, идущей в основном на пластическое деформирование, имеет место на трех стадиях: до момента продвижения трещины, на стадии стабильного роста трещины и на стадии нестабильного роста трещины. Стадией до начала продви-

жения трещины обычно не интересуются, так как наряду с необратимым поглощением энергии происходит ее большое расходование на упругие деформации.

Во многих случаях наблюдают и регистрируют вторую стадию необратимых затрат энергии (G_c, G_{1c}, J_c), идущих на продвижение трещины и перестройку зоны пластических деформаций в этот период. Стадия стабильного роста трещины возникает по двум причинам. Во-первых, уровень напряженности и размеры трещины в образце или элементе конструкции могут быть такими, что подводимая энергия недостаточна для покрытия затрат на приращение работы пластической деформации. Необходима дополнительная работа внешних сил либо для того, чтобы непосредственно совершить работу пластической деформации без существенного изменения напряженности конструкции (приложенные силы практически не изменяются, а растут лишь перемещения), либо для того, чтобы повышать напряженность металла (в этом случае внешние силы растут). Во-вторых, может идти перестройка формы и размеров зоны пластических деформаций по мере подрастания трещины, сопровождающаяся ростом удельных затрат на процесс разрушения. С учетом сказанного уровни G_c и G_{1c}, пересчитанные с K_c и K_{1c}, в начале продвижения трещины могут не соответствовать последующим энергетическим затратам. Эти затраты могут стать как больше на последующих стадиях стабильного роста трещины, так и меньше после перехода к динамической (нестабильной) стадии разрушения.

Наиболее представительной для оценки свойств металла следует считать третью стадию, поскольку катастрофические разрушения ответственных объектов обычно представляют собой разделение их на части, как правило, в динамическом режиме. Поэтому основное значение для практики имеют энергетические характеристики свойств металла, определяемые в условиях динамического разрушения и отражающие динамику процесса наряду с реакцией металла на эту динамику.

Следует иметь в виду, что даже при правильном понимании поставленной цели в духе понятий, существенных для физики разрушения, техническая реализация и математическая обработка испытания часто бывают таковы, что не достигают поставленной цели. Здесь уместно отметить несколько путей, по которым идут при определении энергетических затрат.

1. Регистрация силы в определенный момент испытания. Так поступают при определении G_c через K_c.

2. Регистрация энергетических затрат, отданных испытательной машиной. Типичным в этом отношении являются копровые испытания.

3. Запись диаграмм нагружения различных по размерам образцов вплоть до их разрушения. Характерным примером здесь является определение J_c - интеграла [184].

4. Регистрация поля пластических деформаций в зоне разрушения, привлечение диаграмм деформирования металла и вычисление работы пластической деформации.

5. Регистрация истраченной на разрушение энергии по тепловому эффекту.

6. Определение работы пластической деформации по потоку акустической эмиссии, в случае если имеется корреляционная связь между ними.

Естественно, что в каждом из указанных путей имеется своя феноменологическая основа рассуждений для получения математических зависимостей, предназначенных для обработки результатов.

Разрушение одного и того же металла в условиях плоского напряженного состояния и в условиях плоского деформированного состояния — существенно разные процессы в отношении работы пластической деформации. В условиях плоской деформации (рис.4.4.1) утонение металла невозможно ($\varepsilon_z = 0$), остаточная полная деформация вдоль трещины ε_x также равна нулю, отсюда следует, что остаточная деформация ε_y может находиться только в пределах упругих деформаций.

При плоской деформации затраты энергии на пластическую деформацию задают сдвиговые деформации γ_{xy}. Именно они определяют размер зоны пластической деформации при плоской деформации $b_{пл}$. На поверхностях листа (рис.4.4.1), где имеется плоское напряженное состояние, зона пластических деформаций $2\,b_{пл}$ существенно больше. Не следует полагать, что условия работы металла на поверхностях толстых листов такие же, как при плоском напряженном состоянии более тонких листов из того же металла. Между зоной на глубине, работающей при плоской деформации, и зонами на поверхностях возникают значительные касательные напряжения τ_{zx} и τ_{zy}, которые не позволяют поверхностным зонам деформироваться независимо от зоны в глубине. Размер зоны пластических деформаций будет расти при постепенном утонении металла примерно до толщин S, равных сумме двух размеров губ среза. На более тонком металле размер зоны пластических деформаций должен уменьшаться за счет локализации зоны

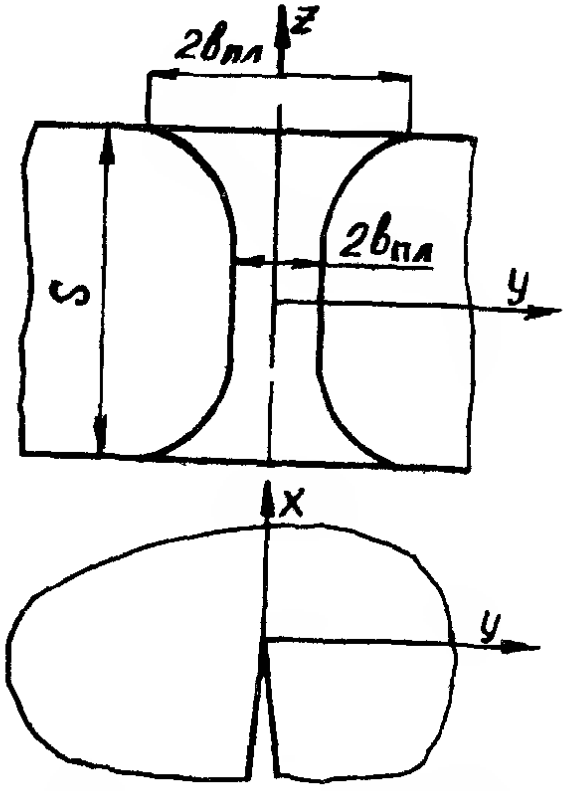


Рис. 4.4.1. Схема распределения пластических деформаций по толщине элемента

утяжки аналогично тому, как уменьшается длина зоны шейки при переходе к образцам очень малого диаметра. Поверхностные зоны поглощают на пластическую деформацию существенно больше энергии, чем зоны в глубине при плоской деформации.

Отмеченные выше особенности развития пластической деформации в процессе разрушения металла приходится принимать во внимание при разработке различных энергетических критериев, используемых для оценки свойств металла.

Было разработано множество методов для определения так называемой работы распространения трещины на небольших по сечению образцах при использовании копровых испытаний (методы Гуляева А.П., Дроздовского Б.А., Лившица Л.С. и Рахманова А.С., Ивановой В.С., Отани и другие). Следует сразу подчеркнуть что эти методы могут быть использованы только для качественного сравнения металлов между собой. В реальных конструктивных элементах размеры зон пластических деформаций по ширине могут быть существенно больше тех, которые могут "вместиться" в образец сечением 10 × 10 мм, наиболее часто используемый в этих методах. На толщине 10 мм также не воспроизводятся те соотношения между размерами зон плоского напряженного состояния и плоской деформации, которые возникают в металле другой толщины. В этих методах использованы различные приемы для отделения работы деформации до появления трещины от полной работы. Наиболее простым оказался прием, когда работу на зарождение трещины сводят к минимуму, делая либо острый надрез (Шарпи, IV тип по ГОСТ 9454-78), либо создавая усталостную трещину (метод Дроздовского Б.А.), и не выделяют ее из полной работы, полагая последнюю равной работе распространения трещины.

При разрушении деталей крупного сечения почти все сечение работает в условиях плоской деформации. Крупные образцы способны правильно отразить характер разрушения металла как при хрупких, с небольшими зонами пластических деформаций, так и при вязких формах разрушения. Объясняется это следующим. При маловязких формах разрушения металла натуральной толщины, когда имеются губы среза и значительная площадь разрушения при плоском деформированном состоянии, переход к малым образцам обычно приводит к увеличению работы разрушения на единицу площади. Напротив, при весьма вязких формах разрушения листового металла, когда зона пластических деформаций у вершины движущейся трещины может достигать десятков и даже сотен миллиметров, переход к малым образцам, которые не способны вместить столь большие зоны пластических деформаций, приводит к получению меньшей работы разрушения, чем на натуральной толщине.

Таким образом, каждой толщине металла соответствует свой уровень поглощения энергии при определенной скорости движения

трещины. Необходимо стремиться к испытанию образцов натуральной толщины, а при испытаниях элементов большой толщины по возможности обеспечивать условия плоского деформированного состояния.

Для определения работы, затрачиваемой на стабильное подрастание трещины наибольшее внимание в последний период обращают на использование идеи J-интеграла [184]. Разработаны различные приемы проведения испытаний и обработки результатов. Необходимо отметить, что в этих испытаниях может быть зарегистрирована лишь характеристика, отвечающая условиям испытания и размерам испытываемого образца.

Группа методов, основанная на определении остаточных пластических деформаций в зоне разрыва и последующем пересчете их в работу пластической деформации, пригодна в основном для разрыва в условиях плоского напряженного состояния, когда можно принять определенную схему деформации металла при разрыве, например одноосное растяжение в направлении поперек трещины с утонением металла по толщине. Пластические деформации определяют либо методом нанесения сеток, либо измерением толщины металла. Далее используют диаграмму деформирования металла для подсчета работы пластической деформации металла. К характерным недостаткам таких методов следует отнести:

а) неточности в определении уровня пластических деформаций, в особенности у границы разрыва, где они особенно велики;

б) неопределенности в отношении реальной схемы деформации металла в процессе разрыва. Исследования показали, что имеет место значительная деформация сдвига, которая ранее не учитывалась; при увеличении толщины испытываемого металла возникает неуверенность, что реализовалась схема плоского напряженного состояния;

в) сложности в учете различной реакции металла на высокую скорость нагружения его на различном расстоянии от трещины — динамическая диаграмма $\sigma_i = f(\varepsilon_i)$ сильно зависит от скорости нагружения.

Результаты, получаемые этими методами, обычно дают уровень поглощаемой энергии заметно ниже, чем копровые методы.

Другой путь определения работы разрушения состоит в регистрации количества теплоты, выделяемой при пластической деформации металла во время его разрушения. Метод первоначально был предложен А.Уэллсом [377], а затем разработан и применен для практических целей в МГТУ им.Баумана [46, 33, 31].

При прохождении трещины в металле лишь незначительная часть энергии затрачивается на образование новых поверхностей (энергия поверхностного натяжения), а большая — на пластические деформации металла. Работа пластической деформации в свою очередь превращается в тепло и в энергию остаточных напряжений. Анализ показал, что в конструкционных металлах лишь несколько процентов работы разруше-

ния затрачивается на поверхностное натяжение и образование остаточных напряжений. Более 95 % работы пластической деформации превращается в теплоту и при соответствующей организации измерений может быть зарегистрировано приборами. Рассмотрим возможности метода тепловой волны и его недостатки. Необходимо примерно знать место прохождения трещины, чтобы укрепить на некотором расстоянии x_1 (рис.4.4.2,*а*) либо спай естественной термопары *1*, либо терморезистор. В точке *2* закрепляется так называемый холодный спай. Естественная термопара образуется испытываемым металлом и проволокой другого состава. Второй спай *2* включен встречно первому, чтобы компенсировать изменение средней температуры образца. После пробегания трещины и распространения теплоты температура в точке повышается (рис.4.4.2,*б*) и достигает максимума T_{max1}. Положение точки *2* должно быть выбрано таким, чтобы температура в ней ко времени достижения T_{max1} не изменялась. Зная схему распространения теплоты в образце, можно по T_{max1}, уточненному после испытания расстоянию x_1 и теплофизическим свойствам металла определить работу разрушения. Например, для схемы линейного распространения теплоты в направлении x_1 применяется формула

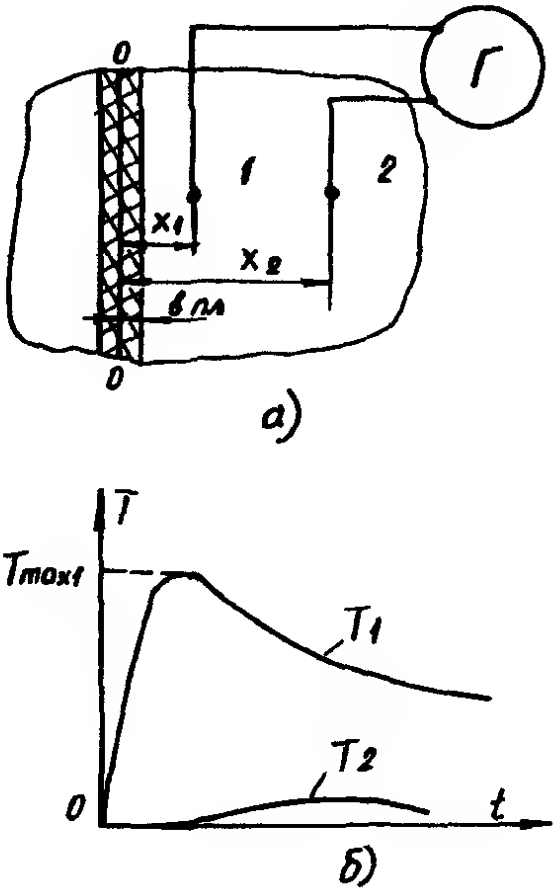


Рис. 4.4.2. Метод регистрации теплоты, выделяемой при движении трещины:
а — схема измерений; *б* — изменение температуры точек *1* и *2* после пробегания трещины

$$G_{cd} = 4{,}13\ T_{max_1}\ c\gamma\ x_1\ , \qquad (4.4.1)$$

где $c\gamma$ — теплоемкость металла образца, Дж/(м$^3 \cdot K$).

К недостаткам данного метода следует отнести: во-первых, необходимость исключения тепловых помех, которые могут быть в термокамерах после разрыва образца и нарушения стационарного теплового режима, а во-вторых, возможность того, что ширина зоны пластических деформаций или впадины рельефа поверхности разрыва окажется соизмеримой с расстоянием x_1 и его приходится увеличивать, тогда как это ослабляет сигнал термопары. Вместе с тем необходимо отметить,

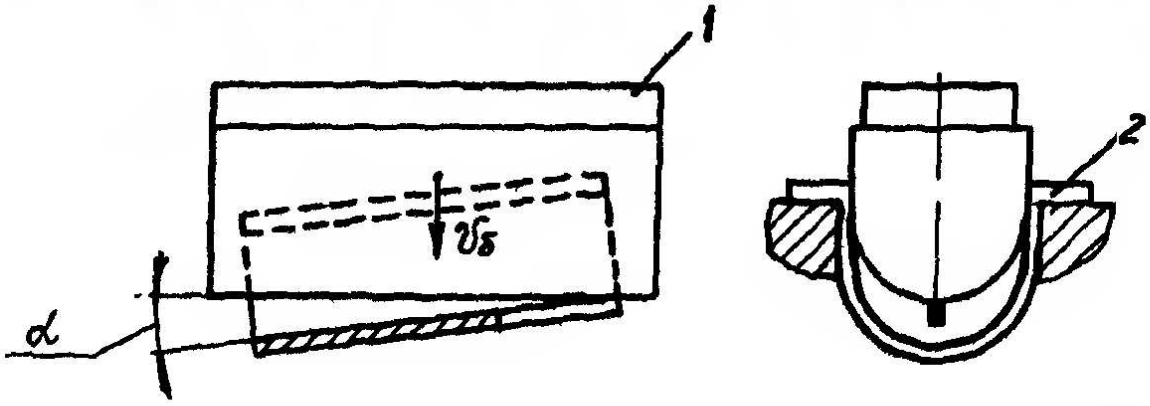


Рис. 4.4.3. Схема разрушения падающим бойком, образующая которого наклонена относительно образующей поверхности образца

что данный метод является пока единственным, при котором работу разрушения можно регистрировать непосредственно на элементах конструкций.

Существует также метод определения G_{cd}, в котором могут быть использованы несколько путей регистрации работы разрушения [39], причем в отличие от других методов скорость распространения трещины может быть примерно задана, а затем точно определена во время проведения испытания. В этом методе разрушение металла надрезанного образца *2* идет последовательно со скоростью, зависящей от угла α наклона образующей бойка *1* и поверхности образца *2*, а также скорости падения бойка $v_б$ (рис.4.4.3). В зависимости от пластичности металла скорость движения трещины может несколько отклоняться от расчетной $v_{тр} = v_б / \sin\alpha$, поэтому ее необходимо регистрировать. Работа разрушения может быть определена трояко: по энергии, истраченной падающей бабой на разрушение металла; по распределению остаточных пластических деформаций путем пересчета их в работу пластической деформации; по методу тепловой волны. Между затратами энергии на разрушение и пластическими деформациями металла перед разрушением существуют количественные соотношения, которые могут представлять некоторый научный и практический интерес. Они позволяют, например, по измеренным размерам губ среза судить об энергоемкости разрушения. Использование такого подхода рассмотрено в главах 11 и 12.

Глава 5

НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ И ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИЙ

§ 5.1. Концентрация напряжений и методы ее описания при упругих деформациях

Неравномерность распределения напряжений в деталях и сварных соединениях оказывает огромное влияние на их несущую способность. Определение напряженно-деформированного состояния имеет двоякое назначение: во-первых, знание распределения напряжений и деформаций от эксплуатационных нагрузок позволяет судить о степени напряженности металла в различных точках детали, во-вторых, без исчерпывающего описания напряжений и деформаций, в том числе и при высоких их уровнях, невозможно определить многие современные механические характеристики металлов после проведения испытаний образцов. Если в первом случае часто удается ограничиться упругой картиной деформаций, то во втором случае, как правило, необходим учет пластических деформаций и момента наступления разрушения. Второй случай определения напряжений и деформаций самым непосредственным образом связан с критериями прочности и пластичности.

Формы концентраторов напряжений, характерных для сварных соединений, разнообразны. Они различаются между собой по нескольким признакам. Главные из них: угол α между плоскостями концентратора (рис. 5.1.1,*а*); радиус ρ у вершины концентратора; вид напряженного состояния в плоскости *ABCD*, проходящей через биссектрису угла α (рис. 5.1.1,*б*).

В общем случае расположения сил P в теле с концентратором (рис. 5.1.1,*а*) напряжения на плоскости *ABCD* (рис. 5.1.1,*б*) могут быть описаны тремя составляющими: нормальными напряжениями σ_I (нормальный отрыв), касательными напряжениями τ_{II} (сдвиг) и касательными напряжениями τ_{III} (антиплоский сдвиг). Эти составляющие напряжений обязаны своим происхождением составляющим силы P : P_I, P_{II} и P_{III}. Если ρ не равно нулю, то оценку напряженного состояния ведут обычно по коэффициенту концентрации напряжений α_σ или коэффициенту концентрации деформаций α_ε. При этом, как правило, интересуются концентрацией нормальных напряжений $\alpha_\sigma = \dfrac{\sigma_{max}}{\sigma_{cp}}$ и

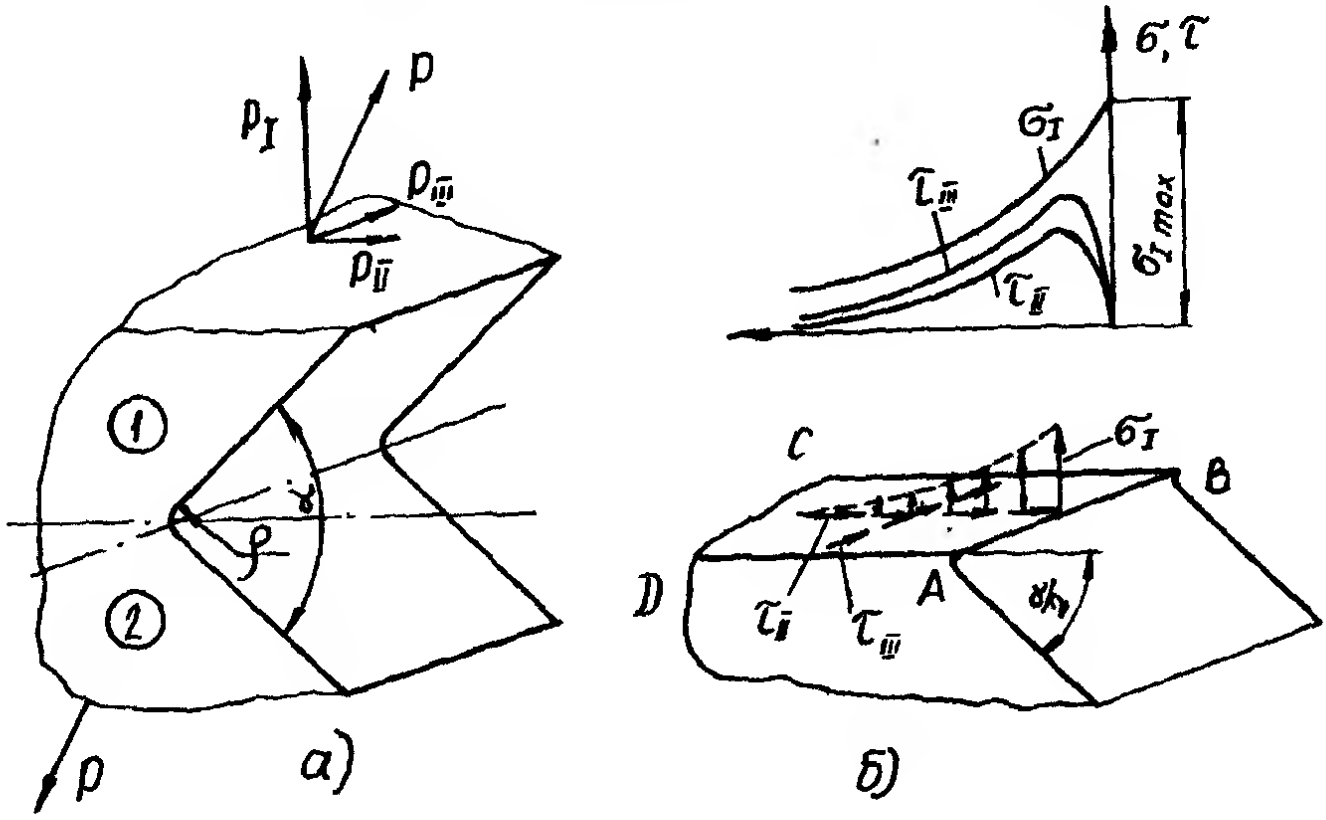


Рис.5.1.1. Концентратор напряжений:
а — форма и схема приложения сил; *б* — характер распределения напряжений

концентрацией нормальных деформаций $\alpha_\varepsilon = \frac{\varepsilon_{max}}{\varepsilon_{cp}}$, где σ_{max}, ε_{max} — максимальные значения в вершине концентратора; σ_{cp}, ε_{cp} — средние значения в плоскости *ABCD*. В более общем случае концентрация напряжений может быть переменной вдоль линии *AB*, что определяется характером приложения сил *P* к частям тела *1* и *2* (рис.5.1.1,*а*) и жесткостью самих тел.

При стремлении ρ к нулю оценка напряженно-деформированного состояния по коэффициентам концентрации становится неудобной, так как они стремятся к бесконечности. В механике разрушения, которая рассматривает концентраторы напряжений с $\rho \to 0$, приняты иные методы описания напряженно-деформированного состояния тел с такими концентраторами.

Рассмотрим в качестве примера распределение напряжений в плоскости *XOY* при $\rho \to 0$, $\alpha \neq 0$ только от нагрузок типа P_I и P_{II} (рис.5.1.2). В работе Ю.Н.Овчаренко [226] приводится общий вид уравнений, описывающих распределение напряжений в этом случае:

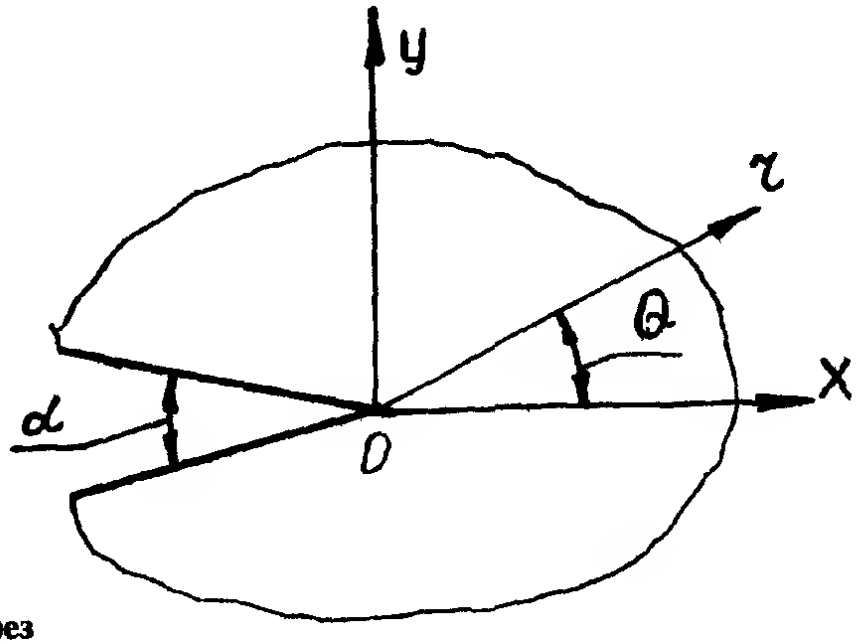


Рис 5.1.2. V-образный надрез

$$\sigma_r = \sum_{n=1}^{\infty} C_{I\alpha n}\, r^{\lambda_{In}-1}\, \lambda_{In} \left[(\lambda_{In}-1)\, f_{In}(\alpha)\, \cos(\lambda_{In}+1)\,\theta - (\lambda_{In}-3)\, \cos(\lambda_{In}-1)\,\theta\right] +$$

$$+ \sum_{n=1}^{\infty} C_{II\alpha n}\, r^{\lambda_{IIn}-1}\, \lambda_{IIn} \left[(\lambda_{IIn}+1)\, f_{IIn}(\alpha)\, \sin(\lambda_{IIn}+1)\,\theta - (\lambda_{IIn}-3)\, \sin(\lambda_{IIn}-1)\,\theta\right];$$

$$\sigma_\theta = \sum_{n=1}^{\infty} C_{I\alpha n}\, r^{\lambda_{In}-1}\, \lambda_{In} \left[-(\lambda_{In}-1)\, f_{In}(\alpha)\, \cos(\lambda_{In}+1) + (\lambda_{In}+1)\, \cos(\lambda_{In}-1)\,\theta\right] +$$

$$+ \sum_{n=1}^{\infty} C_{II\alpha n}\, r^{\lambda_{IIn}-1}\, \lambda_{IIn}\, (\lambda_{IIn}+1) \left[-f_{IIn}(\alpha)\, \sin(\lambda_{IIn}+1)\,\theta + \sin(\lambda_{IIn}-1)\,\theta\right]; \qquad (5.1.1)$$

$$\tau_{r\theta} = \sum_{n=1}^{\infty} C_{I\alpha n}\, r^{\lambda_{In}-1}\, \lambda_{In}\, (\lambda_{In}-1) \left[-f_{In}(\alpha)\, \sin(\alpha_{In}+1)\theta + \sin(\lambda_{In}-1)\,\theta\right] +$$

$$+ \sum_{n=1}^{\infty} C_{II\alpha n}\, r^{\lambda_{IIn}-1}\, \lambda_{IIn} \left[\, (\lambda_{IIn}+1)\, f(\alpha)\, \cos(\lambda_{IIn}+1)\,\theta - (\lambda_{IIn}-1)\, \cos(\lambda_{IIn}-1)\,\theta\right],$$

где r и θ отсчитываются, как показано на рис.5.1.2; λ_{In} и λ_{IIn} при $n = 1, 2, \ldots$ являются корнями (в общем случае комплексными) уравнений (5.1.2) и (5.1.3) соответственно:

$$\lambda_{In} \sin(2\pi - \alpha) = -\sin\left[\lambda_{In}(2\pi - \alpha)\right]; \qquad (5.1.2)$$

$$\lambda_{IIn} \sin(2\pi - \alpha) = \sin\left[\lambda_{IIn}(2\pi - \alpha)\right]; \qquad (5.1.3)$$

$f_{In}(\alpha)$ и $f_{IIn}(\alpha)$ использованы для сокращения записи:

$$f_{In}(\alpha) = \frac{\sin[(\lambda_{In} - 1)\ (\pi - \alpha/2)]}{\sin[(\lambda_{In} + 1)\ (\pi - \alpha/2)]}; \qquad (5.1.4)$$

$$f_{IIn}(\alpha) = \frac{\sin[(\lambda_{IIn} - 1)\ (\pi - \alpha/2)]}{\sin[(\lambda_{IIn} + 1)\ (\pi - \alpha/2)]}; \qquad (5.1.5)$$

$C_{I\alpha n}$ и $C_{II\alpha n}$ — постоянные коэффициенты соответственно для схемы нормального отрыва (P_I) и схемы поперечного сдвига (P_{II}).

Перемещения U в радиальном и V в окружном направлениях описываются выражениями:

$$U = \frac{1}{2G}\sum_{n=1}^{\infty} C_{I\alpha n}\, r^{\lambda_{In}} \left[(\varkappa - \lambda_{In}) \cos\ (\lambda_{In} - 1)\,\theta + (\lambda_{In} - 1)\, f_{In}(\alpha) \cos(\lambda_{In}+1)\,\theta\right] +$$

$$+ \frac{1}{2G}\sum_{n=1}^{\infty} C_{II\alpha n}\, r^{\lambda_{IIn}} \left[(\varkappa - \lambda_{IIn}) \sin\ (\lambda_{IIn} - 1)\,\theta + (\lambda_{IIn} + 1)\, f_{IIn}(\alpha) \sin(\lambda_{IIn}+1)\,\theta\right]; \qquad (5.1.6)$$

$$V = \frac{1}{2G}\sum_{n=1}^{\infty} C_{I\alpha n}\, r^{\lambda_{In}} \left[(\varkappa + \lambda_{In}) \sin\ (\lambda_{In} - 1)\,\theta - (\lambda_{In} - 1)\, f_{In}(\alpha) \sin(\lambda_{In}+1)\,\theta\right] +$$

$$+ \frac{1}{2G}\sum_{n=1}^{\infty} C_{II\alpha n}\, r^{\lambda_{IIn}} \left[-(\varkappa + \lambda_{IIn}) \cos\ (\lambda_{IIn} - 1)\,\theta + (\lambda_{IIn} + 1)\, f_{IIn}(\alpha) \cos(\lambda_{IIn}+1)\,\theta\right],$$

где G — модуль сдвига, $\varkappa = \frac{3 - \mu}{1 + \mu}$ — для плоского напряженного состояния, $\varkappa = 3 - 4\mu$ — для плоского деформированного состояния, μ — коэффициент Пуассона.

Из структуры выражений (5.1.1) видно, что они распадаются на две независимые группы, каждая со своими коэффициентами пропорциональности $C_{I\alpha n}$ и $C_{II\alpha n}$, численные значения которых зависят в каждом конкретном случае от формы тела, содержащего V-образный вырез, характера и уровня приложенных по контуру тела нагрузок.

Один из методов определения неизвестных коэффициентов, входящих в (5.1.1), носит название метода граничных коллокаций [350]. Кратко его сущность состоит в том, что по контуру тела, например представленного на рис.5.1.3, выбирается некоторое множество точек, для которых численно задаются уровни нормальных и касательных

нагрузок в них. На гранях OA и OE точки не задаются, так как структура выражений (5.1.1) такова, что грани OA и OE всегда свободны от нормальных и касательных напряжений. В точках на линиях AB и CD нагрузки равны нулю, на линиях BC и ED нормальные нагрузки заданы в соответствии с линейным законом их изменения, как показано на рис.5.1.3, а касательные нагрузки также равны нулю.

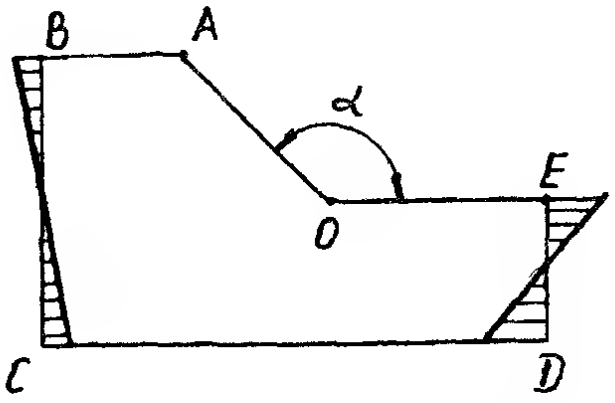


Рис.5.1.3 Нахлесточное соединение, нагруженное изгибающим моментом

Имея систему уравнений, можно решить ее и выразить необходимое число коэффициентов $C_{I\alpha n}$ и $C_{II\alpha n}$ до определенного значения n. В практических приложениях, как это описано в [351], используют решение переопределенных систем уравнений.

Особенность представленного в (5.1.1) решения состоит в том, что в описании напряженного состояния тела на некотором расстоянии от точки O участвует множество коэффициентов $C_{I\alpha n}$ и $C_{II\alpha n}$, в то время как вблизи точки O и в самой точке O наибольшую значимость имеют члены с коэффициентами для $n = 1$ $C_{I\alpha}$ и $C_{II\alpha}$ (записаны без индексов $n = 1$). Величины $C_{I\alpha}$ и $C_{II\alpha}$ называются коэффициентами интенсивности напряжений и характеризуют степень напряженности тела вблизи точки O. Обращает на себя внимание то, что единицы измерения коэффициентов $C_{I\alpha}$ и $C_{II\alpha}$ зависят от угла α и различаются между собой для одного и того же α. Единицы измерения для $C_{I\alpha}$ и $C_{II\alpha}$ соответственно $Н/м^{(1+\lambda I)}$ и $Н/м^{(1+\lambda II)}$. В табл. 5.1.1 приведены значения коэффициентов λ_I и λ_{II} для некоторых конкретных углов α. Для угла $\alpha = 0$, что соответствует трещине, единицы измерения коэффициентов $C_{I\alpha}$ и $C_{II\alpha}$ одинаковые, $Н/м^{3/2}$.

Таблица 5.1.1

Значения коэффициентов λ_I и λ_{II}

α	0	30	60	90	120	150
λ_I	0,5	0,501	0,512	0,544	0,616	0,752
λ_{II}	0,5	0,598	0,731	0,909	1,149	1,486

Из формул (5.1.1) вытекает, как частный случай $\alpha = 0$. Если сохранить лишь первый член, имеющий преобладающее влияние на область вблизи конца трещины, то придем к следующим выражениям для описания напряженного состояния:

для схемы нормального отрыва:

$$\sigma_x = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi}} r^{-1/2} \cos\frac{\theta}{2}\left(1 - \sin\frac{\theta}{2}\sin\frac{3}{2}\theta\right);$$

$$\sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi}} r^{-1/2} \cos\frac{\theta}{2}\left(1 + \sin\frac{\theta}{2}\sin\frac{3}{2}\theta\right); \qquad (5.1.7)$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi}} r^{-1/2} \sin\frac{\theta}{2}\cos\frac{\theta}{2}\cos\frac{3}{2}\theta,$$

для схемы сдвига II:

$$\sigma_x = -\frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi}} r^{-1/2} \sin\frac{\theta}{2}\left(2 + \cos\frac{\theta}{2}\cos\frac{3}{2}\theta\right);$$

$$\sigma_y = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi}} r^{-1/2} \sin\frac{\theta}{2}\cos\frac{\theta}{2}\cos\frac{3}{2}\theta; \qquad (5.1.8)$$

$$\tau_{xy} = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi}} r^{-1/2} \cos\frac{\theta}{2}\left(1 - \sin\frac{\theta}{2}\sin\frac{3}{2}\theta\right).$$

Для случая антиплоской деформации формулы имеют следующий вид:

$$\tau_{xz} = -\frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi}} r^{-1/2} \sin\frac{\theta}{2};$$

$$\tau_{yz} = \frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi}} r^{-1/2} \cos\frac{\theta}{2}; \qquad (5.1.9)$$

$$\sigma_x = \sigma_y = \sigma_z = \tau_{xy} = 0.$$

Коэффициенты K_I, K_{II} и K_{III} в формулах (5.1.7) — (5.1.9) носят название коэффициентов интенсивности напряжений, $Н/м^{3/2}$, и с точностью до постоянного коэффициента совпадают с принятыми в (5.1.1) $C_{I\alpha}$ и $C_{II\alpha}$ при $\alpha = 0$:

$$K_I = \sqrt{2\pi}\, C_{I\,\alpha=0}; \qquad K_{II} = \sqrt{2\pi}\, C_{II\,\alpha=0}. \qquad (5.1.10)$$

Выражения (5.1.7) — (5.1.9) предназначены лишь для описания напряженного состояния непосредственно вблизи концов трещины и соответствуют трем типичным схемам нагружения I, II и III, о которых речь уже шла при рассмотрении рис.5.1.1. Однако это вовсе не означает, что такое распределение напряжений имеет место во всем теле с трещиной. На некотором расстоянии от конца трещины напряженное состояние описывается суммой многих членов, аналогичных представленным в (5.1.1), коэффициенты, при которых находят, выполняя соответствующие граничные условия (см., например, рис.5.1.3).

Коэффициенты интенсивности напряжений K_I, K_{II} и K_{III} линейно зависят от приложенных по контуру напряжений или сил и пропорциональны $\sqrt{l}$, где l — длина трещины для случаев, аналогичных представленному на рис. 5.1.4, *а*, или размер живого сечения образца для примера на рис. 5,1,4, *б*.

Таким образом, структура формул для вычисления K в различных случаях имеет вид

$$K = A\sigma\sqrt{l}, \qquad (5.1.11)$$

где σ — среднее напряжение (в ослабленном сечении или в неослабленном сечении на некотором расстоянии от трещины); l — характерный размер (длина трещины или размер живого сечения, в котором расположена трещина).

При приближении к вершине концентратора формулы (5.1.1), (5.1.7) — (5.1.9) определяют уровни как нормальных, так и касательных напряжений, стремящиеся к бесконечности, в отличие от конечных выражений, которые представлены на рис.5.1.1,*б* при $\rho \neq 0$. Очевидно, что случай с $\rho \to 0$ является частным распределения напряжений с $\rho \neq 0$.

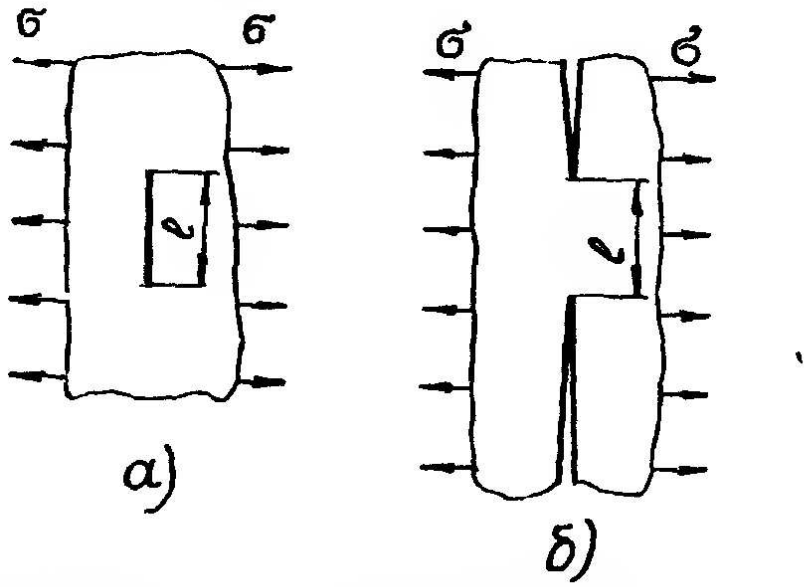


Рис.5.1.4. Расположение трещин в бесконечной пластине:
а — трещина конечной длины ; *б* — перемычка *l* между вершинами бесконечных трещин

В этом плане не следует противопоставлять оценку напряженно-деформированного состояния по коэффициентам концентрации напряжений α_σ и по коэффициентам интенсивности напряжений K. Коэффициент концентрации напряжений отражает влияние характерного размера концентратора l и радиуса ρ; он нормирован относительно среднего напряжения σ и поэтому не включает его в свою структуру.

Типичный вид структуры формулы для α_σ при $\alpha = 0$ и значениях ρ, малых по сравнению с l, следующий:

$$\alpha_\sigma \approx B\sqrt{\frac{l}{\rho}}. \qquad (5.1.12)$$

Сравнение (5.1.11) и (5.1.12) показывает, что характерный размер l входит в обе формулы в степени 0,5 и при стремлении ρ к нулю α_σ в (5.1.12) стремится к бесконечности. Об определенном сходстве оценок концентраторов напряжений по критерию коэффициента интенсивности напряжения и коэффициенту концентрации напряжений свидетельствует приближенная формула, полученная Овчаренко Ю.Н. [227] для схемы нормального разрыва, справедливая для разных углов α:

$$C_{I\alpha} = \lim_{\rho\to 0} \frac{\alpha_\sigma\,\sigma_{cp}}{(\rho/2)^{\lambda_I - 1}\,\lambda_I\left\{2 + (\lambda_I - 1)\,[1 - f_I(\alpha)] + 4^{\lambda_I}\right\}}, \qquad (5.1.13)$$

где ρ — радиус у вершины концентратора; σ_{cp} — среднее напряжение в ослабленном сечении.

Структура формулы (5.1.13) позволяет по ряду известных значений α_σ при разных малых ρ методом экстраполяции находить значения $C_{I\alpha}$, а если известно $C_{I\alpha}$, то находить α_σ. На рис.5.1.5 показан пример использования значений α при разных ρ для определения методом экстраполяции значений $C_{I\alpha}$. Обращает на себя внимание также то, что величина $C_{I\alpha}\,b^{\lambda_I + 2}/M$, где $M = \sigma_{cp}\,b^3/6$ — изгибающий момент, мало зависит от угла α.

В частном случае при $\alpha = 0$ из формулы (5.1.13) вытекает известная зависимость между K_I и α_σ:

$$K_I = \lim_{\rho\to 0} \frac{\sqrt{\pi}}{2}\,\alpha_\sigma\,\sigma_{cp}\sqrt{\rho}. \qquad (5.1.14)$$

В механике разрушения широко используется критерий интенсивности выделения энергии, обозначаемый G_I, G_{II} и G_{III} в зависимости от схемы напряженного состояния (см. рис.5.1.1). Он означает выделение энергии при подрастании трещины в теле на единицу площади и равен первой производной от упругой энергии, накопленной в теле, в случае, если внешние силы не совершают никакой работы. Упругая

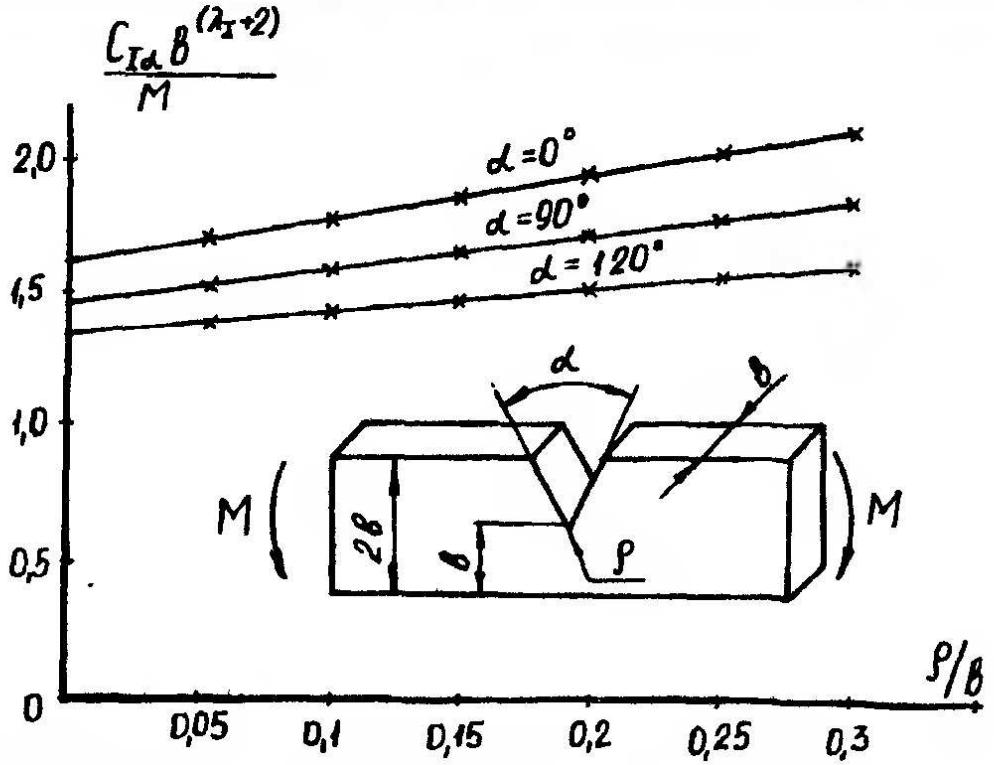


Рис.5.1.5. Определение коэффициента $C_{I\alpha}$ методом экстрапополяции при ρ/ b = 0

энергия при этом в теле уменьшается. Если внешние силы одновременно совершают работу, то они сообщают телу дополнительную энергию и полная энергия может увеличиваться. Однако это не меняет ситуации, так как выделяемая (освобождающаяся) энергия зависит только от энергии упругой деформации тела и величины подрастания трещины. Работа внешних сил выступает как подводимая к телу энергия, а не как энергия, подводимая к трещине и выделяемая при ее подрастании. Между величинами K и G существуют определенные зависимости:

$$G_I = \frac{K_I^2}{E} \quad \text{— плоское напряженное состояние;}$$

$$G_I = \frac{(1-\mu^2)\,K_I^2}{E} \quad \text{— плоское деформированное состояние;} \tag{5.1.15}$$

$$G_{II} = \frac{(1-\mu^2)\,K_{II}^2}{E}; \tag{5.1.16}$$

$$G_{III} = \frac{(1+\mu)\,K_{III}^2}{E}. \tag{5.1.17}$$

Опасность концентраторов напряжений можно рассматривать с позиций уровня выделяемой энергии при подрастании от них трещин. Для этой цели может быть построена диаграмма зависимости освобож-

дающейся энергии G_I при подрастании трещины от вершины концентратора на единицу площади (рис. 5.1.6). На рис.5.1.6,*б* показан растянутый образец с вырезом, вершины которого имеют $\rho = 0$ и угол α. Прямая *1* показывает рост в случае, если $\alpha = 0$, т.е. для обычной трещины. Кривая *2* соответствует подрастанию трещины от концентратора с $\alpha \le 30 \div 50°$). Она при сравнительно малых Δl сливается с прямой *1*, что указывает на практически одинаковое выделение энергии у таких концентраторов и у трещины длиной l. При более значительных углах α изменение энергии G_I соответствует ходу кривой *3*. При фиксированном значении Δl_1 подводимая энергия соответствует $G_э$, что в свою очередь соответствует некоторой эквивалентной трещине $l_э$. Кривая *4* соответствует образованию трещины в целой растянутой пластине. Таким образом, оценка опасности концентраторов может быть произведена также по количеству освобождающейся энергии при появлении в вершине концентратора небольшой трещины или по длине эквивалентной трещины [227]:

$$l_э = \frac{2\,G_э\,E}{\sigma_{ср}^2 \pi\,(1-\mu^2)} \,. \qquad (5.1.18)$$

Разные формы элементов конструкций с различными схемами их нагружения дают разные $G_э$ и $l_э$, что позволяет по величине $l_э$ судить о

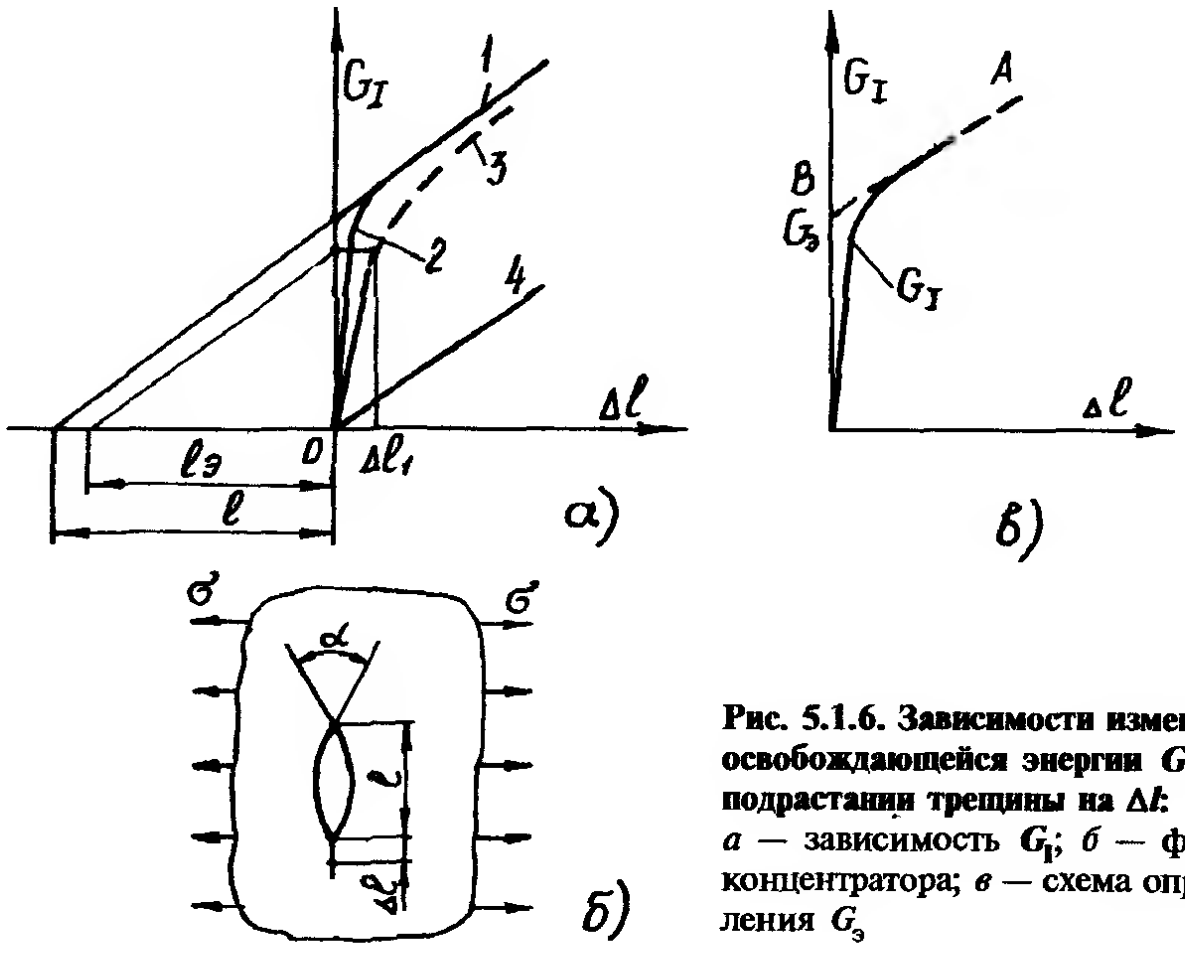


Рис. 5.1.6. Зависимости изменения освобождающейся энергии G_I при подрастании трещины на Δl:
а — зависимость G_I; *б* — форма концентратора; *в* — схема определения $G_э$

том, какой длине трещины в бесконечной пластине соответствует тот или иной концентратор. Достоинство такого подхода заключается в возможности сравнивать между собой по критерию $l_э$ разные по характеру концентраторы в случае, если радиус ρ у них неопределенно малый. Недостаток этого подхода состоит в неопределенности выбора Δl_1 для определения $G_э$, а затем $l_э$. Могут быть рекомендованы приближенные процедуры для установления $l_э$. Одна из них для углов α не более 130-140° может заключаться в построении кривой G_I до уровней Δl_1, при которых G_I меняется по линейному закону (рис.5.1.6,*в*), с последующей экстраполяцией этого прямолинейного участка от A до точки B с целью определения $G_э$ и последующим расчетом $l_э$ по формуле (5.1.18).

Уровень освобождающейся энергии при подрастании трещины от вершины концентратора связан с уровнем накопленной упругой энергии деформации у этой вершины. Используя выражения (5.1.1), (5.1.7) и (5.1.8), нетрудно показать, что в случае подрастания трещины на малую величину Δl полная освобождающаяся энергия пропорциональна Δl, то есть пропорциональна накопленной у вершины трещины энергии.

Значительный интерес в ряде случаев представляет деформированное состояние вблизи острых надрезов и трещин за пределами упругости.

По аналогии с (5 1.7) можно записать

$$\varepsilon_{ij} = \frac{V}{\sqrt{r}} f_{ij}(\theta) . \qquad (5.1.19)$$

В частности, для компонента деформации, нормального к плоскости трещины, при угле $\theta = 0$ имеем

$$\varepsilon_x = \frac{V}{\sqrt{r}}, \qquad (5.1.20)$$

где V — по аналогии с K коэффициент интенсивности деформаций $м^{1/2}(мм^{1/2})$.

В упругой области между V и K имеется простая связь:

$$V = \frac{2\sqrt{\pi}\,K}{E} . \qquad (5.1.21)$$

Несмотря на заметный прогресс в развитии понятий механики трещин и относительную стабильность ряда развитых представлений, в частности, в отношении коэффициента интенсивности напряжений K [333, 230], ощущается недостаточность имеющегося аппарата для описания сложных состояний у вершины трещины. Имея в виду, что реальные металлы имеют кристаллическое строение, а также то, что у

вершины трещины практически всегда возникают пластические деформации, представляется оправданным утверждать, что в каждом конкретном случае деформированное состояние у вершины трещины должно описываться некоторой совокупностью средних значений σ и ε. Для практических целей это могла бы быть совокупность локальных перемещений D, содержание которых состоит в следующем.

Деформированное состояние области вблизи вершины трещины или V-образного надреза (рис.5.1.7,*а,б*) описывается совокупностью локальных перемещений между точкой вершины 0 и точками, расположенными на расстоянии 0,5 мм от нее (с.м. рис.4.3.3,*а,б* гл.4). В общем случае эта совокупность величин включает в себя как компоненты линейной деформации, так и сдвига по всем возможным направлениям.

В конкретных инженерных приложениях, естественно, должны использоваться отдельные значения D, главным образом ответственные за появление разрушения того или иного вида. Например, в декартовой системе координат для случая одноосного растяжения в направлении оси $0y$ (рис.5.1.7,*а*) такими перемещениями являются D_{yy}(базы OA и OB), D_{xx_1} (база C_1O), D_{xx_2}(база C_2O), D_{xy_1} (база C_1O), D_{xy_2}(база C_2O). В рассматриваемом примере $D_{xx_1} = D_{xx_2}$, а $D_{xy_1} = D_{xy_2}$, однако в общем случае нагружения эти значения могут быть различны. При сдвигах появляются также перемещения точек A и B относительно точки O по направлениям Ox и Oz. При нормальном отрыве, созданном растяжением или изгибом, при одинаковых значениях K_I значения D_{yy} практически равны, но D_{xx} отличаются, что указывает на неравноценность K_I при растяжении и изгибе. Этого, конечно, не отражают формулы, описывающие перемещения точек тела в направлении осей x, y, z непосредственно вблизи вершины трещины в схемах нагружения I, II и III.

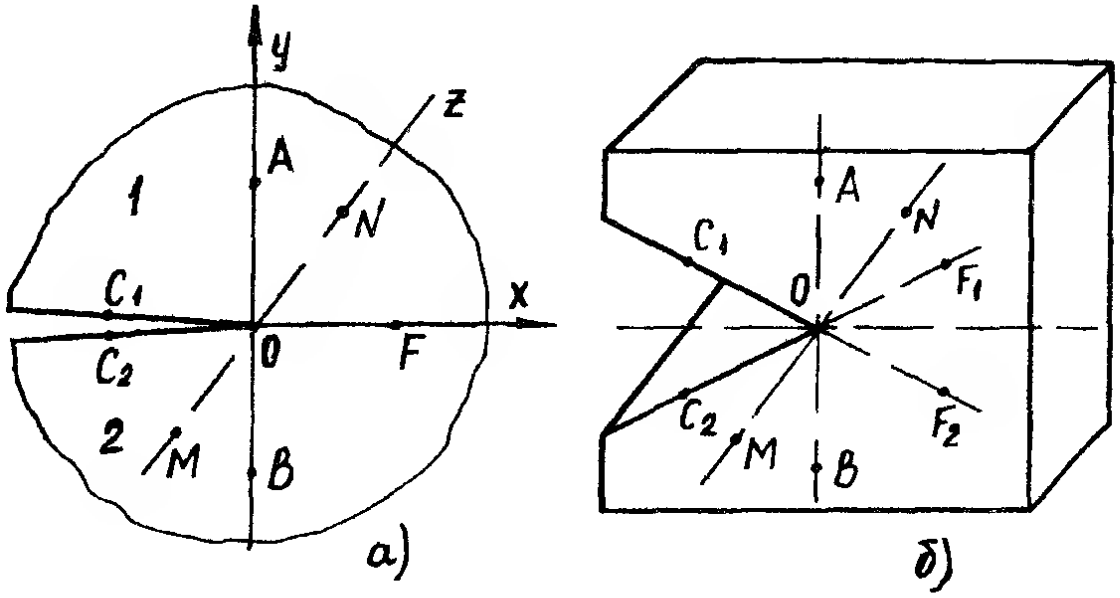


Рис.5.1.7. Расположение точек для определения локального перемещения на базах единичной длины:

а — трещинообразный надрез; *б* — V-образный надрез

Схема I

$$U = \frac{2\,(1+\mu)\,K_{\mathrm{I}}}{E}\sqrt{\frac{r}{2\pi}}\cos\frac{\theta}{2}\left(1-2\mu+\sin^2\frac{\theta}{2}\right); \qquad (5.1.22)$$

$$V = \frac{2\,(1+\mu)\,K_{\mathrm{I}}}{E}\sqrt{\frac{r}{2\pi}}\sin\frac{\theta}{2}\left(2-2\mu-\cos^2\frac{\theta}{2}\right); \qquad (5.1.23)$$

Схема II

$$U = \frac{2\,(1+\mu)\,K_{\mathrm{II}}}{E}\sqrt{\frac{r}{2\pi}}\sin\frac{\theta}{2}\left(2-2\mu+\cos^2\frac{\theta}{2}\right); \qquad (5.1.24)$$

$$V = \frac{2\,(1+\mu)\,K_{\mathrm{II}}}{E}\sqrt{\frac{r}{2\pi}}\cos\frac{\theta}{2}\left(-1+2\mu+\sin^2\frac{\theta}{2}\right); \qquad (5.1.25)$$

Схема III

$$W = \frac{2\,(1+\mu)\,K_{\mathrm{III}}}{E}\sqrt{\frac{r}{2\pi}}\sin\frac{\theta}{2}. \qquad (5.1.26)$$

Если принять допущение, что (5.1.22) — (5.1.26) описывают достаточно верно перемещения во всей области сферы диаметром 1 мм, то между D и K существуют определенные связи. Например, для случая нормального отрыва

$$D_{yy} = D_{AB} = \frac{(3-4\mu)\,(1+\mu)}{\sqrt{2\pi}\quad E}K_{\mathrm{I}}\sqrt{2r}, \qquad (5.1.27)$$

где $2r = 1$ мм. Сравнивая между собой выражения (5.1.21) и (5.1.27), видим, что V является частным аналогом D, но с различной единицей измерения: $м^{1/2}$ и м. Аналогично (5.1.27) могут быть получены формулы, связывающие остальные значения D с K_{I}, K_{II}, K_{III}.

Если D рассматривать как среднюю относительную деформацию у вершины трещины на базе 1 мм при одноосном растяжении, то можно выразить коэффициент локальной концентрации деформаций α_D. Для бесконечной растянутой пластины с трещиной относительной длины $\overline{l}$

$$\alpha_D = 0{,}5\,(1+\mu)\,(3-4\mu)\sqrt{\overline{l}}. \qquad (5.1.28)$$

Использование понятия локального перемещения D более продуктивно и необходимо в пластической стадии деформирования области у вершины трещины. В этом случае одинаковым значениям K могут соответствовать существенно различные D. Если придерживаться точки зрения, что процесс разрушения происходит в непосредственной близости от вершины трещины, то предпочтение должно быть отдано критерию D, как описывающему деформированное состояние вблизи вершины трещины. При совершенно упругих деформациях и хрупких разрушениях концепция K полностью сохраняет свои позиции.

§5.2. Концентрация напряжений в сварных соединениях при упругих деформациях

Общая постановка вопроса. В сварных соединениях целесообразно различать концентрацию напряжений и деформацию двух видов.

1. Концентрацию погонных нагрузок q, передаваемых швами, а также концентрацию сил N_x, N_y, N_{xy}, моментов M_x, M_y и перерезывающих сил Q_x, Q_y в пластинчатых элементах, присоединенных швами.

2. Концентрацию напряжений, вызванную формой сварного шва, чаще всего формой его поперечного сечения, наличием непроваров и мест перехода от шва к основному металлу.

Концентрацию погонных нагрузок в швах невозможно рассматривать изолированно от концентрации силовых факторов в соединенных швами элементах. Это связанные явления, зависящие от конструктивных форм деталей, сечений швов, их размеров, жесткости швов и самих деталей.

Концентрацию напряжений как первого, так и второго вида можно определить с учетом упругости металла. В настоящее время простых и общедоступных методов определения концентрации напряжений в сварных соединениях не имеется. Поэтому в инженерных расчетах ее не определяют, а необходимые для расчетов напряжения находят на основе кинематического метода, полагая соединенные швами детали абсолютно жесткими. Единого, полностью разработанного метода расчета всех видов напряжений в швах, в том числе и с учетом концентрации напряжений, пока нет. Сложились отдельные методы и приемы, позволяющие определять тот или иной вид концентрации напряжений в отдельных случаях. Целесообразно поэтому имеющиеся сведения об определении напряжений в сварных соединениях рассмотреть, сгруппировав их по нескольким направлениям: кинематический метод, определение концентрации первого вида, определение концентрации второго вида, общий подход на основе использования метода конечных элементов (МКЭ).

Кинематический метод в инженерных расчетах. Принимая во внимание перемещение одного тела относительно другого, считают швы мало жесткими по сравнению с жесткостями соединяемых элементов. Например, полоса, приваренная П-образным швом к пластине и нагруженная моментом M (рис.5.2.1,*а*), считается поворачивающейся относительно точки O центра тяжести швов. Радиус-векторы различных точек A, B, C определяют как уровень сил q_A, q_B, q_C, так и направление их действия. Чем больше радиус-вектор до соответствующей точки, тем больше q. В другом примере на рис.5.2.1,*б* имеем силу P, которая согласно кинематическому принципу создает равномерный срез швов

$$q_P = \frac{P}{2l_1 + l_2} \tag{5.2.1}$$

и два момента: один в плоскости соединения $M_1 = Pe_1$, где e_1 — расстояние на плоскости в направлении оси $0y$ между центром тяжести швов O и центром тяжести поперечного сечения O_y, и второй в плоскости, перпендикулярной плоскости швов, $M_2 = Pe_2$, где e_2 — расстояние между O и O_y по направлению $0z$. Момент M_1 по характеру своего *действия сходен с моментом M на рис.5.2.1,а и создает свою систему* сил q_{M_1} в разных точках, а момент M_2 вызывает поворот уголка относительно оси $0y$ и вызывает силы q_{M_2}, направленные по оси z и зависящие от координаты x точки шва:

$$q_{M_1} = \frac{M_1}{J_z}\sqrt{x^2 + y^2}\ ; \tag{5.2.2}$$

$$q_{M_2} = \frac{M_2}{J_y}x\ ; \tag{5.2.3}$$

$$J_z = J_x + J_y\ , \tag{5.2.4}$$

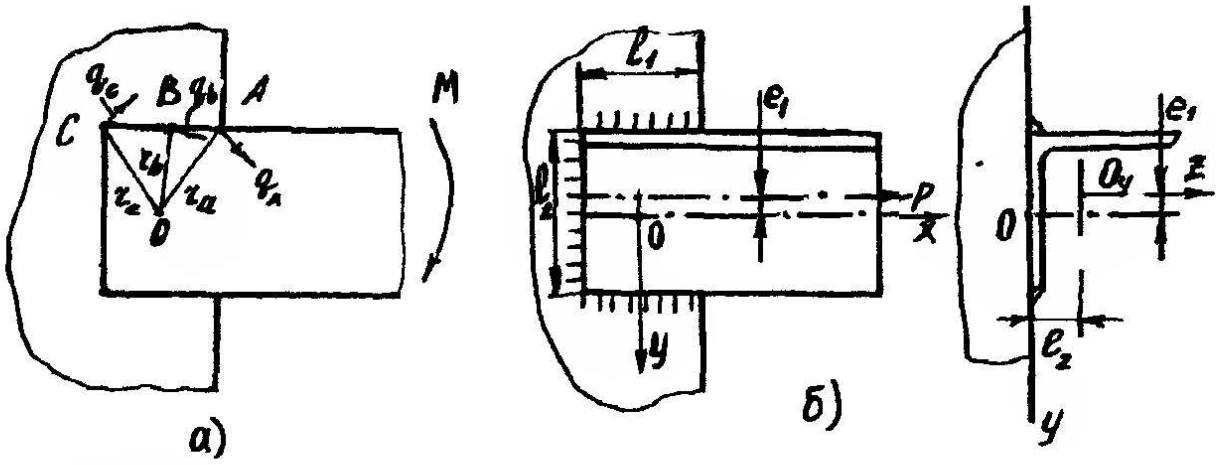


Рис.5.2.1. К определению напряжений в сварном соединении с использованием кинематического метода:
а — при нагружении моментом M; *б* — при нагружении продольной силой P

где J_x, J_y, J_z — осевые (J_x, J_y) и полярный (J_z) моменты инерции швов относительно осей $0x$, $0y$, $0z$ при размере катета шва, равном единице.

Векторная сумма q_P, q_{M_1} и q_{M_2} в каждой точке шва дает результирующий вектор погонной силы q. В практических расчетах значениями q_{M_1} и q_{M_2} часто пренебрегают, особенно если l_1 велико. Рассмотренный на примере рис.5.2.1,*б* принцип определения q может использоваться для всевозможных форм сварных соединений. В кинематическом подходе не учитывается ни концентрация сил вызванная деформацией соединений тел и шва, ни концентрация напряжений, вызванная формой поперечного сечения шва.

Концентрация напряжений первого вида. Классическими примерами концентрации погонных нагрузок q по длине сварных швов являются: концентрация касательных напряжений по длине фланговых швов (рис.5.2.2,*а*) и неравномерность распределения сил в многоточечном соединении двух полос (рис.5.2.2,*б*). В обоих случаях в качестве основных компонентов присутствуют, с одной стороны, жесткость (податливость) углового шва и сварных точек на сдвиг, и с другой, — жесткость полос на растяжение. Решение первой задачи дано в [209], а также в [22, 189 и 337]:

$$q = \frac{\beta P [F_1 \operatorname{ch} \beta x + F_2 \operatorname{ch} \beta (l - x)]}{2 (F_1 + F_2) \operatorname{sh} \beta l}, \qquad (5.2.5)$$

где q — касательное усилие в одном шве на единице длины (рис.5.2.2,*а*),

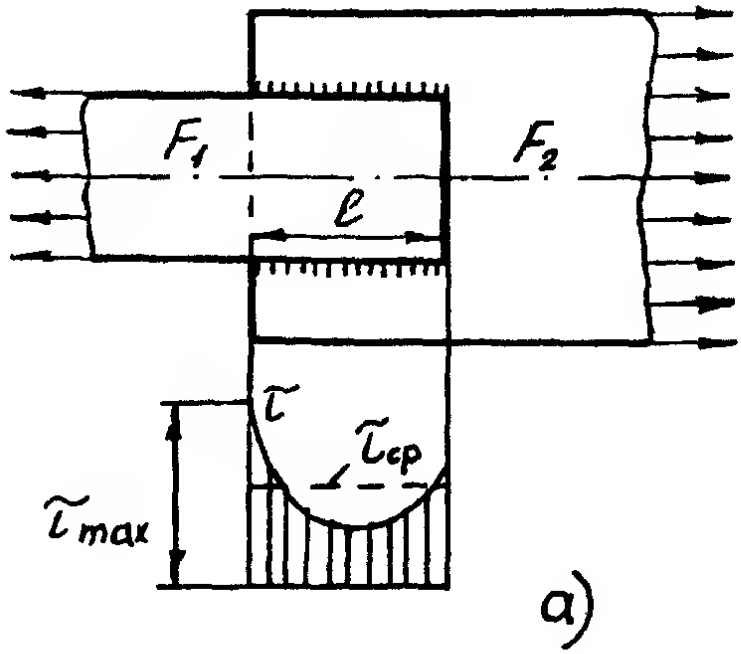
$$\beta = \sqrt{\frac{2 G (F_1 + F_2)}{E F_1 F_2}}; \qquad (5.2.6)$$

P — сила, передаваемая соединением; F_1 и F_2 — поперечные сечения полос; E и G — модули упругости при растяжении и сдвиге; l — длина одного шва.

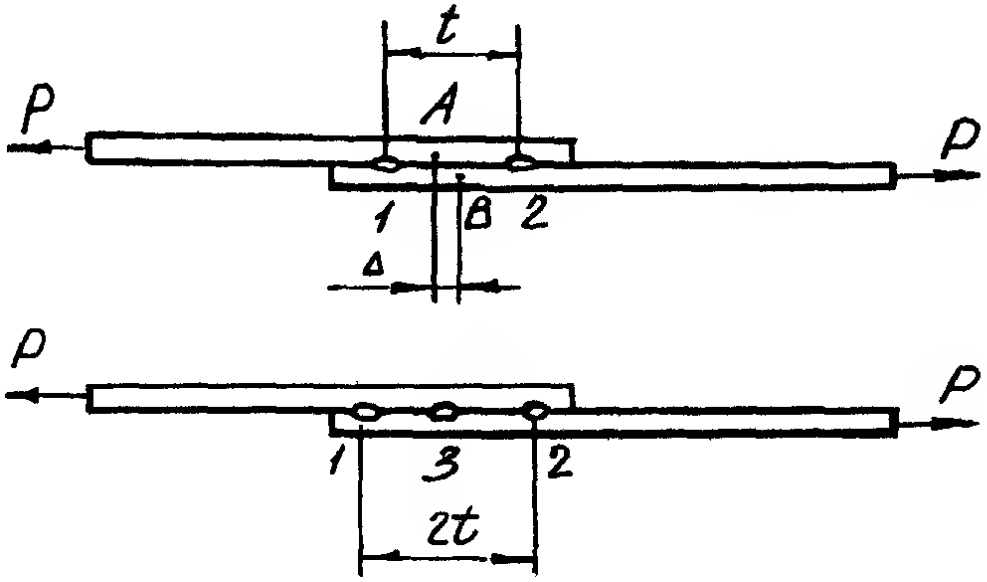
Модель шва, принятая в данном расчете, представляет собой тело прямоугольного сечения с размерами $k \cdot k$, нагруженное касательной силой q (рис.5.2.2.,*в*). При такой модели распределение q не зависит от размера катета шва k. При малом катете больше напряжение $\tau = q / k$, но зато меньше высота параллелепипеда, а смещение $\Delta = \theta k = \frac{\tau}{G} k = \frac{q}{G}$ не зависит от k. Поперечные сечения полос приняты неискривляющимися.

В случае, если полосы одинакового сечения $F_1 = F_2 = F$, то

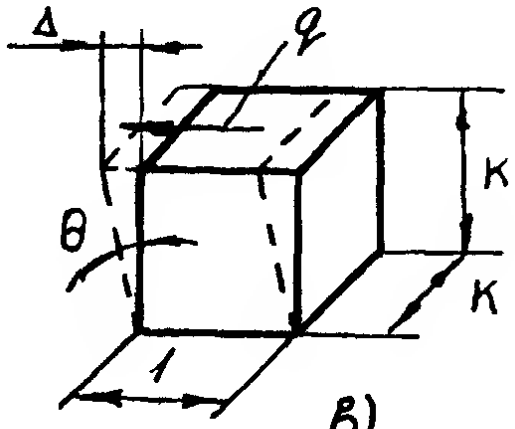
$$q = \frac{\beta P [\operatorname{ch} \beta x + \operatorname{ch} \beta (l - x)]}{4 \operatorname{sh} \beta l} \qquad (5.2.7)$$



а)



б)



в)

Рис.5.2.2. Схемы нагружения:
а — соединения с фланговыми швами; *б* — соединения со сварными точками; *в* — параллелепипеда силой *q*

Максимальные значения q имеются по концам швов при $x = 0$ и $x = l$:

$$q_{max} = \frac{\beta P (1 + \operatorname{ch} \beta l)}{4 \operatorname{sh} \beta l} . \qquad (5.2.8)$$

Так как $G = \frac{E}{2(1 + \mu)}$, то из (5.2.6) имеем при $\mu = 0{,}25$

$$\beta = \sqrt{\frac{2}{(1 + \mu) F}} = 1{,}26 \sqrt{\frac{1}{F}} . \qquad (5.2.9)$$

Если иметь в виду практически реальный случай, когда фланговые швы "равнопрочны" основному элементу по условию текучести $2 [\tau'] 0{,}7 kl = [\sigma] F$, а $[\tau'] \approx 0{,}6 [\sigma]$, то $F = 1{,}2 \cdot 0{,}7 kl$. Значение βl с учетом (5.2.9) составит

$$\beta l = 1{,}26 \sqrt{\frac{l}{1{,}2 \cdot 0{,}7 k}} . \qquad (5.2.10)$$

Так как $l >> k$, то βl существенно больше 1; это означает, что в (5.2.8) $\frac{1 + \operatorname{ch} \beta l}{\operatorname{sh} \beta l} \approx 1$. С учетом этого $q_{max} \approx \frac{\beta P}{4}$.

Среднее значение q

$$q_{ср} = \frac{P}{2 l} . \qquad (5.2.11)$$

Деля q_{max} на $q_{ср}$, находим коэффициент концентрации сил q, а значит, и τ:

$$\alpha_q = \frac{\beta l}{2} = \frac{0{,}63 l}{\sqrt{F}} . \qquad (5.2.12)$$

При конкретном F коэффициент концентрации растет прямо пропорционально длине шва l. В случае, если $F_2 > F_1$, т.е. $F_2 = \varphi F_1$ при $\varphi > 1$, имеем

$$q = \frac{\beta P}{2} \left[\frac{\operatorname{ch} \beta x + \varphi \operatorname{ch} \beta (l - x)}{(1 + \varphi) \operatorname{sh} \beta l} \right] . \qquad (5.2.13)$$

При $x = 0$ (со стороны узкой полосы) концентрация сил q наибольшая:

$$q_{max} = \frac{\beta P}{2} \frac{(1 + \varphi \operatorname{ch} \beta l)}{(1 + \varphi) \operatorname{sh} \beta l} . \qquad (5.2.14)$$

Если принять $F_2 \to \infty$, т.е. $\varphi \to \infty$, то получим

$$q_{max} = \frac{\beta P}{2} \operatorname{cth} \beta l . \qquad (5.2.15)$$

С учетом (5.2.6) и $l >> k$ имеем $\operatorname{cth} \beta l \approx 1$. Поэтому

$$q_{max} \approx \frac{\beta P}{2}; \qquad (5.2.16)$$

$$\alpha_q = \frac{1{,}26\, l}{\sqrt{F_1}} . \qquad (5.2.17)$$

Коэффициент концентрации в последнем случае в два раза выше, чем при $F_1 = F_2$. Следует иметь в виду, что приведенное решение дает качественное соотношение, так как у концов фланговых швов, где q значительно, развиваются пластические деформации.

В решении не отражено искривление поперечных сечений соединенных полос при приложении к ним касательных сил по боковым сторонам. Вместе с тем следует заметить, что решение правильно отражает основные тенденции. Из (5.2.12) и (5.2.17) следует, что концентрация тем больше, чем длиннее шов l и чем меньше поперечное сечение F присоединяемой полосы.

В многоточечных соединениях концентрация еще более значительна. В двухрядном соединении (рис.5.2.2,*б*) при одинаковых сечениях полос силы, передаваемые точками *1* и *2*, одинаковы. Точки *A* и *B*, принадлежащие верхней и нижней полосе, при приложении силы *P* смещаются относительно друг друга на величину Δ. Значение Δ зависит исключительно от податливости сварных точек *1* и *2* на сдвиг, которая крайне мала. При наличии трехрядного соединения точка *3* не позволяет беспрепятственно появляться смещению Δ. В ней возникает срезывающая сила, которая будет тем меньше, чем больше размер $2t$. Для практически реальных случаев эта сила находится в пределах около 10-12% от силы *P*, в то время как крайние точки воспринимают каждая примерно по 0,4÷0,45 *P*. В четырехрядном соединении две средние точки воспринимают каждая по 5-7% от *P*, а это означает, что дополнительная разгрузка крайних точек почти не происходит. В пятирядном соединении средняя точка практически не работает. Эффективность восприятия силы несколько увеличивается при шахматном расположении средних точек по отношению к точкам крайних рядов. Высокая концентрация сил объясняется большой жесткостью сварных точек на сдвиг. Из-за того, что зазор между листами отсутствует, податливость точек определяется только концентрацией напряжений в плоскости листа и в некоторой степени работой точек на сдвиг. Более подробная информация о распределении сил между точками имеется в [100].

В соответствии со схемой на рис.5.1.1,*а* кроме вектора силы P_{III} действуют также силы P_I и P_{II} в перпендикулярном направлении. Типичным примером в этом отношении являются прерывистые соединения на рис.5.2.3,*а,б*. По длине шва *l* на рис.5.2.3,*а* наблюдается неравномерное распределение нагрузок *q*. Степень неравномерности зависит от размеров *a*, *l* и *t*. При постоянных *l* и *t* концентрация $q = q_{max} / q_{ср}$ будет больше при малых *a*. Это объясняется тем, что при малых *a* нахлесточное соединение приближается к стыковому, а зоны непровара становятся прорезями, создающими высокую концентрацию сил. Наибольшее значение α_q будет приобретать вблизи $l \approx 0{,}5\ t$. Как увеличение *l*, так и его уменьшение по сравнению с 0,5 *t* будет уменьшать α_q. Уменьшение размера *b* на рис.5.2.3,*б* в отличие от уменьшения размера *a* на рис.5.2.3,*а* является благоприятным, так как нахлесточное соединение при этом приближается к стыковому с непрерывным швом,

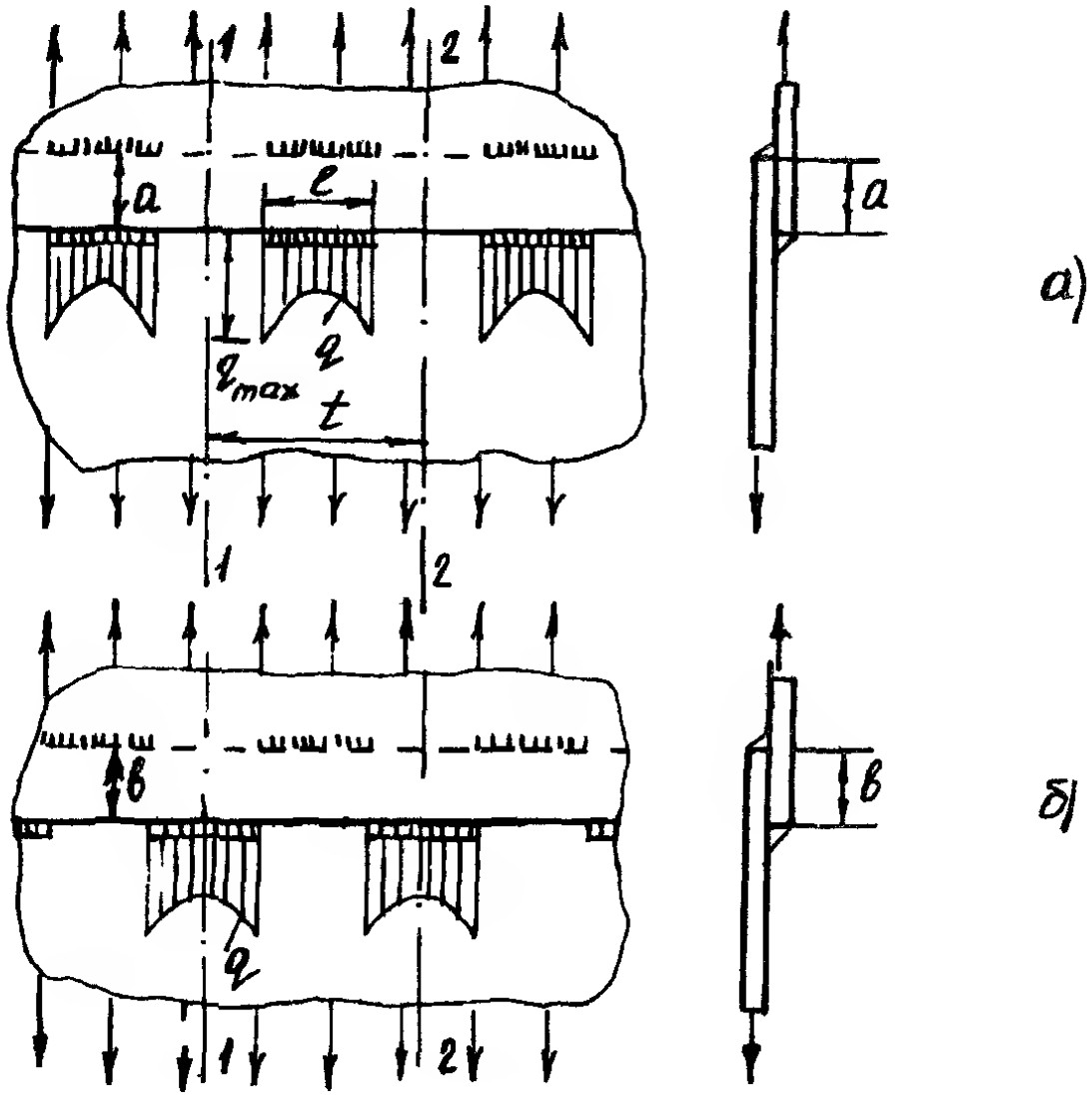


Рис.5.2.3. Нахлесточные прерывистые соединения с угловыми швами:
а — расположенными напротив друг друга; *б* — расположенными в шахматном порядке

а значит α_q уменьшается. В нахлесточных соединениях (рис.5.2.4,*а,б*) существенное значение имеет концентрация напряжений от изгиба. На значительном расстоянии L от шва изгибные напряжения отсутствуют. При приближении к сечению 1-1 они возрастают и достигают максимума непосредственно у шва в этом сечении. Напряжения зависят от толщины металла s, размера нахлестки $2l$, принимаемой в расчетах как жесткое тело, модуля упругости металла пластин E, от эксцентриситета e, а также от L, если оно мало. При больших L распределение изгибающего момента M в зависимости от расстояния x выражается следующей формулой:

$$M = M_0 \exp\left[- x \sqrt{\frac{P}{EJ}} \right], \qquad (5.2.18)$$

где $M_0 = \dfrac{P s}{2 + 2 l \sqrt{\dfrac{P}{EJ}}}$; $J = \dfrac{b s^3}{12}$ — момент инерции сечения пластины; b — ширина пластины.

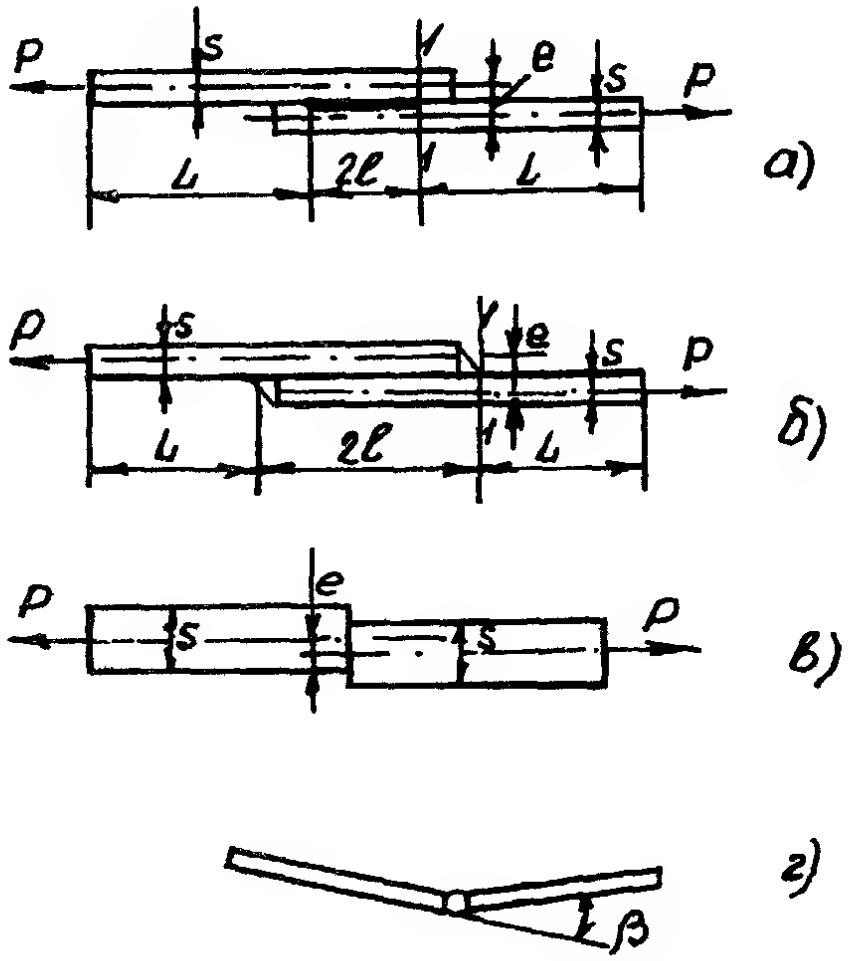


Рис.5.2.4. Различные виды соединений:
а — нахлесточное, выполненное контактной сваркой; *б* — нахлесточточное с угловыми швами; *в* — стыковое со смещением; *г* — стыковое с углом излома β

Практически те же самые расчетные предпосылки заложены в формулы для определения напряжений изгиба в стыковых соединениях со смещением (рис. 5.2.4,*в*).

К этому же классу задач принадлежит задача о распределении изгибающего момента в соединении, имеющем остаточный угловой излом (рис.5.2.4,*г*). При нагружении такого соединения пластины вследствие изгиба деформируются и в них возникает переменный момент, который в случае весьма длинных пластин описывается следующим выражением:

$$M = \frac{\beta \sqrt{P E J}}{2} \exp\left[-x \sqrt{\frac{P}{E J}} \right]. \qquad (5.2.19)$$

Концентрация напряжений в присоединяемых элементах имеет место и во многих других вариантах конструктивных элементов. Например, в полосе, соединенной накладками только фланговыми швами (рис.5.2.5,*а*), напряжения распределены по поперечному сечению неравномерно. В предположении, что шов короткий и касательные напряжения в швах распределены равномерно, коэффициент концентрации нормальных продольных напряжений σ_x в накладке описывается следующей зависимостью:

$$\alpha_\sigma = \frac{3{,}3\,a}{l} \operatorname{cth}\left(\frac{2{,}3\,a}{l} \right). \qquad (5.2.20)$$

К этому же классу задач относится описание концентрации напряжений в пластине в нахлесточных точечных сварных соединениях (рис.5.2.5,*б*). Кроме изгиба из-за наличия нахлестки, возникает концентрация напряжений вследствие сгущения силовых линий нормальных растягивающих напряжений [120].

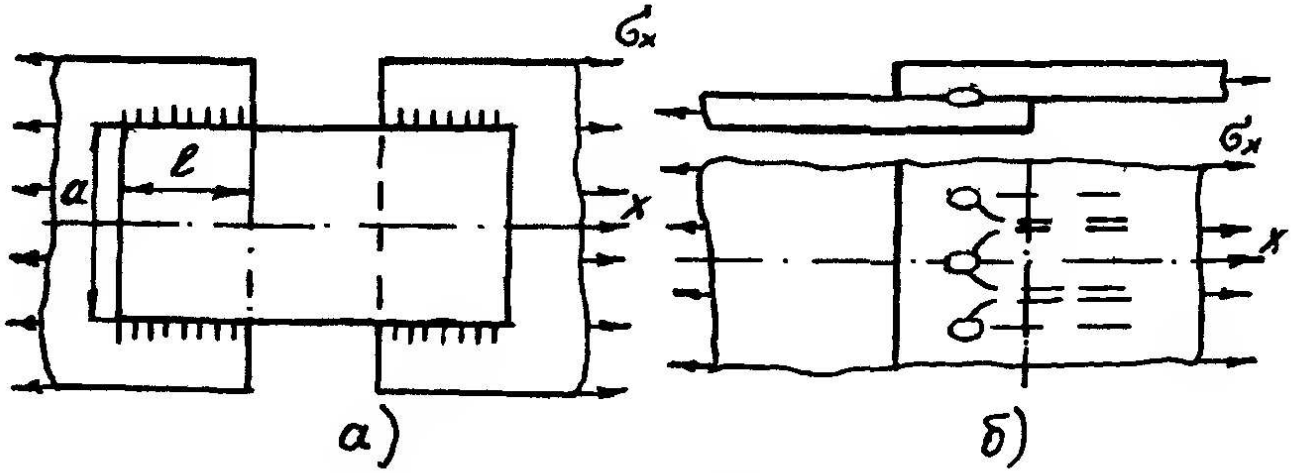


Рис.5.2.5. Соединения с концентрацией нормальных напряжений σ_x по ширине пластин:

а — с накладками; *б* — нахлесточное со сварными точками

Концентрация напряжений второго вида. Этот вид концентрации напряжений исследовался многими авторами для различных видов швов: стыковых, угловых, а также выполненных контактной сваркой [287, 109, 68, 89]. Для исследования и описания напряжённого состояния с помощью коэффициентов концентрации напряжений применяли различные методы. На ранних этапах исследования этого вопроса использовались аналоги, встречающиеся в теории упругости. В частности, для лобового шва принималось, что его форма и характер нагрузки соответствуют клину, равномерно нагруженному по боковой стороне (рис.5.2.6,*а*). Эта модель выявляла наличие изгиба, но не рассматривала концентрацию напряжений вблизи непровара.

Подход с использованием решений, известных в теории упругости, получил значительное развитие в работах Д.И.Навроцкого [203]. Сварное соединение расчленялось на несколько простейших геометрических фигур, к каждой из которых по границам расчленения прикладывались нагрузки. Используя известные из теории упругости решения для этих фигур и удовлетворяя условию равенства напряжений по плоскостям расчленения, можно определить напряжения. В книге [203] использовался упрощенный подход. Например, для случаев стыкового и нахлесточного соединений (рис.5.2.6,*б,в*) к полосе прикладывались некоторые касательные силы *T*. Решающим для правильного определения коэффициента концентрации напряжений являлось корректное задание эпюры касательных сил и в особенности у ее концов, что должно отражать влияние радиуса закругления ρ в местах перехода шва к основному металлу. Для точного решения задачи характер эпюры должен выявляться по ходу решения при удовлетворении совместности деформаций по границам расчленения. Закон изменения принимался как известный. Так, например, в [203, с.149] он принят в виде кубичной параболы, что предопределяет неточности такого подхода. В этом случае с его помощью можно провести лишь сравнительные исследования по влиянию отдельных факторов на α_σ. Естественно, что и влияние радиуса ρ в этом случае также устанавливается приблизительно.

В телах сложной и в особенности неправильной формы, какими являются нередко сварные соединения, концентрацию напряжений определяют также экспериментальными методами — тензометрированием и с применением оптически активных материалов. Путем аппроксимации экспериментальных данных получают формулы зависимости α_σ от характерных размеров. В последний период получили применение такие прогрессивные методы, как метод конечных элементов [109, 308] и метод граничных интегральных уравнений. МКЭ позволяет найти распределение напряжений в телах практически любой формы. Некоторыми недостатками МКЭ при определении α_σ являются: 1. Необходимость иметь в зоне радиуса большое число мелких конечных элементов, размер которых должен быть существенно меньше радиуса ρ.

2. Получаемая из решения информация о напряжении относится не к поверхности тела, а к крайнему конечному элементу. Точность получаемого результата зависит от вида конечного элемента и функции, описывающей распределение деформаций в нем. Это заставляет при сопоставлении концентрации напряжений в разных телах и при разных радиусах закруглений использовать на их поверхностях одинаковые конечные элементы, чтобы степень осреднения максимальных напряжений в пределах элемента была приблизительно одинаковой. Затрудняется сопоставление результатов, полученных разными авторами при разных формах и размерах конечных элементов.

Метод граничных интегральных уравнений позволяет получить напряжения непосредственно на поверхности, но он пока еще не нашел широкого применения в инженерной практике.

Следует подчеркнуть некоторые принципиальные положения в отношении последнего вида концентрации напряжений — в швах и местах их перехода к основному металлу. Отличие результатов, полученных различными исследователями в отношении α_σ для мест перехода к стыковым и угловым швам (рис.5.2.6), все же намного меньше тех вариаций численных значений α_σ, которые практически наблюдаются из-за чрезвычайно большого рассеяния ρ. В вероятностном плане этот вопрос был исследован в [166] и было показано, что радиусы ρ могут приобретать значения, измеряемые сотыми долями миллиметра. В зонах непроваров угловых и стыковых швов в некоторых случаях радиус отсутствует, так как в вершине непровара имеется трещина небольшой длины. Радиус закругления зависит от способа сварки, марки металла, стабильности параметров режима сварки. В этих условиях более целе-

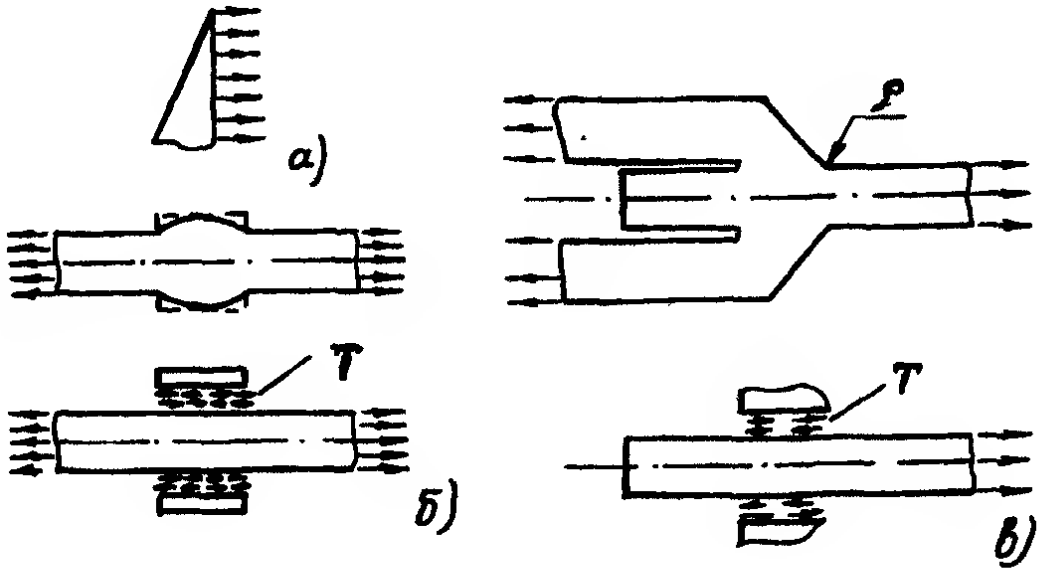


Рис.5.2.6. Модели, отражающие концентрацию напряжений в сварных швах и соединениях:
а — угловом; *б* — стыковом; *в* — нахлесточном

сообразной представляется оценка таких мест концентрации напряжений с помощью критериев механики трещин и предельно острых концентраторов в предположении, что $\rho \to 0$, т.е. при экстремальных условиях, которые в принципе могут иметь место в сварных конструкциях. По существу такая оценка принимает во внимание все прочие размеры сварного соединения, кроме радиуса, который считается равным нулю.

Непровары и несплавления в стыковых и угловых швах при оценке их по критериям механики разрушения могут рассматриваться как трещины. Усиление в стыковых швах (рис.5.2.7,*а,б*) влияет на уровни K_I и должно учитываться при определении численных значений K_I. На рис.5.2.8 в качестве примера представлены результаты определения K_I [1] в зависимости от ширины и высоты усиления, полученные с использованием метода каллокаций. Удобство этого метода заключается в том, что в расчете могут быть учтены самые разнообразные очертания швов, которые задаются численно.

Стыковые швы обычно передают нагрузки, направленные перпендикулярно плоскости непровара, и в них возникают лишь K_I. В угловых швах в зависимости от характера погонных нагрузок могут быть все три вида напряженного состояния (рис.5.2.7,*в, г, д*). В тавровых соединениях с непроваром (рис.5.2.7,*в*) в основном присутствует K_I, а K_{II} незначительно. Лобовой шов (рис.5.2.7,*г*) в основном содержит K_{II}, а фланговый (рис.5.2.7,*д*) — K_{III}. Численные значения K для таких сложных форм,

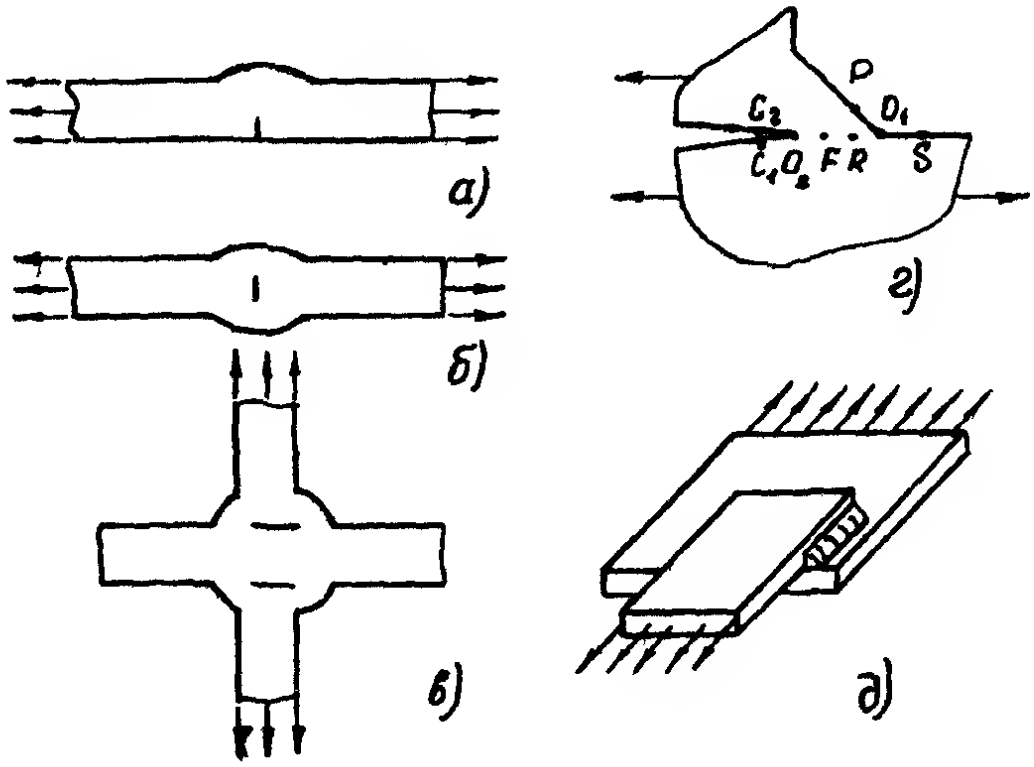


Рис.5.2.7. Швы, имеющие непровар, приравниваемый к трещине:
а, б — стыковые; в — угловой в тавровом соединении; г — лобовой в нахлесточном соединении; *д* — фланговый

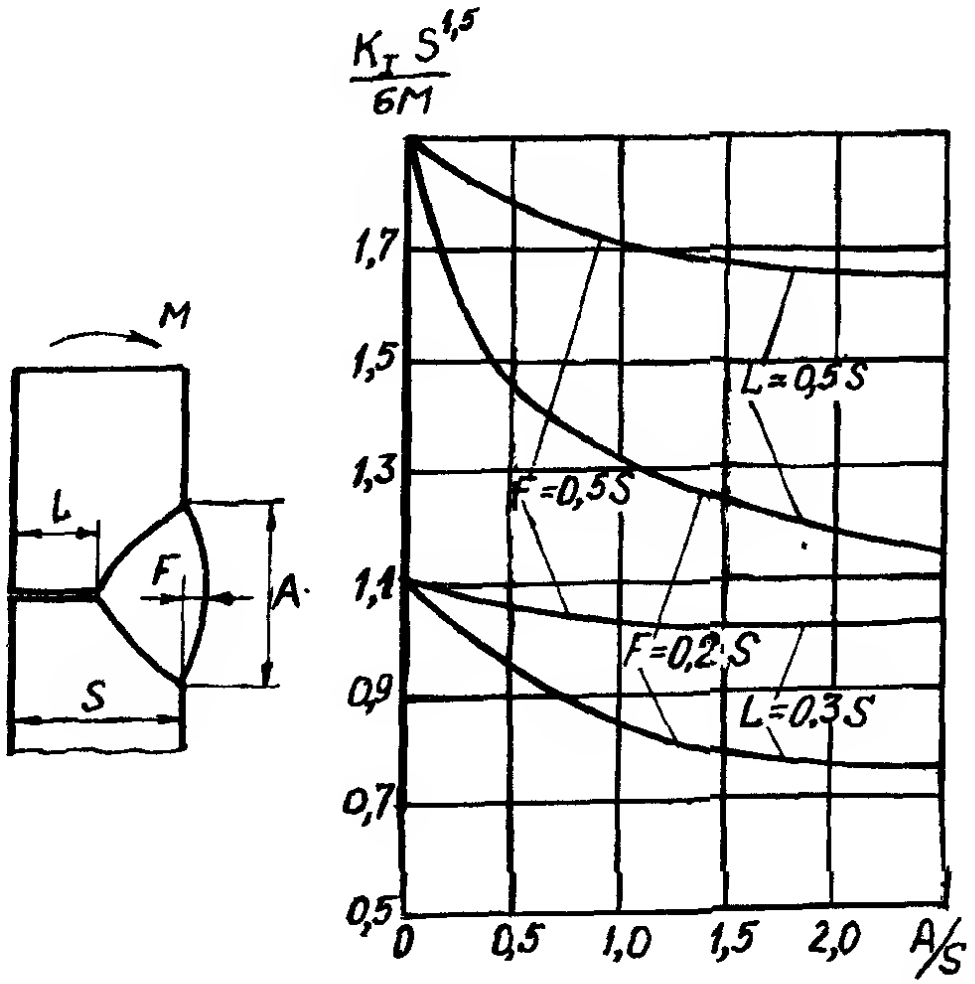


Рис.5.2.8. Зависимость K_I от формы и размеров стыкового шва (в безразмерных координатах; M — изгибающий момент, действующий на единицу длины шва)

как сварные соединения, получить аналитически не удается. Для определения K в них больше подходят метод каллокаций и МКЭ. В методе каллокаций используется аналитическое решение в виде ряда с неизвестными коэффициентами, численные значения которых находят из граничных условий. В МКЭ определяют работу, совершаемую силами при подрастании трещины на Δl (рис.5.2.9,*а,б*). Сначала находят упругое решение для рассматриваемого соединения, когда конец трещины расположен в точке 0.

В результате определяют силы в узле 0. Затем снимают эти узловые силы, направленные перпендикулярно и параллельно плоскости трещины, прикладывая силы P_I и P_{II} в противоположных направлениях. Эти силы совершают работу $G_I = P_I \Delta_I$ и $G_{II} = P_{II} \Delta_{II}$ на перемещениях $2\Delta_I$ и $2\Delta_{II}$, которые определяют, решая упругую задачу о снятии P_I и P_{II}, когда конец трещины находится в точке O_1.

Между K_I, K_{II} и освобождающейся энергией G_I, G_{II} существуют соотношения (5.1.15) и (5.1.16). По ним вычисляют K_I и K_{II}. Аналогично можно вычислить и K_{III} для антиплоской деформации (фланговый шов). Для определения коэффициентов интенсивности напряжений в сварных

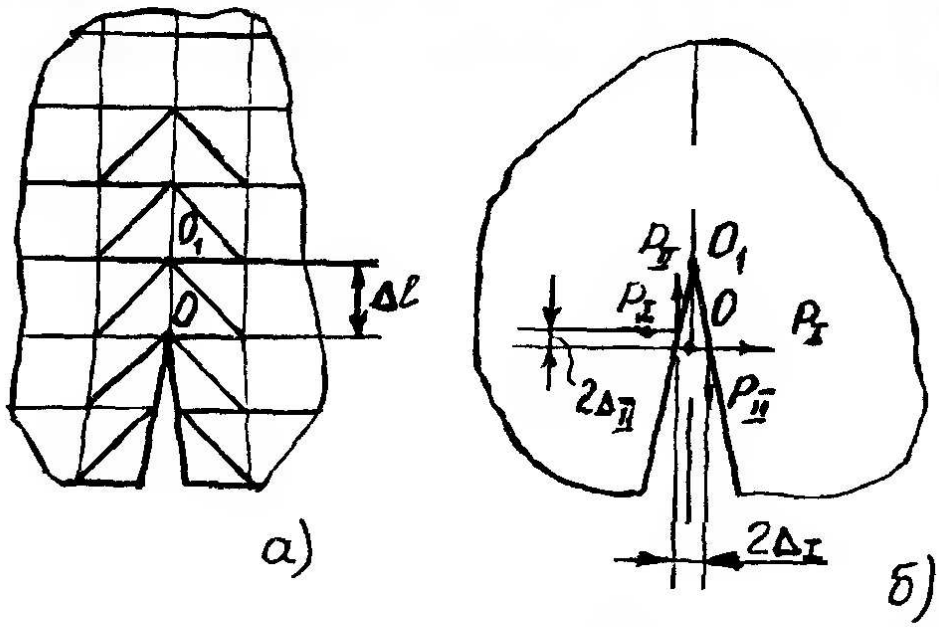


Рис.5.2.9. Схема удаления связи в точке 0 для вычисления работы сил P_I и P_{II} при определении K_I и K_{II}:
а — конечные элементы; *б* — силы

соединениях используют также метод фотоупругости [5]. В точечных и шовных нахлесточных соединениях, выполненных контактной сваркой или дуговой проплавлением, также возникает концентрация напряжений, оценку которой целесообразно вести по критериям механики трещин, полагая $\rho \to 0$. Все сказанное выше в отношении стыковых и угловых швов, полностью относится и к этим соединениям.

Места переходов от швов к основному металлу могут иметь $\rho \to 0$, и оценка концентрации напряжений в них в этом случае также целесообразна по критериям механики предельно острых концентраторов. Существенное отличие от рассмотренных выше примеров в том, что угол α в вершине концентратора не равен нулю. Каждому значению α соответствует своя единица измерения коэффициентов интенсивности напряжений $C_{I\alpha}$, $C_{II\alpha}$. Это затрудняет сравнение концентраторов между собой.

Другим достаточно общим приемом сравнения концентрации напряжений является использование критерия локального перемещения в форме коэффициента локальной концентрации напряжений

$$\alpha_D = \frac{D\,E}{0{,}5\,\sigma_{ср}}, \qquad (5.2.21)$$

где D — значение перемещения на базе 0,5 мм (или 1 мм в случае симметричной деформации); $D/0{,}5$ — относительная деформация на этой базе; $\sigma_{ср}$ — среднее напряжение, с которым сравнивают локальное напряжение $\sigma_D = \dfrac{D\,E}{0{,}5}$. В этом случае целесообразно считать, что у

вершины концентратора имеет место наиболее неблагоприятная ситуация, когда $\rho = 0$. В сварных соединениях можно выделить несколько типичных случаев, где уместно использование α_D. Это зоны у вершин непроваров, расположенных перпендикулярно силовому потоку, например в стыковых и тавровых соединениях (см. рис.5.2.7,*а,б,в*); места переходов от угловых швов к основному металлу по основанию шва (базы O_1S, O_1P, O_1R, рис.5.2.7,*г*). Корень углового шва (базы C_2O_2 при преимущественной передаче силового потока через шов и база C_1O_2 при преимущественной передаче силового потока по нижней пластине); концы фланговых швов в местах их перехода к основному металлу; зоны, аналогичные C_1O_2 и C_2O_2 у швов, выполненных точечной и шовной контактной сваркой, а также другие концентраторы. Сравнение значений α_D целесообразно проводить в пределах однотипных баз, например сравнивать данные по влиянию угла перехода от основного металла к шву (рис.5.2.10), соотношений катетов углового шва, его формы и глубины провара на коэффициент локальной концентрации напряжений α_D в зоне точки 0_1. В частности, на рис.5.2.10,*а* показаны зависимости α_D для различных локальных баз у точки 0_1 углового шва с углом 135°, когда он полностью передает силовой поток или когда является ненагруженным. С ростом катета углового шва, передающего силовой поток, значения α_D на базе 0_1L и 0_1Q_1 уменьшаются (кривые *1*), а в случае ненагруженного шва возрастают (кривые *2*). Необходимо

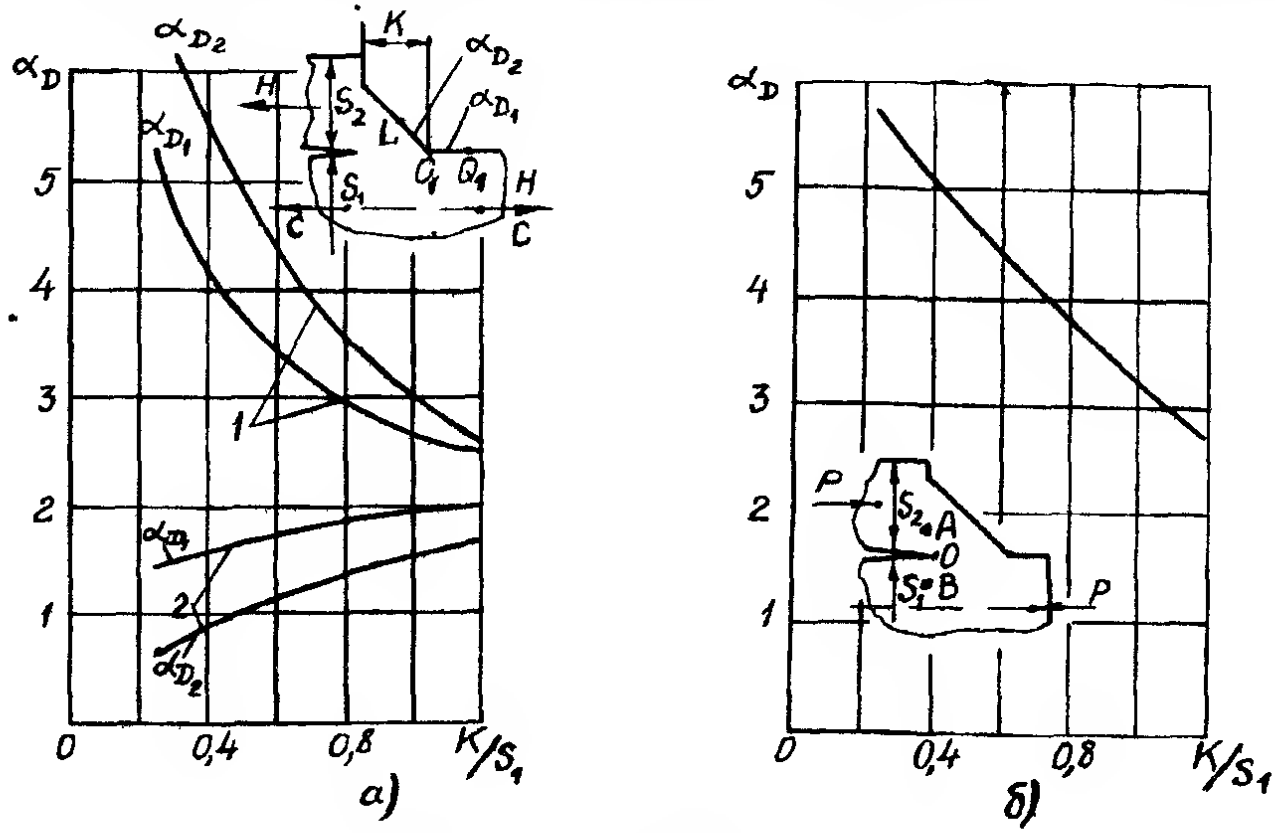


Рис.5.2.10. Зависимость коэффициента локальной концентрации напряжений α_D от отношения катета k к толщине металла s_1:
а — у основания шва; *б* — у корня шва;
1 — шов нагружен; *2* — шов не нагружен;

отметить, что при действии сил сжатия в корне углового шва у точки *0* на базе *AB* (рис.5.2.10,*б*) возникает опасная концентрация напряжений по механизму нормального отрыва. Эти данные имеют важное значение для оценки сопротивления усталости сварных соединений.

Определение полной концентрации напряжений в сварных соединениях. Большую практическую и теоретическую проблему представляет разработка универсального метода определения напряжений в сварных соединениях с учетом упругости металла и концентрации напряжений, вызванной их формой. Принципиально эта проблема может быть решена на основе применения метода конечных элементов (МКЭ), когда вся рассматриваемая деталь разбивается на большое число объемных конечных элементов с необходимым их измельчением в зонах высокой концентрации напряжений.

При этом число элементов достигает сотен тысяч, что требует применения весьма мощной вычислительной техники и специальных методов решения . Такой путь реализуют редко, главным образом в тех случаях, когда задачу удается свести к плоской. Однако возможно расчленение сложной задачи и решение ее в несколько этапов. На каждом этапе число конечных элементов существенно сокращается, при этом полное решение осуществляется с достаточной точностью.

Известно два основных способа расчленения задачи. Более простой из них сводится к последовательному выделению из конечно-элементной модели фрагмента и разбиению его на более мелкие элементы. При этом результаты решения для более грубой модели используются при задании граничных условий для фрагмента. Элементы на разных этапах решения могут отличаться не только по величине, но и по размерности. На рис.5.2.11 показана схема решения, где на этапе *1* рассматривается модель сварной фермы с заданными нагрузками и условиями закрепления, состоящая из стержневых элементов, жестко соединенных в узлах. На этапе *2* рассматривается модель сварного узла из пластинчатых изгибаемых элементов, в которых действуют мембранные изгибные и касательные напряжения (рис.5.2.12).

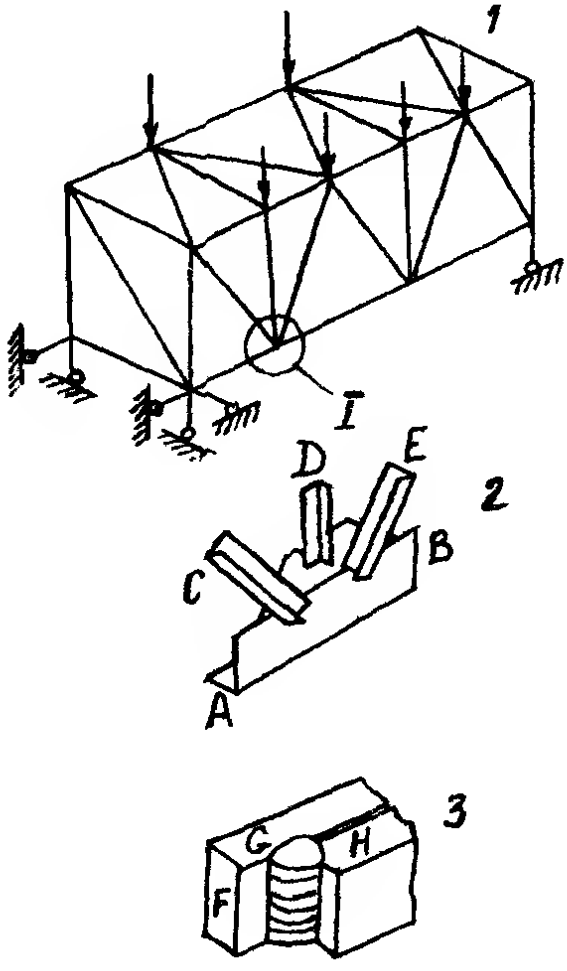


Рис.5.2.11. Схема решения задачи

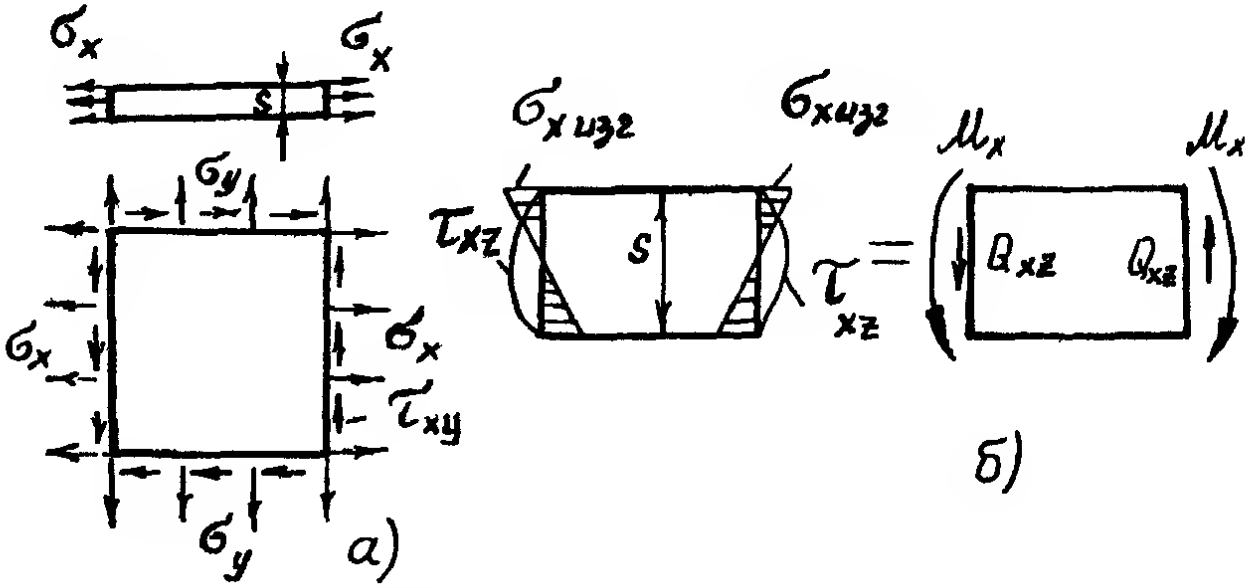


Рис.5.2.12. Виды напряжений, действующих в пластине

Граничными условиями для нее являются линейные и угловые перемещения концов стержней *A, B, C, D, E,* ..., найденные из решения на этапе *1* (см. рис.5.2.11). Длина участков стержней должна согласно принципу Сен-Венана превышать поперечные размеры стержней.

На этапе *3* рассматривается фрагмент, включающий участок шва с частями прилегающих деталей, разбитый на объемные конечные элементы. Граничные перемещения на поверхностях *F, G, H,* ..., контактирующих с соседними фрагментами, определены из решения на этапе *2*. Размеры частей деталей, включаемых в фрагмент, также должны соответствовать принципу Сен-Венана и превышать в несколько раз катет шва, чтобы приближенное задание условий на граничных поверхностях не отражалось на распределении напряжений в шве.

Двух- или трехэтапное решение задачи уменьшает сложность модели на каждом этапе, но само по себе не уменьшает, а увеличивает общий объем вычислений. Более экономная схема решения может быть получена на основе информации, полученной на предыдущем этапе. В рассмотренной задаче решение на первом этапе позволяет определить усилия в стержнях и проверить их статическую прочность и устойчивость, а также выбрать те из однотипных сварных узлов, которые наиболее нагружены, с тем чтобы сократить число рассматриваемых фрагментов.

Решение на втором этапе позволяет определить концентрацию напряжений первого вида в швах, о которых упоминалось в начале настоящего параграфа. В результате на третьем этапе можно рассмотреть только наиболее нагруженные фрагменты швов, с тем чтобы определить в них концентрацию напряжений второго вида. Очевидно, что она включает в себя и концентрацию первого вида, которая вошла через граничные условия для выбранного фрагмента. Примером такого

подхода является расчет напряжений в сварных соединениях вагонов [192].

Такой подход к решению основан на предположении, что погрешности грубого решения не выходят за пределы рассеяния задаваемых нагрузок и окажут слабое влияние на определяемую концентрацию напряжений в швах. В действительности это предположение не всегда справедливо. Возможно существенное повышение точности предварительных этапов решения за счет некоторого усложнения способа разбиения решения на отдельные этапы. При этом этапам решения с последовательным выделением и измельчением фрагментов должен предшествовать анализ отдельных фрагментов и определение их реальной жесткости, то есть проходу "сверху вниз", *1 — 2 — 3* по схеме на рис.5.2.11, должен предшествовать проход "снизу вверх", *3 — 2*, с тем чтобы затем на этапе *1* можно было учесть реальную жесткость сварных узлов, а на этапе *2* — жесткость швов, соединяющих пластинчатые элементы.

Рассмотрим процедуру анализа жесткости фрагмента на примере плоской модели нахлесточного сварного соединения с лобовыми угловыми швами (рис.5.2.13,*а*). Ввиду симметрии изгиб пластин незначителен и перемещениями по оси z можно пренебречь. При достаточной длине шва и равномерном по длине приложении поперечной нагрузки P деформации вдоль оси шва можно считать равномерными. Таким образом, задача для соединения в целом сводится к одномерной модели (рис.5.2.13,*б*) и требуется определить только перемещения вдоль оси y. Характеристики жесткости фрагмента (рис.5.2.13,*в*) можно определить либо экспериментально, либо расчетным путем, разбив его на достаточное количество конечных элементов. Зададим вначале перемещения всех узлов на торце A, равные 1 (единице длины), а на торцах B и C — равные 0. При этом в сечениях возникнут реакции P_{AA}, P_{BA} и P_{CA}. Эти силы являются элементами матрицы жескости фрагмента со швом, так как выражают отношение сил, действующих на фрагмент, к возникающим перемещениям. Повторив решение с перемещением, равным 1 на торце B, затем на торце C (при этом на двух остальных перемещения равны 0), получим всю матрицу

$$P = \begin{vmatrix} P_{AA} & P_{AB} & P_{AC} \\ P_{BA} & P_{BB} & P_{BC} \\ P_{CA} & P_{CB} & P_{CC} \end{vmatrix}. \qquad (5.2.22)$$

Тот же порядок действий сохраняется и при экспериментальном определении матрицы. При этом если задаются перемещения $\Delta_A \neq 1$, то по полученным реакциям Q согласно закону Гука определяем

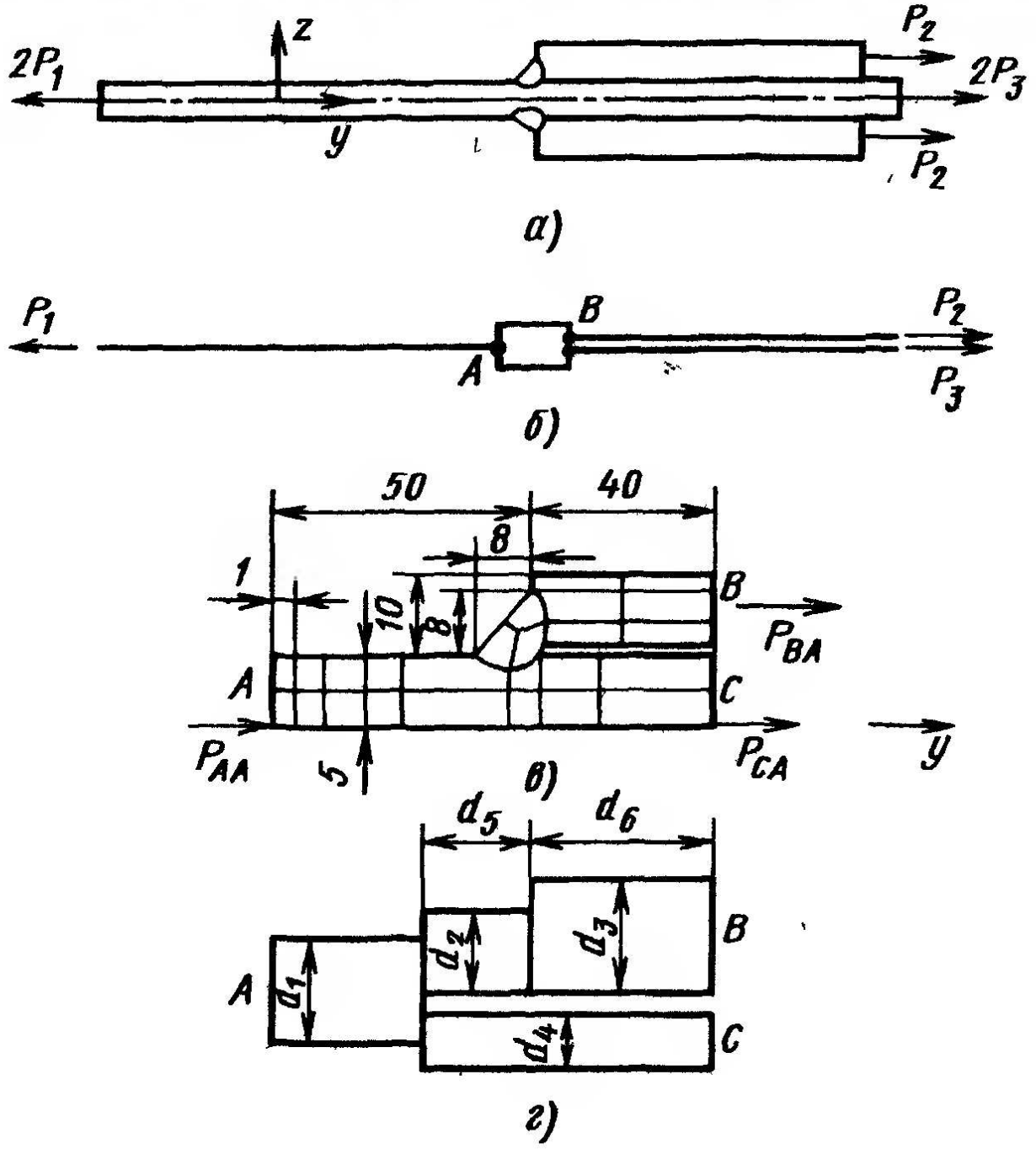


Рис.5.2.13. Выделение фрагмента (*в*) из модели (*б*) сварного соединения (*а*) и замена фрагмента системой пластин (*г*)

$$P_{AA} = \frac{Q_{AA}}{\Delta_A}; \quad P_{BA} = \frac{Q_{BA}}{\Delta_A}; \quad P_{CA} = \frac{Q_{CA}}{\Delta_A}. \qquad (5.2.23)$$

Расчет по МКЭ для размеров на рис.5.2.13,*в* дает на 1 мм длины шва (кН)

$$P = \begin{vmatrix} 16,5 & -8,5 & -8,0 \\ -8,5 & 17,5 & -9,0 \\ -8,0 & -9,0 & 17,0 \end{vmatrix}. \qquad (5.2.24)$$

Как и следовало ожидать, согласно теореме о взаимности работ $P_{AB} = P_{BA}$, $P_{AC} = P_{CA}$, $P_{BC} = P_{CB}$.

Следовательно, в матрице P шесть независимых коэффициентов. Далее можно подобрать модель, состоящую из пластин, которая имела бы точно такую же матрицу жесткости, как фрагмент, например, показанный на рис.5.2.13,*г*. Количество независимых размеров d должно быть равно количеству независимых коэффициентов P. Теперь задачу для модели (рис.5.2.13,*б*) можно решать методами сопротивления материалов, включив вместо фрагмента его пластинчатую модель.

Если кроме продольного растяжения сварное соединение испытывает изгиб и требуется учет перемещений по оси z (см. рис.5.2.13,*а*), то порядок действий может быть прежним, но на каждой границе фрагмента возможны 3 перемещения (по оси y, оси z и поворот вокруг оси шва), матрица P имеет размер 9×9 и содержит 45 независимых коэффициентов. В этом случае модель фрагмента из пластин становится слишком сложной.

Другой подход основан на замене фрагмента одним, более сложным элементом с матрицей жесткости P. Такой элемент, заменяющий несколько более мелких, называется суперэлементом. Метод суперэлементов или подконструкций широко используется при проектировании самолетов [224]. Процедура построения и использования суперэлемента сводится к следующему.

1. Фрагмент разбивается на достаточно мелкие конечные элементы.

2. Из матрицы жесткости фрагмента исключаются коэффициенты, соответствующие внутренним узлам, не стыкующимся с соседними фрагментами. При этом образуется суперэлемент, имеющий меньшее число узлов, но сохраняющий те же параметры жесткости, которые имела совокупность входящих в фрагмент элементов.

3. На следующем этапе из нескольких суперэлементов таким же образом может быть создан более крупный суперэлемент.

4. Решение для конструкции в целом выполняется с использованием всего нескольких суперэлементов с небольшим общим числом узлов, однако точность решения такая же, как при включении всех отдельных простых элементов.

5. По полученным из решения перемещениям граничных узлов суперэлемента определяются перемещения его внутренних узлов, деформации и напряжения в составляющих его элементах.

Достоинством модели фрагмента из нескольких элементов является то, что они однотипны с элементами, на которые разбита конструкция за пределами фрагмента. Суперэлементы имеют различное и достаточно большое число узлов, поэтому их применение несколько усложняет процедуру МКЭ, однако оказывается более рационально, так как позволяет унифицировать и автоматизировать моделирование фрагмента. Замена же фрагмента конструкцией из стержней или пластин требует индиви-

дуального подхода к каждому фрагменту, высокой квалификации программиста и поэтому не может быть рекомендована для широкого использования.

Метод суперэлементов требует большого объема вычислений и в общем случае не дает экономии по сравнению с разбиением всех фрагментов на мелкие элементы и решением задачи за один этап. Область рационального применения суперэлементов — задачи с большим количеством одинаковых фрагментов, например стержневая конструкция с большим количеством стержней одинакового профиля. Для сварной конструкции таким однотипным фрагментом является участок сварного шва с прилегающими частями деталей. Как правило, в конструкции присутствует всего несколько отличающихся по поперечному сечению типов сварных швов. Податливость швов обычно больше, чем у соединяемых деталей, поэтому замена их в расчете жестким или шарнирным соединением элементов существенно снижает точность решения на соответствующем этапе. Создание специального элемента, правильно передающего все характеристики жесткости углового шва, но не содержащего внутренней сложной структуры, является мощным средством обеспечения максимальной точности решения сложных задач при минимальных затратах ресурсов ЭВМ. В этом случае суперэлемент создается один раз и затем включается многократно в матрицу жесткости конструкции. При типовых расчетах дополнительная экономия может быть получена путем создания библиотеки наиболее часто встречающихся суперэлементов шва и хранения ее в одном из файлов.

Такие стандартизованные суперэлементы позволяют заполнить большую часть длины швов. Например, для объемной модели нахлесточного и таврового соединений с угловыми швами такой суперэлемент представляет собой участок шва в виде трехгранной призмы (рис.5.2.14,*а*) с прилегающими к нему частями деталей (рис.5.2.14,*б*). Необходимость учета реальной формы концевых участков шва может потребовать создания дополнительной серии суперэлементов (рис.5.2.14,*в*....*ж*) или заполнения этих участков обычными элементами. Размер внутренних элементов фрагмента должен удовлетворять требованию точности определения матрицы жесткости суперэлемента. Что касается конкретной структуры разбивки, то она определяется целью расчета НДС.

Так, в § 9.6 рассмотрены примеры использования D и α_D для расчетов сварных соединений на выносливость. В этом случае должны применяться весьма мелкие конечные элементы (с размером 0,25 мм) вблизи вершины концентратора, например вблизи корня шва у конца флангового шва.

Объемный фрагмент, включающий эту точку, показан на рис.5.2.15. Точки концентрации напряжений у конца шва окружают конечные элементы, образующие сферу радиусом 0,25 мм. За ними следует еще один ярус, имеющий радиус 0,5 мм, затем 1 мм. Далее разбивка может быть

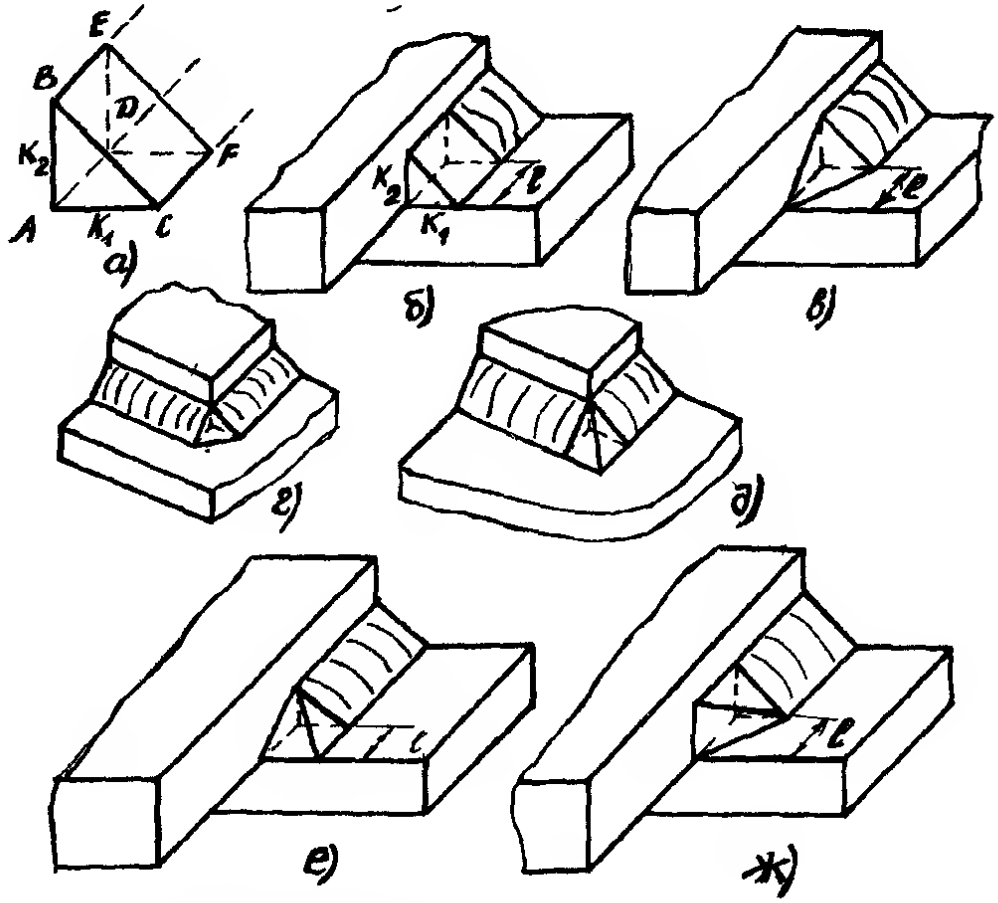


Рис.5.2.14. Представление зоны конца углового шва объемными конечными элементами

произвольной. Такая разбивка позволяет с высокой точностью описать α_D на базе 0,5 мм.

В ряде случаев ставятся более простые цели, которые не требуют столь тщательной регламентации разбивки. Рассмотрим один из примеров, когда требуется сравнить НДС двух или нескольких конструктивных решений сварных соединений для выбора более рационального. В этих случаях не обязательно придерживаться рекомендаций об унификации конечных элементов, что необходимо делать для осуществления количественных расчетов на прочность. В рассматриваемом случае достаточно выбрать такую схему разбиения тел на конечные элементы, которая бы удовлетворяла двум требованиям:

1. Конечные элементы и их сетка должны отражать ту особенность НДС, которая принята как критерий для оценки сравниваемых вариантов. Например, если необходимо оценку провести с позиций усталостной прочности в местах переходов швов к основному металлу или хрупких разрушений в этих зонах, то должны быть использованы конечные элементы типов, представленных на рис.5.2.14, с учетом рекомендаций, изложенных при обсуждении рис.5.2.15. Если же речь идет о более равномерной загрузке отдельных участков швов в сложном сварном соединении, позволяющей избежать преждевременного исчерпания пластичности швов, то в этом случае можно ограничиться представ-

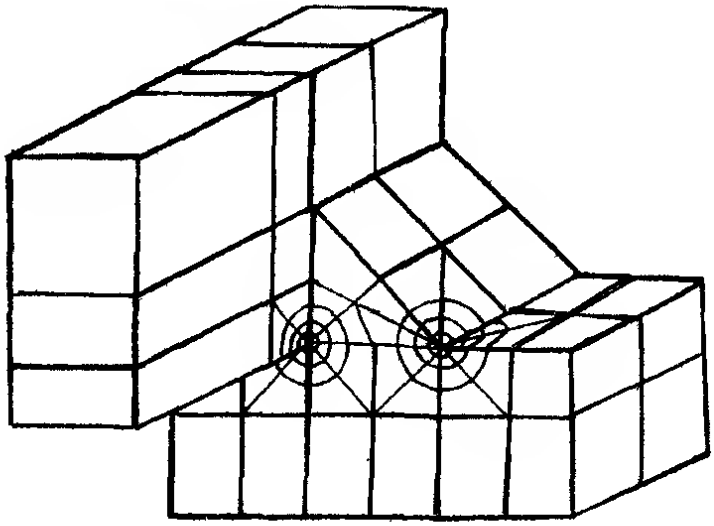


Рис.5.2.15. Формы объемных конечных элементов для углового шва

лением сварных соединений в виде пластин и оценку давать по достигаемому уровню перемещений в опасных точках при решении задачи на первом этапе.

2. Структура сетки конечных элементов и вид конечных элементов должны позволить осуществить вариацию размерами, влияние которых надлежит изучить. При этом размеры элементов в сравниваемых точках и соседние с ними не должны изменяться при переходе от одного сравниваемого варианта к другому.

Рассмотрим некоторые примеры рационального выбора процедуры определения НДС, обеспечивающие минимум затрат машинного времени на ЭВМ и подготовительных работ.

Первый случай. Задачи о НДС в образцах с лобовыми швами (рис.5.2.16), аналогичных разобранному выше (рис.5.2.13), могут быть рассмотрены как плоские задачи с одинаковой деформацией ε_x во всей плоскости перпендикулярного сечения образца (ось x перпендикулярна плоскости чертежа). В образцах на рис.5.2.16,*б,в* достаточно выделить одну четверть образца для определения НДС, а у образца на рис.5.2.16,*а* половину образца ввиду наличия симметрии поля напряжений. Разбивку на четырехугольные конечные элементы можно провести с учетом высказанных ранее рекомендаций, как показано на рис.5.2.16,*д*.

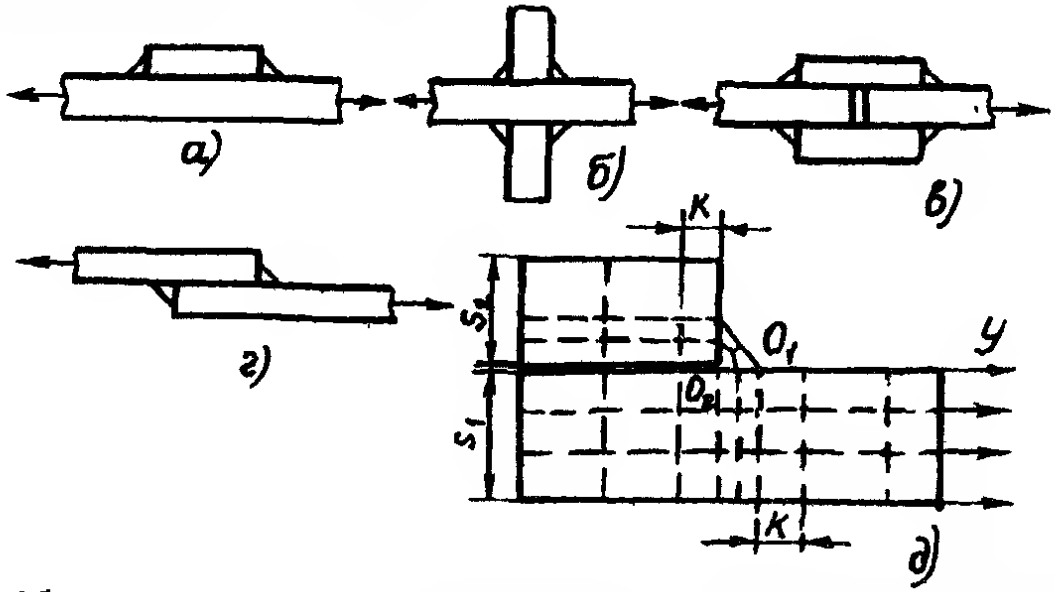


Рис.5.2.16. Виды соединений, которые могут быть представлены плоской сеткой конечных элементов

К точкам O_1 и O_2 примыкают мелкие элементы, не показанные на рисунке, имеющие функцию распределения перемещений, обеспечивающую бесконечные значения деформаций в точках O_1 и O_2.

Второй случай. К нему отнесем такие виды сварных соединений, в которых решение о НДС должно быть выполнено как двухэтапное: на первом этапе — для совокупности пластин; на втором этапе — для объемного фрагмента с той лишь особенностью, что перемещениями W в направлении перпендикуляра к плоскости пластин можно пренебречь как несущественными. Поясним это положение на конкретном примере (рис.5.2.17). Очевидно, что пластина *I* перемещений W в направлении оси $0z$ иметь не будет. Перемещения точек полки *II* уголка в направлении $0z$ также будут пренебрежимо малы и на концентрацию напряжений у концов фланговых швов *A, B, C, D*, где возможно усталостное разрушение, влиять практически не будут. Рассмотрим полку *III* уголка, которая может иметь перемещения в направлении $0y$ под влиянием перемещений U и V пластины *I* и полки *II* в плоскости $x0y$. Жесткость полки *III* на изгиб относительно оси $0z$ пренебрежимо мала по сравнению с жесткостью на изгиб пластины *I* и полки *II* относительно той же оси $0z$. Поэтому ею можно пренебречь, и считать, что полка *III* перемещения V в направлении $0y$ не воспринимает, а сопротивляется только перемещениям U в направлении оси $0x$. Задача, таким образом, сводится к безмоментной плоской модели.

Третий случай. Необходимо принимать во внимание все три компонента перемещений. Такой случай представлен на рис.5.2.18. Задача в отличие от примера на рис.5.2.16,*г* не может быть рассмотрена как плоская. Имеет место концентрация сил по длине и изгиб вблизи угловых швов. Расчет НДС на первом этапе целесообразно выполнять с пластинчатыми изгибаемыми элементами с добавлением суперэлементов, заменяющих фрагменты шва.

Например, зона *A* на рис.5.2.18 является объемным фрагментом, встроенным в пластинчатые элементы. Немаловажное значение имеет подготовка и ввод данных, в частности автоматизированный процесс разбивки тела на конечные элементы и вывод в необходимом виде полученных результатов. Эти вопросы рассмотрены в

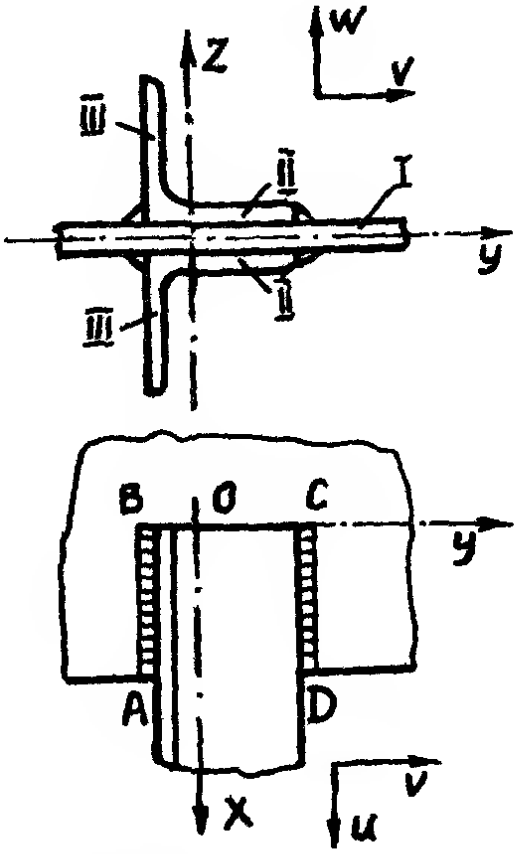


Рис.5.2.17. Сварное соединение парных уголков с пластиной

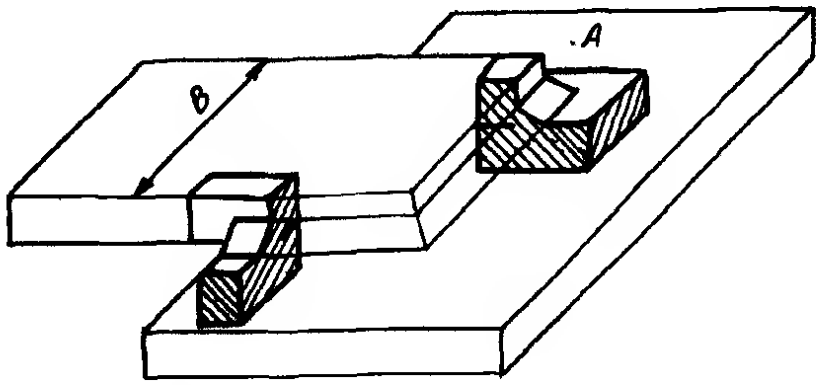


Рис.5.2.18. Нахлесточное соединение с концентрацией напряжений у концов швов

работах [273, 208], выполненных совместно с В.В.Аладинским и В.А.Саликовым.

§ 5.3. Напряженно-деформированное состояние в упруго-пластической стадии нагружения

Необходимость определения напряжений и деформаций в пластической области нагружения диктуется главным образом расчетами на прочность по предельному состоянию разрушения, которое, как правило, наступает после пластических деформаций.

Аналитические методы определения напряженно-деформированного состояния в пластической области деформирования сварных соединений хотя и получили некоторое применение, но дальнейшее их использование вряд ли расширится. Применение этих методов почти каждый раз сопровождается рядом допущений и упрощений, которые приводят к тому, что результаты решения приходится использовать лишь как качественные. Примером, когда решение является точным с позиций теории пластичности, а допущения относятся к граничным условиям, может служить задача о распределении напряжений в угловом лобовом шве [23]. Угловой лобовой шов был представлен как бесконечный клин, нагруженный равномерной нагрузкой q по одной из граней (рис.5.3.1). В этой модели два недостатка. Во-первых, не отражена концентрация напряжений вблизи точки непровара углового шва. Во-вторых, нагрузка q принята равномерной и равной напряжению σ в полосе; не отражено наличие возможных касательных напряжений между швом и полосой после наступления пластических деформаций в шве.

Численные методы решения упругопластических задач имеют много ценных преимуществ, например, в отношении задания сложных форм соединений, неоднородности механических свойств металлов, видов и путей нагружения. При использовании МКЭ большое значение приобретает характер разбивки на конечные элементы.

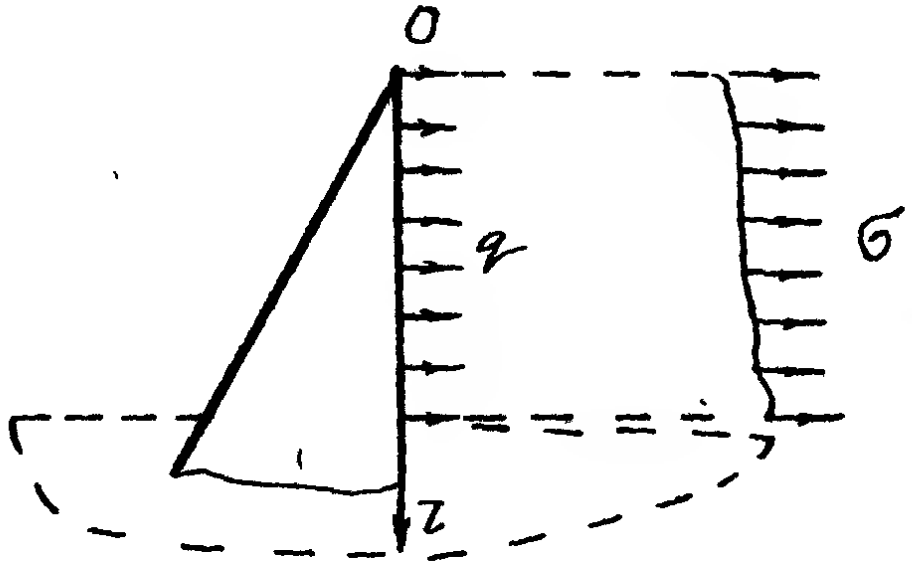


Рис.5.3.1. Угловой лобовой шов как бесконечный клин

В исследовании, проведенном Ю.Н.Овчаренко совместно с В.А. Винокуровым [225], разбивка позволила выявить концентрацию вблизи места перехода углового шва к основному металлу при изгибе (рис.5.3.2). Решения проводились для двух сварных соединений, имеющих одинаковый радиус концентратора, но разную толщину металла, отличающуюся в 8,62 раза, что предопределило разный уровень начального коэффициента концентрации напряжений α_σ. Ввиду того, что характер разбивки на конечные элементы в зоне концентрации напряжений оказывает влияние на абсолютные значения α_σ и коэффициента концентрации деформаций α_ε, разбивка в зоне концентратора была принята у обоих сварных соединений одинаковой, а соединение большей толщины было получено путем "наращивания" дополнительными конечными элементами соединения с малой толщиной.

По мере роста нагрузки можно выделить следующие стадии работы соединений. Первая стадия соответствует уровню нагрузок, при которых $\sigma_{ср} = M/W \le \sigma_т$, но в зоне концентратора развиваются заметные пластические деформации. Назовем ее условно квазиупругой стадией. На второй стадии на гладкой стороне соединения при средних напряжениях, несколько больших $\sigma_т$, появляется зона пластичности, а упругая зона вблизи середины толщины быстро уменьшается. Для третьей стадии характерно слабое изменение незначительной по размерам упругой зоны, что примерно соответствует пластическому шарниру. Для соединения, представленного на рис.5.3.2, α_σ монотонно уменьшается по мере роста нагрузки. Коэффициент концентрации деформаций α_ε, вычисляемый как отношение максимальной деформации у надреза к средней деформации, на квазиупругой стадии резко возрастает, затем на второй стадии рост его замедляется, а на третьей стадии α_ε в данном случае даже снижается. Значение $\sqrt{\alpha_\sigma\ \alpha_\varepsilon}$ в самом начале квазиупругой

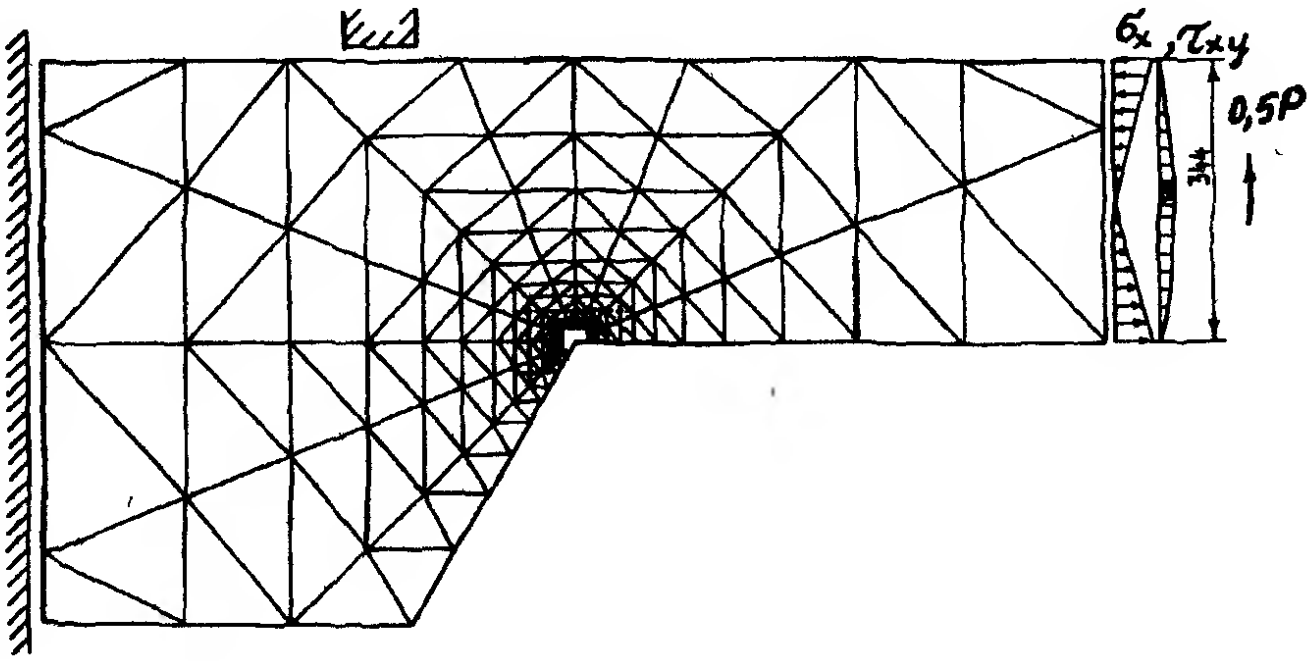


Рис.5.3.2. Модель сварного соединения, разбивка на элементы, граничные условия

стадии резко возрастает в 2-3 раза по сравнению с чисто упругим состоянием, а затем на квазиупругой стадии сохраняется примерно постоянным. Наблюдается так называемая автономия зоны пластических деформаций непосредственно вблизи вершины концентратора.

Для стыковых сварных соединений типичными концентраторами напряжений, в которых могут развиваться пластические деформации даже при невысоком уровне напряжений, являются непровары и места переходов от шва к основному металлу. Последний вид концентрации во многом сходен с аналогичным в угловых швах, который обсуждался выше. Непровар может рассматриваться как трещиноподобный концентратор или надрез с $\alpha = 0$. Отметим здесь некоторые результаты, полученные совместно с Н.В.Ивановой при экспериментальном и расчетном исследовании напряженно-деформированных состояний при изгибе надрезанных образцов из сталей 09Г2С и 16Г2АФ. В отличие от результатов, полученных на образцах, показанных на рис.5.3.2, при изгибе надрезанных до половины толщины брусьев наблюдается монотонный рост α_ε, снижение α_σ и примерное постоянство значений $\sqrt{\alpha_\sigma \alpha_\varepsilon}$ в широком диапазоне нагружения образцов (рис.5.3.3).

Важным является правильное определение концентрации погонных нагрузок, деформаций и перемещений по длине швов в сложных

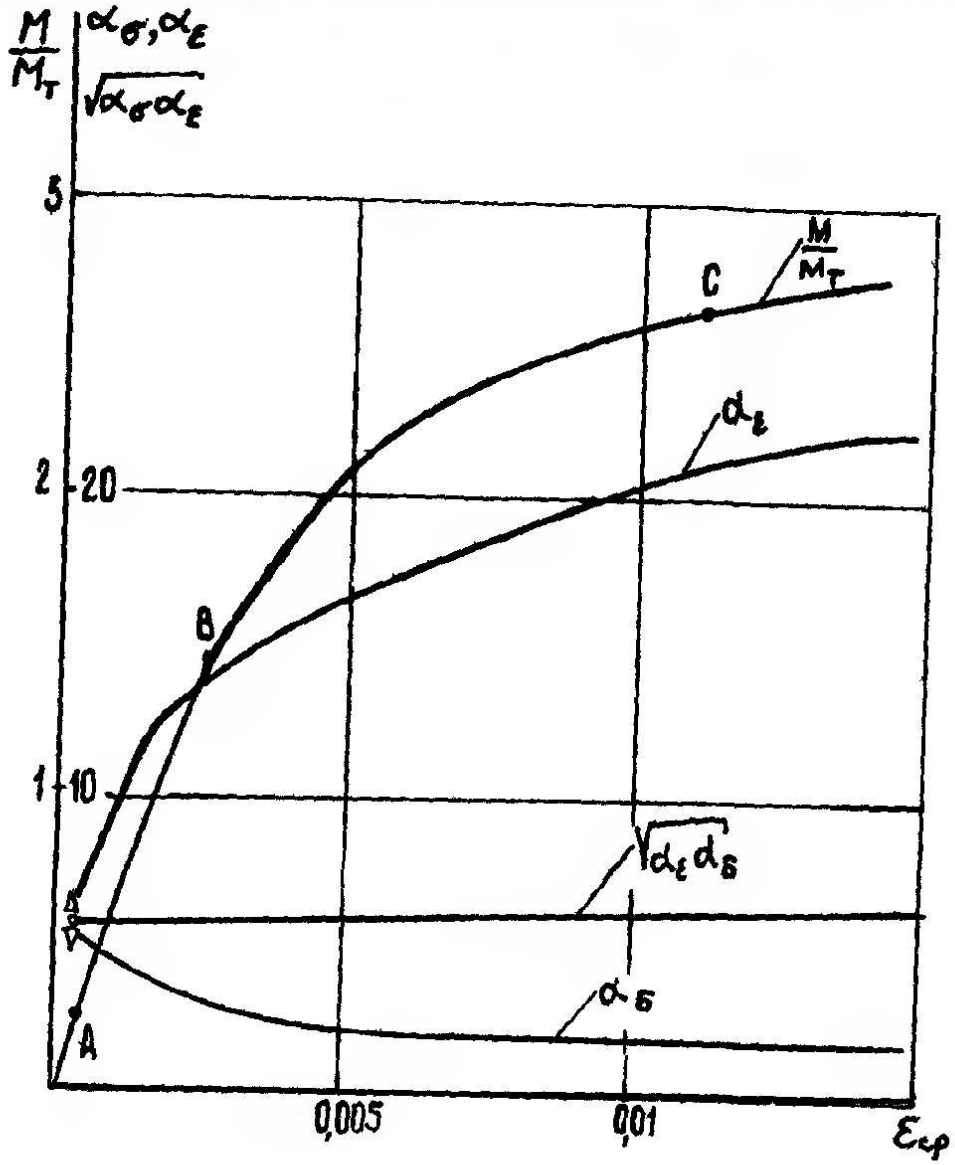


Рис.5.3.3. Зависимость коэффициентов концентрации деформаций α_ε, напряжений α_σ и средних геометрических их значений $\sqrt{\alpha_\sigma\,\alpha_\varepsilon}$ от средних деформаций в надрезанном сечении для стали 09Г2С

соединениях за пределами упругости, в особенности если речь идет о металлах с ограниченной пластичностью. В этом направлении теории пластичности сделаны лишь первые шаги.

Во всех случаях, когда работоспособность соединения зазисит от уровня деформаций и перемещений в швах, кинематическую модель, в которой соединенные детали рассматриваются как абсолютно жесткие тела, использовать не следует.

Например, в соответствии с кинематическим методом в соединении полосы с пластиной (рис.5.3.4,*а*) напряжения и перемещения по длине флангового шва получаются постоянными. При этом средние напряжения σ_x в полосе будут распределены по линейному закону, как показано штриховой линией на рис. 5.3.4,*б*. В действительности, если учесть только деформацию полосы, а массивную пластину считать

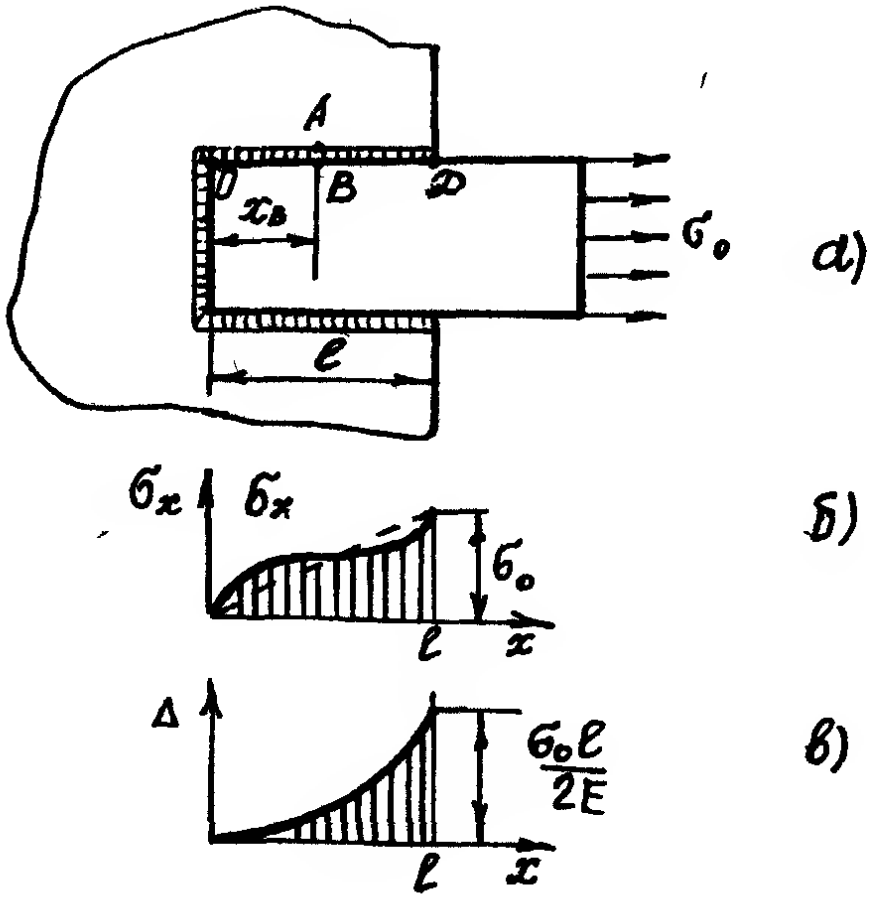


Рис.5.3.4. Распределение напряжений и перемещений по длине флангового шва: *а* — схема соединения; *б* — распределение средних напряжений; *в* — распределение перемещений

практически недеформируемой, то перемещение Δ_B между точками *A* и *B* составит

$$\Delta_B = \int_0^{x_B} \frac{\sigma_x}{E} dx + \Delta_0 , \qquad (5.3.1)$$

где Δ_0 — перемещение полосы относительно пластины в точке *0*.

Если принять напряжения σ_x распределенными по линейному закону, например, при наступлении текучести во всем шве, а $\Delta_0 = 0$, то получим

$$\Delta_B = \frac{\sigma_0 x_B^2}{2 E l} . \qquad (5.3.2)$$

Перемещения распределены по параболическому закону (рис.5.3.4,*в*) и достигают максимального уровня $\Delta_D = \frac{\sigma_0 l}{2 E}$ в точке *D*.

Этот пример показывает решающую роль учета упругой и пластической деформации металла при определении распределения сил, перемещений и деформаций в сварных соединениях.

Существенным при решении задач пластичности является выбор вида связи между деформациями и напряжениями.

Опыт использования теории течения для решения конкретных задач и сопоставление результатов с опытными данными показали, что при получении точных количественных данных в теории пластичности небезразличным является выбор связи между обобщенными критериями напряжений и деформаций при использовании диаграммы деформирования. Часто используют теорию в виде связи между интенсивностью напряжений σ_i и соответствующими деформациями. Однако в некоторых случаях наблюдаются заметные отклонения в поведении металлов от этой теории. Например, при исследовании изгиба толстого надрезанного бруса, что соответствовало работе соединения встык с непроваром, задача решалась как для плоского деформированного состояния.

У надреза в условиях плоской деформации идут преимущественно деформации сдвига, в то время как у гладкой стороны из-за наличия свободной поверхности происходит деформация, близкая к обычному сжатию. При использовании энергетической теории связи между σ_i и ε_i в теории течения для стали 16Г2АФ и диаграммы, полученной при растяжении, никаких существенных расхождений между результатами решения и экспериментальными перемещениями бруса при изгибе не обнаружилось. При тех же условиях для стали 09Г2С выявились существенные расхождения. Данные табл. 5.3.1 показывают одну из возможных причин такого расхождения. Для стали 16Г2АФ энергетическая теория дает примерно одинаковые (490 и 495 МПа) результаты для предела текучести как в условиях растяжения, так и в условиях кручения (сдвига). Для стали 09Г2С наблюдается расхождение до 20 % (360 и 302 МПа). При применении для стали 09Г2С теории наибольших касательных напряжений такое расхождение практически отсутствует (180 и 175 МПа).

Так как математический аппарат часто используемой теории течения и численные алгоритмы разработаны на базе энергетической теории связи между обобщенными параметрами напряжений и деформаций, и заранее не известно, как проявит себя конкретный материал при пластической деформации в практических случаях, начиная решать задачу, следует использовать энергетическую теорию. После получения первых решений необходимо провести проверку соответствия расчетных результатов экспериментальным данным. Целесообразно проверку проводить по перемещениям, так как они могут быть легко измерены экспериментально и хорошо отражают поведение материала как пластически деформируемого тела.

Таблица 5.3.1

Результаты испытаний на растяжение и кручение, МПа

Марка стали	$\tau_т$ при кручении	$\sigma_т$ при одноосном растяжении	Энергетическая теория		Теория наибольшего касательного напряжения	
			$\sigma_i=\sigma_т$ при одноосном растяжении	$\sigma_i=\sqrt{3}\,\sigma_т$ при кручении	$\tau_{max}=\frac{1}{2}\sigma_т$ при одноосном растяжении	$\tau_{max}=\tau_т$ при кручении
09Г2С	175	360	360	302	180	175
16Г2ФА	286	490	490	495	245	286

Одним из наиболее сложных случаев определения напряженно-деформированного состояния в пластической стадии деформации является определение деформаций, напряжений и перемещений в комбинированных сварных соединениях с угловыми швами. Как было указано в § 2 настоящей главы, решение этих задач в настоящее время возможно в два этапа.

На первом этапе решения сами швы могут рассматриваться как жесткие или шарнирные соединения элементов. Более точное решение обеспечивает учет реальной жесткости швов одним из способов, описанных в предыдущем параграфе.

На стадии общей текучести сечения сварного соединения пластические деформации обычно концентрируются в швах, и решение на первом этапе без учета пластических деформаций швов становится нецелесообразным.

Можно предложить два способа определения жесткости швов на упругопластической стадии их работы.

1. Представление участка шва в виде конечного элемента простой геометрической формы (например, параллелепипеда на рис.5.3.5,*в*), но состоящего из анизотропного материала. Свойства этого материала следует подобрать такими, чтобы деформации участка шва при приложении к нему растягивающих, сжимающих и срезывающих усилий совпадали с результатами испытания образца с угловым швом при соответствующих направлениях приложенной нагрузки (рис.5.3.5,*а*).

2. Использование суперэлемента, заменяющего участок шва с прилегающими частями соединяемых деталей. Методика применения

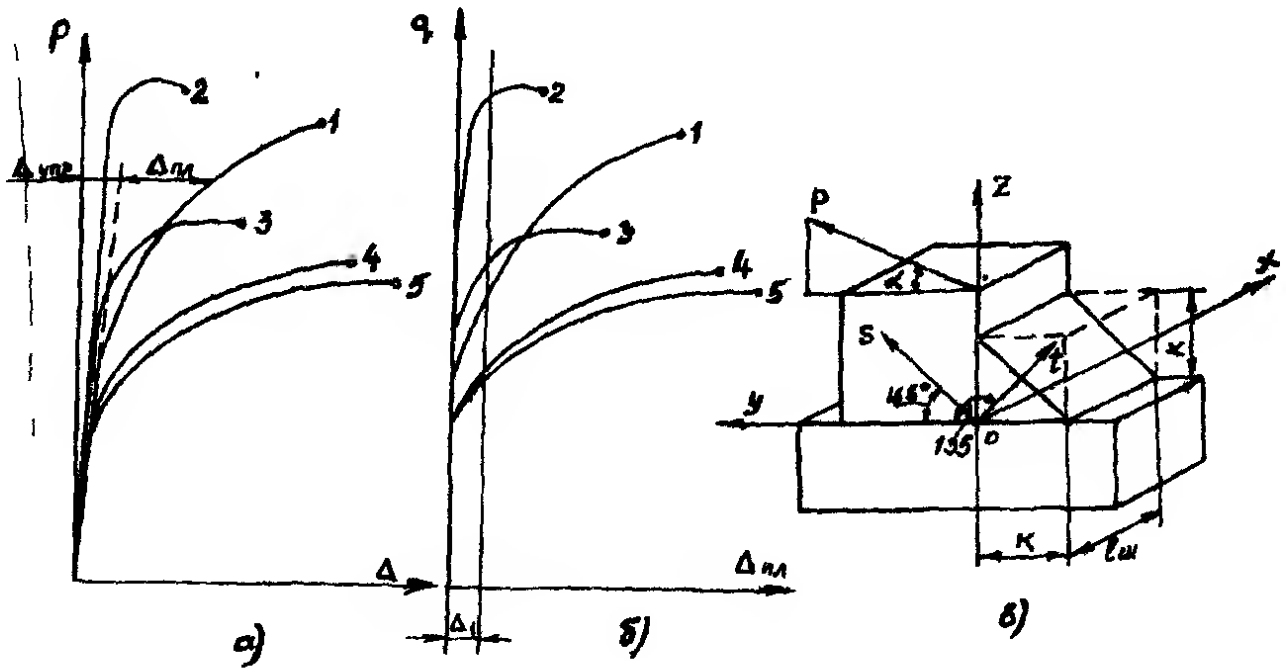


Рис.5.3.5. Результаты испытаний углового шва при различных направлениях силы: *а* — диаграмма испытания; *б* — зависимость погонной нагрузки от пластической деформации в шве и в околошовной зоне; *в* — схема нагружения; *1* — $\alpha = 0$; *2* — $\alpha = 45°$; *3* — $\alpha = 90°$; *4* — $\alpha = 135°$; *5* — сила направлена вдоль оси шва

такого суперэлемента в основном совпадает с изложенной в § 2, но имеет ряд особенностей при развитых пластических деформациях внутри суперэлемента.

Рассмотрим вначале первый способ. При испытании образцов с одинаковыми угловыми швами при различных направлениях нагрузки по отношению ко шву получаем различные зависимости взаимного перемещения деталей Δ от нагрузки *P*, что и приводит к модели анизотропного материала в шве. Диаграммы имеют вначале линейный упругий участок, и перемещение может быть разложено на две составляющие — упругую $\Delta_{упр}$ и пластическую $\Delta_{пл}$ (см. кривую *1*, рис.5.3.5,*а*). Если упругая деформация зависит от формы и длины деталей образца, то пластическая деформация при катете шва, меньшем толщины деталей, сосредоточена в шве и околошовной зоне. Поэтому, перестроив диаграммы в координаты $q - \Delta_{пл}$ (где *q* — часть *P*, приходящаяся на единицу длины шва), мы можем считать их характеристиками участка шва единичной длины и использовать для определения свойств анизотропного материала. Простейшим вариантом является материал с анизотропным пределом текучести, но изотропным упрочнением. Поверхность пластичности такого материала отличается от сферы, но при пластических деформациях расширяется, не изменяя своей формы. В этом случае все диаграммы $q - \Delta_{пл}$ должны быть подобны, что соответствует только начальному участку диаграмм на рис.5.3.5,*б* (при $\Delta_{пл} < \Delta_1$).

Изменение поведения шва в случаях 2 и 3 при дальнейшем нагружении, по-видимому, связано с тем, что при этих схемах нагружения, соответствующих разрыву шва по плоскости непровара, происходит возникновение и рост трещины от корня шва. Таким образом, модель анизотропного материала может быть применена вплоть до возникновения разрушения в корне шва. При наличии в соединении нагрузки, отрывающей детали друг от друга (кривые *2* и *3*), это соответствует участку $\Delta_{пл} < \Delta_1$, в остальных случаях — вплоть до разрыва одного из швов. В теории пластичности [180] условие наступления текучести для такого материала описывается уравнением

$$H(\sigma_x-\sigma_y)^2 + F(\sigma_y-\sigma_z)^2 + G(\sigma_z-\sigma_x)^2 + 2N\tau_{xy}^2 + 2L\tau_{yz}^2 + 2M\tau_{zx}^2 = 1, \quad (5.3.3)$$

где σ, τ — компоненты напряжений.

Коэффициенты H, F, G, L, M, N могут быть определены из результатов испытания шести образцов с различными направлениями приложенной силы.

Считая напряжения равномерными в пределах участка шва, можно при заданном значении $\Delta_{пл}$ для каждой схемы нагружения определить по диаграмме 5.3.5,*б* компоненты напряжения q, а затем подставить их в уравнениие (5.3.3). Из системы уравнений можно затем выразить H, F, G, L, M, N для данного $\Delta_{пл}$. Таким образом, эти коэффициенты являются функциями от $\Delta_{пл}$. С учетом подобия диаграмм можно выбрать одну из схем нагружения в качестве основной (например, диаграмму флангового шва *5*) и записать (5.3.3) в виде,

$$h(\sigma_x-\sigma_y)^2 + f(\sigma_y-\sigma_z)^2 + g(\sigma_z-\sigma_x)^2 + 2n\tau_{xy}^2 + 2l\tau_{yz}^2 + 2m\tau_{zx}^2 = \tau_ф^2, \quad (5.3.4)$$

где $\tau_ф = q_5/k$ — среднее напряжение во фланговом шве; f, g, h, l, m, n — безразмерные коэффициенты, не зависящие от $\Delta_{пл}$. Они могут быть определены при любом значении $\Delta_{пл} > \Delta_1$. $\tau_ф$ — является функцией от $\Delta_{пл}$ согласно диаграмме *5* на рис. 5.3.5, *б*.

В качестве шестой диаграммы, отсутствующей на рис.5.3.5,*б*, можно использовать истинную диаграмму растяжения гагаринского образца, вырезанного вдоль шва, или принять какие-либо допущения, сокращающие число коэффициентов в (5.3.3) и число необходимых схем испытаний, например $N = M = \dfrac{1}{2\tau_ф^2}$.

Результаты экспериментов показывают, что при $\Delta_{пл} < \Delta_1$ $q_3 \approx q_1$, а $q_4 \approx q_5$, т.е. лобовой шов ведет себя до начала разрушения одинаково в нахлесточном и в тавровом соединении, а срез поперек шва по минимальному сечению происходит так же, как срез вдоль шва. Тогда можно считать, что осями анизотропии являются продольная ось шва, ось, перпендикулярная минимальному сечению шва, и ось, лежащая в минимальном сечении и перпендикулярная продольной оси шва (оси

x, s и t на рис.5.3.5,*в*). Тогда число опытов можно сократить до четырех. 1. Диаграмма лобового шва. 2. Диаграмма при $\alpha = 45°$. 3. Диаграмма фланговой шва.

Четвертая диаграмма определяется при испытании гагаринского образца из металла шва на продольное растяжение.

Полученные коэффициенты используются при расчете МКЭ с уравнениями течения, приведенными в [180]. На втором этапе расчета фрагмент разбивается на более мелкие элементы, в которых применяются обычные уравнения течения изотропного материала.

Недостатком первого способа является предположение о равномерном распределении напряжений и деформаций в шве. Такой элемент является весьма грубым. Суперэлемент шва лишен этого недостатка, но в упругопластической стадии его применение затрудняется изменением жесткости в ходе пластической деформации.

При использовании метода упругих решений [103] с постоянной матрицей жесткости изменение жесткости при пластических деформациях учитывается в результате итерационного процесса. В начале каждой итерации определяются такие равновесные напряжения в элементах, которые возникли бы при соблюдении совместности деформаций и пропорциональной (упругой) зависимости деформаций от напряжений. Затем при тех же деформациях определяются напряжения, которые были бы при действительной упругопластической зависимости между деформациями и напряжениями. Эти напряжения не являются равновесными, и в узлах конечных элементов возникают неуравновешенные силы. Под действием этих сил на следующей итерации происходят изменения деформаций, причем при расчете этих изменений, приводящих к равновесию напряжений, связь деформаций и напряжений вновь полагается упругой. Итерации повторяются до тех пор, пока не будут обеспечены одновременно совместность деформаций, равновесия напряжений и заданный закон связи напряжений с деформациями. В случае суперэлементов в эту цепочку включаются дополнительные звенья. После вычисления перемещений узлов необходимо рассмотреть внутреннюю структуру суперэлемента, определить перемещения его внутренних узлов, деформации в его элементах, напряжения в них по теории пластичности. Только после этого можно будет определить те неуравновешенные силы, которые возникают во внутренних узлах суперэлемента.

Таким образом, на упругопластической стадии два этапа расчета с использованием суперэлементов не могут быть полностью разделены, а должны чередоваться друг с другом на каждой итерации. Причем если матрица жесткости однотипных суперэлементов может быть создана один раз и затем использована многократно, то анализ деформаций и напряжений во внутренних элементах должен проводиться во всех суперэлементах, в которых возможны пластические деформации. Тем

не менее использование суперэлементов представляется наиболее перспективным и для упругопластической стадии нагружения сварных соединений.

§ 5.4. Определение напряженно-деформированного состояния, изменяющегося во времени

В теории пластичности в случае сложного нагружения весь процесс разбивается на ряд последовательных, небольших по размеру приращений нагрузки или деформации. Хотя формально процесс развертывается во времени, координата времени t в результатах фактически не присутствует. Это объясняется тем, что реологические свойства металла, проявляющиеся в ползучести или релаксации, во внимание не принимаются. Такая модель расчета соответствует действительности, пока температура не превышает для сталей 300÷400° С. Чем выше температура, тем сильнее проявляется процесс ползучести металла, тем значительнее отклонение результатов расчета, выполненного без учета этого фактора, от действительного.

Теория ползучести [180] учитывает развитие пластических деформаций во времени и для процессов, протекающих при постоянных или мало меняющихся температурах, позволяет определять изменение напряжений и деформаций тела во времени.

При сварке и термической обработке сварных конструкций температура существенно изменяется, и это делает процесс более сложным, чем в изотермических условиях. Ради упрощения расчета приходится пренебрегать некоторыми особенностями металла. Например, чтобы сделать расчет более простым, не принимают во внимание историю нагружения отдельных точек тела, процесс ползучести рассматривают как установившийся, упрочнение металла не учитывают. Применительно к процессам сварки в [188] изложен алгоритм расчета с учетом ползучести на основе изотермических испытаний.

В некоторых случаях свойства металла, в том числе и сопротивляемость ползучести, сильно зависят от предшествующей истории изменения температуры и деформации металла. В качестве примера можно сослаться на поведение металла после структурного превращения закаливаемой при быстром охлаждении стали. Свойства будут зависеть не только от температуры, но и от истории изменения температуры, а также времени, прошедшего после структурного превращения.

Для решения задач о напряженно-деформированном состоянии тела при существенном изменении температуры разработан так называемый метод пластических приближений [26, 27], предусматривающий решение неизотермических задач за несколько этапов, на каждом из которых уточняются условия определения механических свойств металла и сами механические свойства

Рассматривая первое приближение решения задачи, будем полагать, что изменение температуры во всех точках тела известно или может быть вычислено независимо от механической части решения задачи, известны дилатометрические кривые и упругие механические свойства металла — модуль упругости (E или G) и коэффициент Пуассона μ. Первое приближение может быть выполнено с различной степенью точности.

1. Как упругое для ряда значений времени t и распределений температуры T.

2. По теории пластического течения с использованием схемы идеального упругопластического тела.

3. По теории пластического течения с учетом ползучести, при использовании свойств, найденных в изотермических условиях нагружения. В некоторых случаях первое приближение может быть задано или получено из эксперимента.

В методе пластических приближений используются следующие три основных положения:

1. Понятие о термомеханическом цикле испытания металла.

2. Предположение о характере связи между участвующими в испытании металла параметрами.

3. Принцип использования данных о свойствах металла, установленных при термомеханическом испытании металла.

Термомеханическое испытание металла включает в себя воспроизведение заданного изменения температуры в испытуемом образце во времени, а также интенсивности деформаций ε_i или интенсивности напряжений σ_i в соответствии с энергетической теорией, т.е.

$$\sigma_i = \frac{1}{\sqrt{2}}\sqrt{(\sigma_x-\sigma_y)^2+(\sigma_y-\sigma_z)^2+(\sigma_z-\sigma_x)^2+6(\tau_{xy}^2+\tau_{yz}^2+\tau_{zx}^2)}\,; \qquad (5.4.1)$$

$$\varepsilon_i = \frac{\sqrt{2}}{3}\sqrt{(\varepsilon_x-\varepsilon_y)^2+(\varepsilon_y-\varepsilon_z)^2+(\varepsilon_z-\varepsilon_x)^2+\frac{3}{2}(\gamma_{xy}^2+\gamma_{yz}^2+\gamma_{zx}^2)}\,, \qquad (5.4.2)$$

где $\sigma_x \ldots \tau_{zx}$, $\varepsilon_x \ldots \gamma_{zx}$ — компоненты напряжений и деформаций, изменяющиеся во времени (в общем случае по различным законам).

В зависимости от того, изменение какого параметра σ_i или ε_i более достоверно известно, предпочтение отдается либо σ_i, либо ε_i при выполнении термомеханического испытания, т.е. в программе испытания образца задаются либо $T = T(t)$ и $\sigma_i = \sigma_i(t)$, либо $T = T(t)$ и $\varepsilon_i = \varepsilon_i(t)$.

Для получения информации о механических свойствах металла в условиях переменных температур, напряжений и деформаций важным является вопрос о виде образца и схеме напряженного состояния в нем.

Существует два похода к решению этой непростой задачи, каждый из которых имеет свои преимущества и недостатки. Первый, традиционный, состоит в использовании цилиндрических образцов, нагружаемых осевой растягивающей силой. При переменной температуре температурное расширение образца должно быть компенсировано либо точно установленной программой зависимости коэффициента линейного расширения α от T, которая автоматически осуществляется в процессе испытания, либо использованием образца-свидетеля. Само по себе такое решение уже содержит существенные сложности для проведения испытаний. Если учесть возможное изменение коэффициента α вследствие смещения по температуре структурных превращений под влиянием напряженного состояния, то такой образец оказывается непригодным для испытаний при переменных температурах.

Второй подход заключается в использовании тонкостенного трубчатого образца (рис.5.4.1) и схемы кручения [25]. Форма трубчатого образца и его изготовление более сложны, чем образца на растяжение. Так как используется схема кручения, то приходится ориентироваться на теории, в которых сдвиг считается представительным видом напряженного состояния для описания других схем нагружения, отличающихся от чистого сдвига. Преимущество этой схемы испытания заключается в возможности устранения влияния коэффициента линейного расширения на результаты испытаний при переменных температурах.

Для расчетов напряжений при переменных температурах необходимо располагать также значениями других механических свойств. Коэффициент линейного расширения α следует определять путем регистрации дилатограмм металла при строгом соблюдении ожидаемого характера изменения температуры во времени. В особенности это замечание относится к случаям, сопровождающимся структурными превращениями. Однако в некоторых случаях необходимо также воспроизводить и характер изменения деформации, так как она тоже влияет на коэффициент линейного расширения. На рис.5.4.2 показана установка для снятия дилатограммы на трубчатом образце, в котором воспроизводится не только изменение температуры по заданной про-

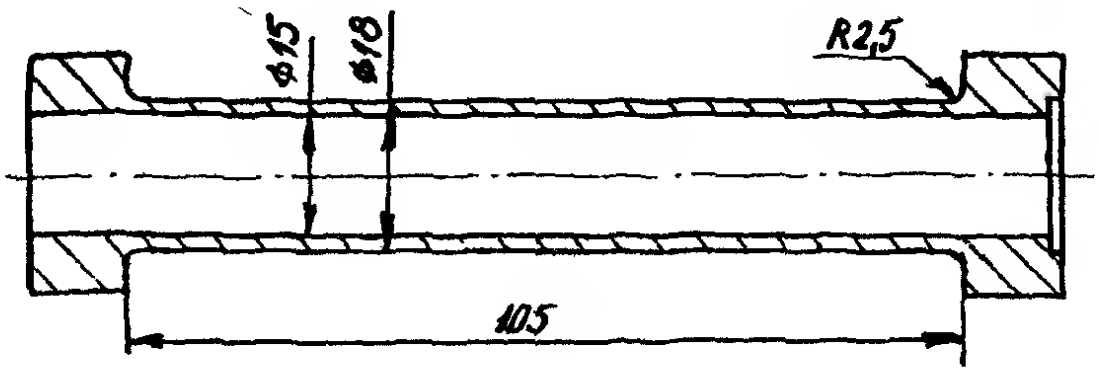


Рис.5.4.1. Образец для испытаний на релаксацию напряжений

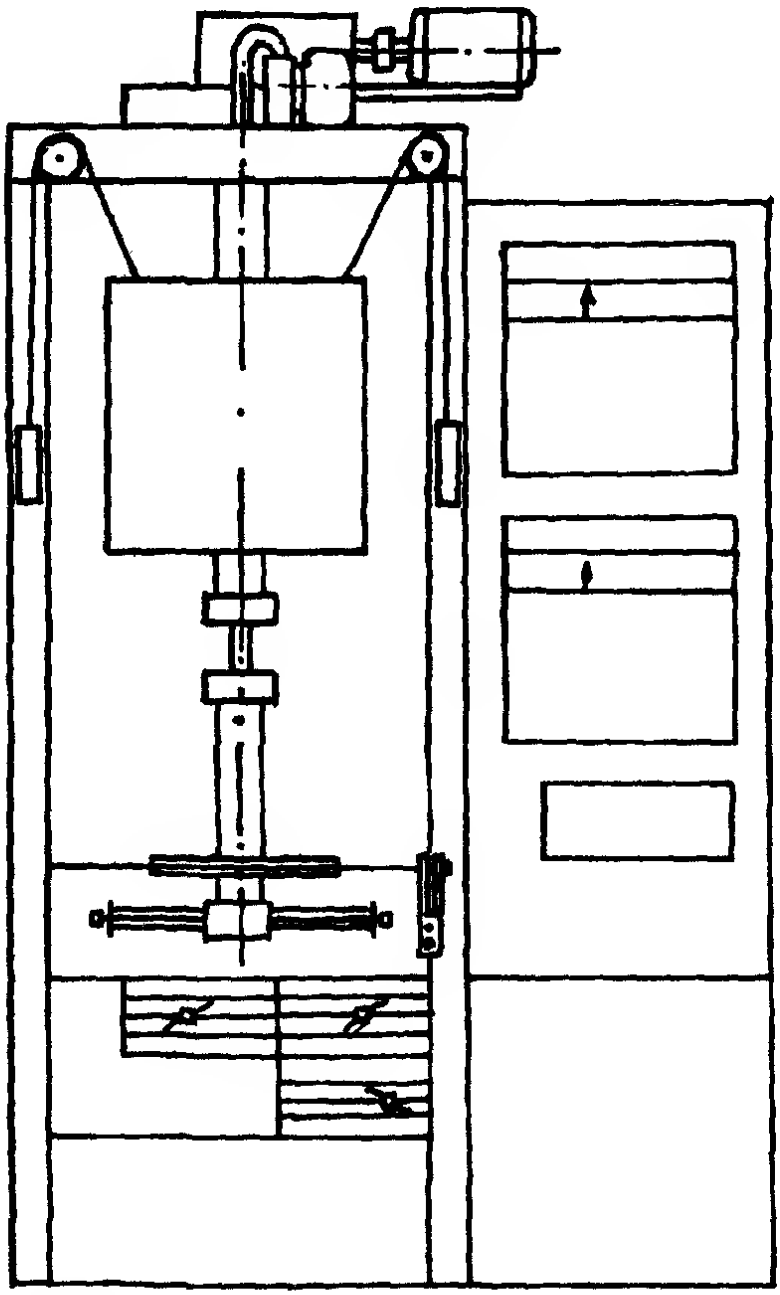


Рис.5.4.2. Схема установки для программированных термодеформационных испытаний металлов

грамме, но и изменение интенсивности деформации ε_i путем кручения образца также по заданной программе. Естественно, что такому испытанию должно предшествовать предварительное приближенное решение задачи для получения кривой изменения ε_i во времени для рассматриваемой зоны тела. Такая процедура возможна лишь при использовании метода пластических приближений.

Свойствами, зависящими от температуры и используемыми в расчетах напряженного состояния, являются также E, μ, G, K и предел текучести металла $\sigma_т$. Была разработана процедура приближенного определения механических свойств непосредственно во время воспроизведения термического цикла. По достижении необходимой температуры цикла трубчатый образец (см. рис.5.4.1) нагружается в течение короткого

промежутка времени до появления пластических деформаций, а затем достаточно быстро разгружается до невысоких напряжений. Полученные графики (рис.5.4.3) позволяют определить либо точку A (начало пластических деформаций), либо точку B (условный предел текучести по заданному уровню пластической деформации). Модуль сдвига целесообразно определять на стадии разгрузки образца. Коэффициент Пуассона μ зависит от температуры незначительно. Поэтому он может быть взят при подсчете $K = \frac{2G(1+\mu)}{1-2\mu}$ из литературных источников. Безусловно, описанная процедура определения предела текучести, G и K не обладает высокой точностью, но позволяет обойтись несколькими образцами для определения свойств в широком температурном интервале при реальном термическом цикле, что весьма важно для $\sigma_т$ при структурных превращениях. Увеличением числа испытываемых образцов можно добиться того, чтобы каждый образец нагружать только один раз при соответствующей температуре и тем самым исключить влияние предварительной пластической деформации на результаты испытаний, регистрируемые позднее.

Главным источником погрешностей в расчетах напряжений при температурах более 300÷400 °С является несовершенство учета пластических деформаций, которые могут происходить при переменных высоких температурах с различным вкладом процесса ползучести и процесса релаксации. Хотя существует ряд технических теорий ползучести [180], предоставляющих возможность воспользоваться любой информацией (как кривыми ползучести, так и кривыми простой релаксации) для вычисления напряженного состояния при сложных путях изменения деформаций в различных точках тела, тем не менее в практическом плане этот вопрос остается слабо разработанным. Во-первых, как правило, неясно, какой теории отдать предпочтение. Во-вторых, существующие теории предназначены для постоянных

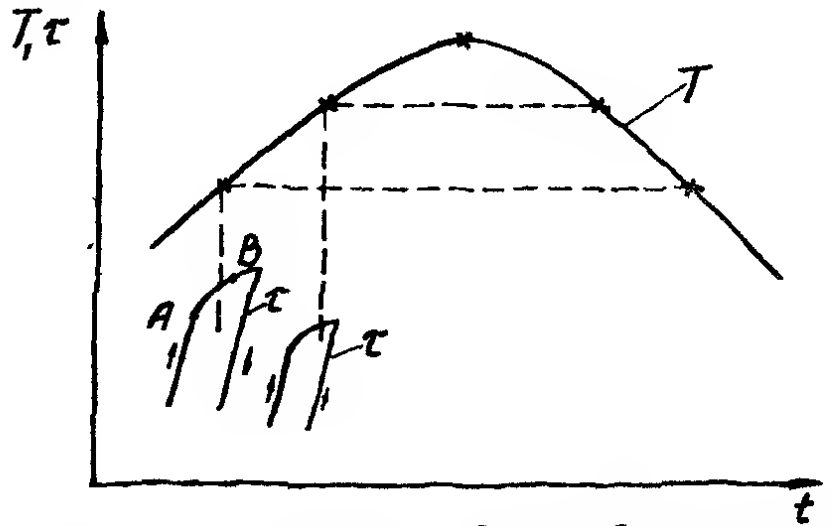


Рис.5.4.3. Характерные случаи нагружения трубчатых образцов в процессе воспроизведения термического цикла

температур процесса, в то время как многие случаи связаны с переменной температурой. Рассмотрим ряд примеров, когда необходим учет ползучести при расчетах напряженных состояний.

Пример 1. Необходимо определить при переменных температурах окружную и осевую деформацию в тонкостенной трубе при изменяющемся внутреннем давлении и осевом растяжении. Так как известны $\sigma_1(t)$ и $\sigma_2(t)$, а также $\sigma_3 = 0$, то целесообразно в испытуемом образце задавать σ_i. Для воспроизведения σ_i (и особенно ε_i) при переменных температурах, как указано выше, наиболее удобны тонкостенные трубчатые образцы, подвергаемые кручению, так как при этой схеме нагружения дилатометрические эффекты не влияют на угол закручивания; кроме того, в этих образцах среднее напряжение равно нулю.

По известным $\sigma_1(t)$ и $\sigma_2(t)$ по формуле (5.4.1) при остальных компонентах напряжения, равных нулю, вычисляются $\sigma_i(t)$, которые и являются программой нагружения образца в виде $\tau(t) = \dfrac{\sigma_i(t)}{\sqrt{3}}$ при изменении температуры по требуемой программе $T(t)$. В процессе испытания регистрируется угол закручивания образца $\varphi(t)$, по которому можно найти сдвиговую деформацию в стенке образца $\gamma(t)$.

Далее необходимо перейти к определению компонентов окружной и осевой деформаций ε_1 и ε_2. Для этого целесообразно пользоваться зависимостями между приращениями деформаций и напряжениями по теории течения

$$\begin{aligned} \Delta\varepsilon_x &= \Delta\varepsilon_{x\,\text{упр}} + \Delta\varepsilon_{x\,\text{пл}} + \varepsilon_\alpha\,; \\ &\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots \\ \Delta\gamma_{zx} &= \Delta\gamma_{zx\,\text{упр}} + \Delta\gamma_{zx\,\text{пл}}\,, \end{aligned} \tag{5.4.3}$$

где

$$\Delta\varepsilon_{x\,\text{пл}} = \frac{3}{2}\,\frac{(\sigma_x^* - \sigma_0^*)}{\sigma_i^*}\,\Delta\varepsilon_{i\,\text{пл}}\,; \tag{5.4.4}$$

$$\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots$$

$$\Delta\gamma_{zx\,\text{пл}} = 3\,\frac{\tau_{zx}^*}{\sigma_i^*}\,\Delta\varepsilon_{i\,\text{пл}}\,;$$

$$\sigma_0^* = \frac{\sigma_x^* + \sigma_y^* + \sigma_z^*}{3}, \tag{5.4.5}$$

где $\Delta\varepsilon_x \ldots \Delta\gamma_{zx}$, $\Delta\varepsilon_{x\,\text{упр}} \ldots \Delta\gamma_{zx\,\text{упр}}$, $\Delta\varepsilon_{x\,\text{пл}} \ldots \Delta\gamma_{zx\,\text{пл}}$ — приращения компонент деформации за шаг; $\sigma_x^* \ldots \tau_{zx}^*$, σ_i^* — средние значения за шаг.

Зная значения модулей упругости G и $K = \dfrac{E}{1-2\mu}$ в начале и в конце шага, можно определить $\Delta\varepsilon_{\text{упр}}$ по закону Гука

$$\varepsilon_{x\,\text{упр}} = \frac{\sigma_x - \sigma_0}{2G} + \frac{\sigma_0}{K};$$
$$\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots \qquad (5.4.6)$$
$$\gamma_{zx\,\text{упр}} = \frac{\tau_{zx}}{G}.$$

Для обработки результатов испытаний трубчатого образца необходимо воспользоваться формулами (5.4.6), (5.4.3), (5.4.4) и определить вначале $\gamma_{\text{упр}}(t) = \frac{\tau}{G}$, затем $\gamma_{\text{пл}}(t) = \gamma - \gamma_{\text{упр}}$ и $\varepsilon_{i\,\text{пл}}(t) = \frac{\gamma_{\text{пл}}}{\sqrt{3}}$.

После этого можно определить ε_1 и ε_2, считая $\varepsilon_1 = \varepsilon_x$, $\varepsilon_2 = \varepsilon_y$, $\sigma_1 = \sigma_x$, $\sigma_2 = \sigma_y$, $\sigma_3 = \sigma_z = 0$.

При произвольных законах изменения σ_1 и σ_2 процесс необходимо разбить на достаточно мелкие шаги по времени Δt и для каждого шага определить значения напряжений и модулей упругости в начале и конце шага и приращение $\varepsilon_{i\,\text{пл}}$ за шаг. Затем по формулам (5.4.6), (5.4.3), (5.4.4) определить $\Delta\varepsilon_1$ и $\Delta\varepsilon_2$ и законы изменения $\varepsilon_1(t)$ и $\varepsilon_2(t)$. Точность их определения зависит от шага Δt.

Пример 2. В процессе сварки пластин в некоторой точке на поверхности измерены изменяющиеся во времени наблюдаемые деформации $\varepsilon_x(t)$, $\varepsilon_y(t)$, $\gamma_{xy}(t)$. Необходимо определить изменение напряжений во времени $\sigma_x(t)$, $\sigma_y(t)$, $\tau_{xy}(t)$. Изменение температуры $T(t)$ во времени известно. На поверхности пластины $\sigma_z(t) = 0$. В данном примере во время термомеханического испытания целесообразно задавать $T = T(t)$ и $\varepsilon_i = \varepsilon_i(t)$, так как значения ε_i могут быть определены на первом приближении более достоверно.

Интенсивность деформаций $\varepsilon_i(t)$ является суммой упругой составляющей $\varepsilon_{i\,\text{упр}}$ и интеграла приращений пластической составляющей $d\varepsilon^*_{i\,\text{пл}}$:

$$\varepsilon_i(t) = \frac{\sigma_i(t)}{3G} + \int_0^t d\varepsilon^*_{i\,\text{пл}}. \qquad (5.4.7)$$

В конечных приращениях

$$\varepsilon_i(t) = \frac{\sigma_i(t)}{3G} + \sum_0^t \Delta\varepsilon^*_{i\,\text{пл}}. \qquad (5.4.8)$$

В отличие от примера 1, известны деформации, а напряжения неизвестны.

Для расчета напряжений необходимо воспользоваться другой формой записи уравнений теории течения:

$$\frac{\sigma_x - \sigma_0}{\sigma_т} = \frac{\sigma_x' - \sigma_0'}{\sigma_т'} \frac{\operatorname{ch} v'}{\operatorname{ch} v} + \frac{2}{3} \frac{(\Delta\varepsilon_x - \Delta\varepsilon_0)}{\Delta\varepsilon_i} \frac{(\operatorname{sh} v - \operatorname{sh} v')}{\operatorname{ch} v};$$

$$\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots\cdots \quad (5.4.9)$$

$$\frac{\tau_{zx}}{\sigma_т} = \frac{\tau_{zx}'}{\sigma_т'} \frac{\operatorname{ch} v'}{\operatorname{ch} v} + \frac{1}{3} \frac{\Delta\gamma_{zx}}{\Delta\varepsilon_i} \frac{(\operatorname{sh} v - \operatorname{sh} v')}{\operatorname{ch} v},$$

где $\Delta\varepsilon_0 = \dfrac{\Delta\varepsilon_x + \Delta\varepsilon_y + \Delta\varepsilon_z}{3}$; (5.4.10)

$$\Delta\varepsilon_i = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{(\Delta\varepsilon_x - \Delta\varepsilon_y)^2 + (\Delta\varepsilon_y - \Delta\varepsilon_z)^2 + (\Delta\varepsilon_z - \Delta\varepsilon_x)^2 + \frac{3}{2}(\Delta\gamma_{xy}^2 + \Delta\gamma_{yz}^2 + \Delta\gamma_{zx}^2)}; \quad (5.4.11)$$

$$v' = a \operatorname{th}\left[\frac{(\sigma_x' - \sigma_0')\Delta\varepsilon_x + (\sigma_y' - \sigma_0')\Delta\varepsilon_y + (\sigma_z' - \sigma_0')\Delta\varepsilon_z + \tau_{xy}'\Delta\gamma_{xy} + \tau_{yz}'\Delta\gamma_{yz} + \tau_{zx}'\Delta\gamma_{zx}}{\sigma_т\,\Delta\varepsilon_i}\right]; \quad (5.4.12)$$

$$v = v' + \Delta v; \quad (5.4.13)$$

$$\Delta v = \frac{3\,G^*\,\Delta\varepsilon_i}{\sigma_т^*}; \quad (5.4.14)$$

$\sigma_x' \ldots \tau_{zx}'$, σ_0', $\sigma_т'$, v' — значения в начале шага;
$\sigma_x \ldots \tau_{zx}$, σ_0, $\sigma_т$, v — значения в конце шага;
G^*; $\sigma_т^*$ — средние значения на шаге;
$\Delta\varepsilon_x \ldots \Delta\gamma_{zx}$, $\Delta\varepsilon_0$, $\Delta\varepsilon_i$, Δv — приращения на шаг.

Процесс разбивается на шаги, начиная от состояния, когда $\sigma_x' \ldots \tau_{zx}' = 0$. Необходимо в дополнение к найденным в опыте значениям $\Delta\varepsilon_x$, $\Delta\varepsilon_y$, $\Delta\gamma_{xy}$ знать еще $\Delta\varepsilon_z$. Значение $\Delta\varepsilon_z$ можно выразить из третьего уравнения (5.4.9), воспользовавшись условием $\sigma_z' = 0$; $\sigma_z = 0$ для плоского напряженного состояния.

На каждом шаге напряжения сперва определяют по формулам (5.4.6), считая $\Delta\varepsilon = \Delta\varepsilon_{упр}$. Если при этом $\sigma_i > \sigma_т$, следует вновь определить напряжения по (5.4.9).

Определив напряжения в первом приближении, можно по (5.4.6) найти приращения упругих деформаций $\Delta\varepsilon_{x\,упр}$, $\Delta\varepsilon_{y\,упр}$, $\Delta\varepsilon_{z\,упр}$, $\Delta\gamma_{xy\,упр}$ на каждом шаге Δt. Вычитая их из полных приращений деформаций $\Delta\varepsilon_x$, $\Delta\varepsilon_y$, $\Delta\gamma_{xy}$, полученных в опыте, и $\Delta\varepsilon_z$ по (5.4.9), можно найти приращение пластических деформаций $\Delta\varepsilon_{x\,пл}$, $\Delta\varepsilon_{y\,пл}$, $\Delta\varepsilon_{z\,пл}$, $\Delta\gamma_{xy\,пл}$ на каждом шаге Δt. Затем определяем $\Delta\varepsilon_{i\,пл}$ по (5.4.11), подставляя компоненты $\Delta\varepsilon_{пл}$ вместо компонент $\Delta\varepsilon$.

Подставляя $\Delta\varepsilon_{i\,пл}$ в (5.4.8), находим $\gamma(t) = \sqrt{3}\,\varepsilon_i(t)$ — программу деформирования путем кручения тонкостенного трубчатого образца. Во время опыта на образце регистрируется крутящий момент, который используется для расчета касательного напряжения τ в образце, а затем для расчета экспериментального значения $\sigma_{i\,э} = \sqrt{3}\,\tau$. Далее с использованием $\sigma_{i\,э}$ как значения предела текучести $\sigma_т$ по формулам (5.4.9) проводится расчет напряжений по приращениям деформаций, которые были измерены во время сварки образца. Эти напряжения соответствуют тем, которые имеют место в процессе сварки. Определение напряжений указанным способом проводилось неоднократно [340, 34]. Было показано, что при сварке алюминиевых сплавов и некоторых других металлов отличие второго приближения, полученного путем использования результатов термического испытания, существенно по сравнению с расчетом по теории течения для идеального упругопластического тела.

Пример 3. Расчет релаксации напряжений при отпуске однородных по свойствам деталей, имеющих собственные напряжения, в частности, после сварки.

Полагаем, что поле начальных напряжений перед отпуском известно. Следовательно, известно и поле начальных упругих деформаций. Здесь целесообразно рассматривать два возможных варианта ведения процесса отпуска: первый — когда толщина элементов детали относительно невелика, например 300...400 мм и менее, при которой заметной неравномерности температуры по сечению в процессе нагрева обычно не возникает, и второй — когда имеет место различная скорость нагрева в различных точках детали из-за большой толщины или высокой скорости нагрева. Рассмотрим эти два случая.

1. Температура тела изменяется равномерно. Практические наблюдения и расчеты показывают, что полные деформации в процессе отпуска меняются незначительно. Поэтому при термомеханических испытаниях в качестве первого приближения для определения релаксационных характеристик металла приходится принимать условие постоянства начальных деформаций. На рис.5.4.4,*а* показан пример с результатами испытаний в координатах $\sigma_i - t$ и $T - t$. Различная начальная интенсивность деформаций $\varepsilon_{i\,0}$ поддерживалась в образцах постоянной, напряжения σ_i самостоятельно изменялись. Температура задавалась в соответствии с тем, как это делают при проведении отпуска. Расчет напряжений в детали во время отпуска выполняется так.

Вначале проводится обработка экспериментальных данных, для чего весь период отпуска разбивается на ряд шагов Δt. Для каждого шага $\Delta t = \Delta t^*$ строится зависимость $\Delta\varepsilon^*_{i\,пл} - \sigma_i$ (рис.5.4.4,*б*), где $\Delta\varepsilon^*_{i\,пл}$ — интенсивность приращения пластических деформаций. Так как

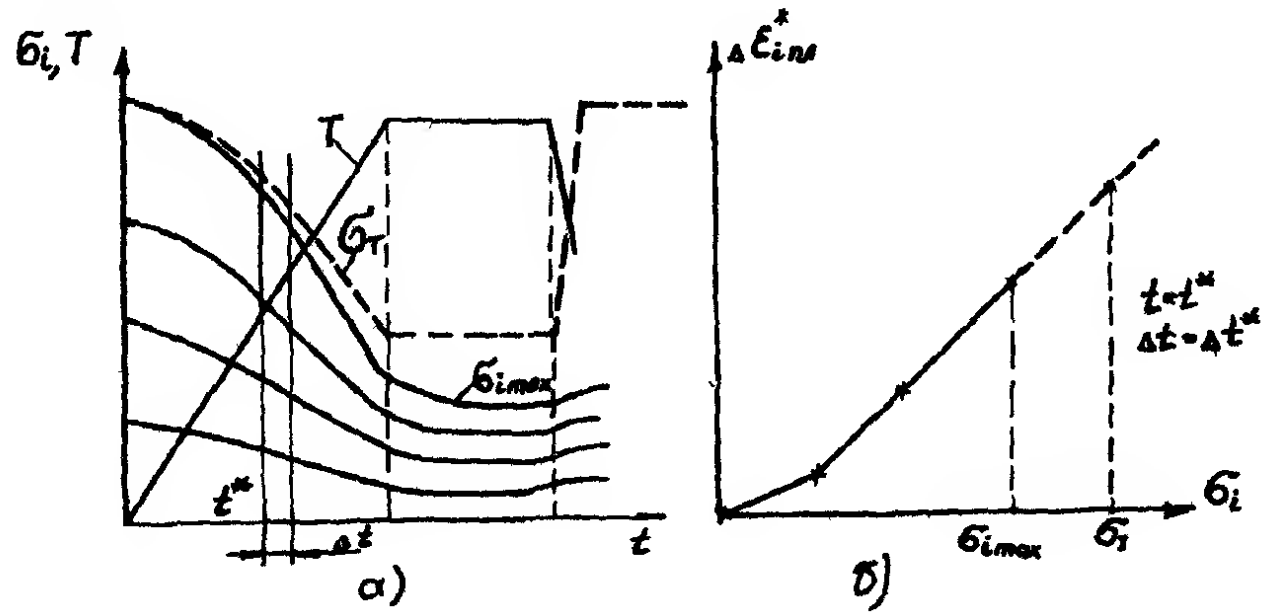


Рис.5.4.4. Пример определения релаксационной характеристики металла при термомеханических испытаниях:
а — зависимости σ_i - t и T - t; *б* — $\Delta\varepsilon^*_{i\,пл}$ - σ_i

$\Delta\varepsilon^*_{i\,пл} = \dfrac{\Delta\gamma_{пл}}{\sqrt{3}}$, то для построения графиков на рис.5.4.4,*б* достаточно найти приращения $\Delta\gamma_{пл}$ в трубчатом образце. Полная деформация в трубчатом образце поддерживается все время постоянной. Следовательно, приращение полной деформации равно нулю: $\Delta\gamma = \Delta\gamma_{упр} + \Delta\gamma_{пл}$, значит, $\Delta\gamma_{пл} = -\Delta\gamma_{упр}$. Приращение упругой деформации найдем из (5.4.6). В некоторых случаях, несмотря на уменьшение напряжения τ в трубчатом образце, приращение $\Delta\gamma_{упр}$, а значит, и $\Delta\gamma_{пл}$ оказывается равным нулю. Это объясняется уменьшением модуля упругости G. Графики $\Delta\varepsilon^*_{i\,пл}$ на рис.5.4.4,*б* могут быть построены по кривым простой релаксации только до значений $\sigma_i = \sigma_{i\,max}$. Точку при $\sigma_i = \sigma_т$ можно получить, используя кривую значений предела текучести $\sigma_т$ (рис.5.4.4,*а*). После получения исходных данных расчет может выполняться двояко. Либо как квазиупругий, когда на каждом шаге вычисляют для всех точек тела приращения пластических деформаций по формулам (5.4.4), подставляя вместо σ_x^* ... τ_{zx}^*, σ_0^*, σ_i^* значения σ_x' ... τ_{zx}', σ_0', σ_i' в начале шага. Затем эти приращения $\Delta\varepsilon_{x\,пл}$ ... $\Delta\gamma_{zx\,пл}$ вводятся в упругий расчет на очередном шаге Δt с одновременным изменением G и K в теле. Получающиеся напряжения являются начальными для следующего шага решения задачи. При квазиупругом расчете может оказаться, что из-за перераспределения в теле в некоторых его точках напряжения могут возрасти до $\sigma_i > \sigma_т$. В этом случае необходимо использовать экстраполяцию $\Delta\varepsilon^*_{i\,пл}$ (рис. 5.4.4,*б*) за пределами $\sigma_т$. Если расчет требуется выполнить более точно, не допуская состояний, когда $\sigma_i > \sigma_т$, то задачу нужно решать по алгоритму, позволяющему решение выполнять и как

пластическое, обеспечивающее в этих точках $\sigma_i = \sigma_т$. Вопрос о том, следует ли выполнять второе приближение в методе пластических приближений, должен быть решен на основе сопоставления для отдельных точек тела кривых изменения ε_i во времени. В опытах на рис.5.4.4,*а* принималось ε_i = const. Если окажется, что после выполнения первого приближения ε_i в теле меняется сильно, например с отклонением от начального уровня более 30...40%, необходимо для этих точек получить заново кривые σ_i в функции t с законом изменения ε_i, полученным из первого приближения.

Решение на втором приближении выполняется иначе. Вместо построения графиков $\Delta\varepsilon^*_{i\,пл}$ (рис.5.4.4,*б*) каждой точке тела на каждом интервале времени назначается так называемый условный предел текучести $\sigma_{т\,усл}$, равный значениям σ_i, полученным в опытах второго приближения. Задача решается как пластическая с использованием соотношений (5.4.9).

2. Температура тела изменяется неравномерно. Естественно, что в этом случае необходимо располагать решением температурной задачи, чтобы иметь возможность найти дополнительные деформации и напряжения, возникающие из-за неравномерности нагрева и охлаждения. И в этом случае целесообразно вначале получить серию кривых простой релаксации (рис.5.4.4,*а*), предполагая в первом приближении, что начальные ε_i остаются постоянными. Удобство такого подхода состоит в том, что для всего тела достаточно получить всего 5 кривых простой релаксации при 0,2 ; 0,4 ; 0,6 ; 0,8 ; 1,0 от $\varepsilon_{i\,T20}$ и кривую $\sigma_{i\,T}$ при различных температурах. В рассматриваемом варианте значения $\Delta\varepsilon^*_{i\,пл}$ оказываются функцией не только σ_i, но и достигнутой T. Опыты, проведенные различными исследователями [25], показывают, что скорость изменения температуры $\frac{dT}{dt}$ влияет мало на кривые простой релаксации и ее влияние можно не учитывать. Вместе с тем следует учитывать, что на стадии нагрева существенно влияет уровень изменения ΔT, а на стадии выдержки время выдержки Δt. Ввиду изложенного, графики зависимости $\Delta\varepsilon^*_{i\,пл}$ от σ_i аналогичные представленному на рис.5.4.4,*б*, следует строить для стадии нагрева для конкретных T^* и конкретных ΔT^*, например 20 или 25 °С. Они ничем не будут отличаться от графиков на рис.5.4.4,*б* для $t = t^*$ и $\Delta t = \Delta t^*$, но их использование в расчете будет несколько иным. Для стадии выдержки графики должны строиться для вполне определенного времени $t = t^*$, прошедшего с момента достижения точкой тела температуры отпуска, и выбранного интервала времени Δt^*.

Считаем, что в момент времени t^* известны напряжения в теле и распределение температур. Находятся приращения температур ΔT в различных точках тела и приращения температурных деформаций. В зависимости от значения температуры точки тела она обслуживается

ближайшим ей по температуре графиком на рис.5.4.4,*б*. Определяются приращения $\Delta\varepsilon^*_{x\,пл}$ ... $\Delta\gamma^*_{zx\,пл}$ в предположении, что приращения температур составляли всюду ΔT^*. Так как фактические приращения температур ΔT отличаются от ΔT^* (как правило, в меньшую сторону), то находят фактические приращения $\Delta\varepsilon_{x\,пл}$ ... $\Delta\gamma_{zx\,пл}$ по формулам

$$\Delta\varepsilon_{x\,пл} = \frac{\Delta T}{\Delta T^*}\ \Delta\varepsilon^*_{x\,пл};$$
$$\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots \qquad (5.4.15)$$
$$\Delta\gamma_{zx\,пл} = \frac{\Delta T}{\Delta T^*}\ \Delta\gamma^*_{zx\,пл}.$$

Далее задача решается как упругопластическая при известных приращениях температурных и пластических деформаций с условием, что σ_i в точке тела должно не превышать σ_T при соответствующей температуре.

На стадии, когда часть точек вышла на температуру отпуска, а часть нет, первая группа точек обслуживается графиками, построенными для различных моментов времени после начала выдержки, а вторая группа продолжает обслуживаться графиками $\Delta\varepsilon_{i\,пл}$ для конкретных T^*. После выхода всех точек на температуру отпуска они обслуживаются графиками для различных моментов времени в зависимости от того, когда каждая из точек тела достигнет температуры отпуска.

Пример 4. Расчет изменения поля собственных напряжений при отпуске деталей с мягкими прослойками.

При существенно разнородных механических свойствах часть объема сварного соединения, например основной металл, будет являться аккумулятором упругой деформации, и процесс релаксации напряжений в нем будет происходить в условиях дополнительной медленной разгрузки. Те зоны, в которых релаксационная стойкость металла понижена, например мягкие прослойки, будут испытывать непрерывную догрузку и процесс в них будет идти, как близкий к испытанию на ползучесть. Испытания образцов и расчет напряженного состояния для такого случая целесообразно организовать следующим образом. Для более прочного металла следует получить семейство кривых простой релаксации от различного уровня начальных напряжений σ_i (рис. 5.4.5,*а*). Затем по ним рассчитать напряженное состояние для всего тела в предположении, что оно имеет всюду одинаковые свойства, в том числе и для зон мягких прослоек. Так как мягкие прослойки занимают относительно небольшой объем, их вклад в общую релаксацию напряжений будет невелик. В первом приближении можно принять, что уровень интенсивности напряжений в мягких прослойках $\sigma_{i\,м}$ будет

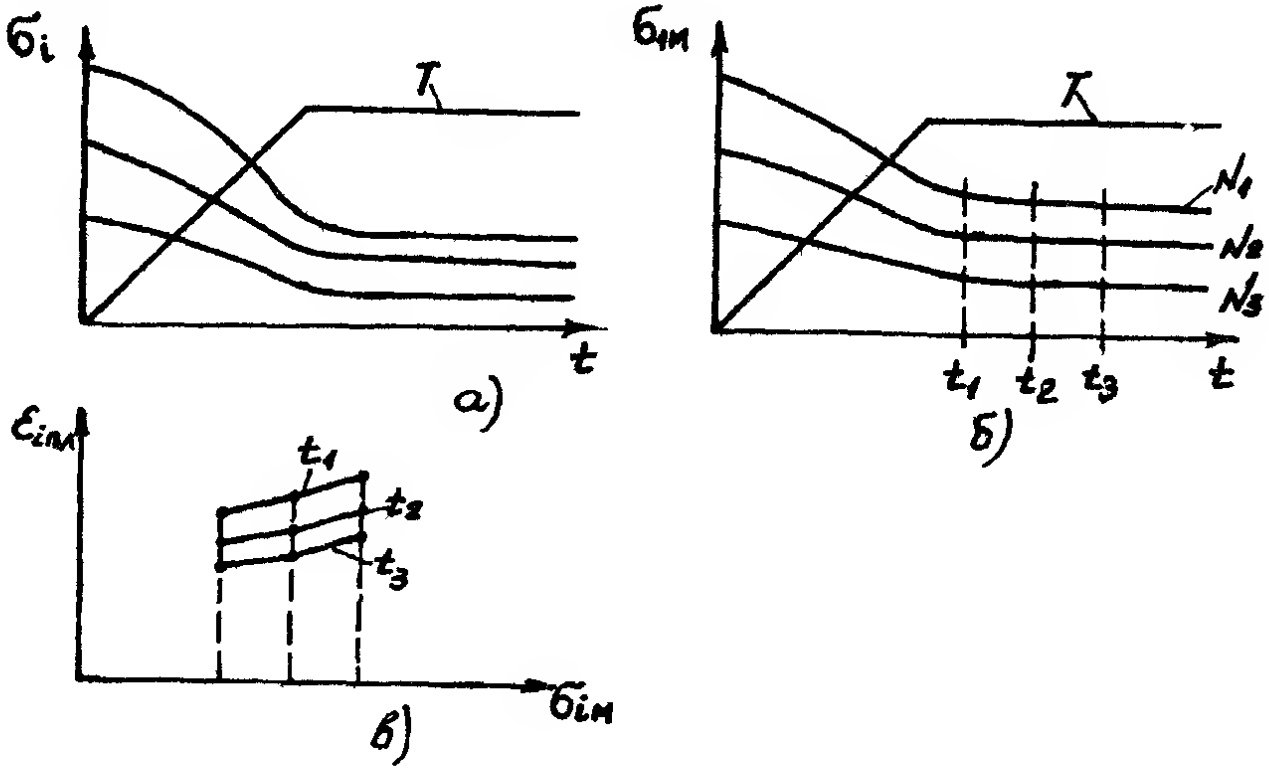


Рис.5.4.5. Расчет изменения поля собственных напряжений при отпуске деталей с мягкими прослойками

следовать тому, который был получен в предположении однородности свойств (рис. 5.4.5,*б*). Далее должно быть проведено испытание для металла зон мягкой прослойки при переменной температуре с законом изменения σ_i по времени, соответствующим изменению $\sigma_{i\,м}$ для ряда точек N_1, N_2, N_3 мягкой прослойки (рис.5.4.5,*б*). Во время испытаний образцов из мягкой прослойки с заданным законом $\sigma_{i\,м}$ должно регистрироваться изменение интенсивности деформаций. Будет получено семейство кривых, которое позволяет для каждого момента времени иметь зависимость скорости пластической деформации $\dot{\varepsilon}_{i\,пл}$ в функции от $\sigma_{i\,м}$ (рис. 5.4.5,*в*). Расчет должен быть проведен вторично с использованием кривых простой релаксации на рис.5.4.5,*а* для основного металла и зависимостей $\dot{\varepsilon}_{i\,пл}$ от $\sigma_{i\,м}$ для мягких прослоек.

Пример 5. Общий случай изменения напряженно-деформированного состояния во времени.

В общем случае первое приближение решения неизотермической упругопластической задачи выполняется по одному из способов, указанных в начале настоящего параграфа, или находится путем использования экспериментальных и расчетных данных, как рассмотрено в примере 3. Для получения второго приближения в теле выделяется N представительных точек, чтобы информация о свойствах металла в них была достаточной для определения напряженно-деформированного состояния во всем теле. Для каждой из точек тела по результатам первого приближения находится закон изменения $\varepsilon_i(t)$ по формуле

(5.4.8). Затем проводятся испытания для трех циклов деформации 0,8 $\varepsilon_i(t)$, 1,0 $\varepsilon_i(t)$ и 1,2 $\varepsilon_i(t)$, но при одинаковых и конкретных изменениях температуры во времени. Проводится обработка экспериментальных результатов путем разбиения всего процесса на временные отрезки Δt и определения приращений пластических деформаций на каждом отрезке Δt для каждой кривой по формуле

$$\Delta\varepsilon^*_{i\,\text{пл}} = \Delta\varepsilon_i - \left(\frac{\sigma_i}{3G} - \frac{\sigma'_i}{3G'}\right), \qquad (5.4.16)$$

где σ'_i, σ_i — интенсивности напряжений; G', G — модули упругости в начале и в конце шага Δt.

Ввиду того, что предусматриваемые вариации $\varepsilon_i(t)$ в размере ±20% не могут охватить все возможные ситуации в теле, в решении задачи на втором приближении приходится иметь дело с двумя видами приращений пластических деформаций. А) Приращения пластических деформаций, задаваемые в каком-либо объеме тела по результатам термомеханических испытаний с учетом напряженного состояния в начале шага Δt. Б) Приращения пластических деформаций, возникающие в процессе решения задачи на интервале Δt вследствие поставленных ограничений по уровню σ_i, который не должен превышать предела текучести металла при данной температуре.

При определении приращений пластических деформаций вида А может быть три случая:

1) При обработке экспериментальных данных с использованием зависимости (5.4.16) для некоторых точек тела для конкретного Δt будет получено $\Delta\varepsilon^*_{i\,\text{пл}} = 0$. Это упругие точки. Для них задаваемые приращения $\Delta\varepsilon^*_{i\,\text{пл}} = 0$.

2) Точки, в которых $\Delta\varepsilon^*_{i\,\text{пл}} \neq 0$, но термомеханическое испытание проходило при $\frac{d\varepsilon_i(t)}{dt} < 0$ в условиях так называемой разгрузки.

3) Точки, в которых $\Delta\varepsilon^*_{i\,\text{пл}} \neq 0$, а термомеханическое испытание проходило при так называемой нагрузке $\frac{d\varepsilon_i(t)}{dt} > 0$, т.е. $\varepsilon_i > \varepsilon'_i$.

Приемы определения приращений пластических деформаций для 2 и 3 случая достаточно подробно изложены в книге [34].

После определения приращений пластических деформаций вида А во всех точках тела можно приступить к решению задачи о напряжениях и деформациях в теле на 1-й итерации очередного шага Δt. Задача является квазиупругой, если известны приращения температурных деформаций и приращения пластических деформаций вида А. Поэтому 1-ю итерацию следует выполнять как упругую. После ее выполнения необходимо определить σ_i во всех точках в конце шага и уточнить

значения $\Delta\varepsilon_i$ для точек третьей группы, чтобы более правильно назначить для них $\Delta\varepsilon^*_{i\,пл}$ на 2-й итерации. Если в некоторых местах получится разгрузка, т.е. $\varepsilon_{i\,n+1} < \varepsilon'_i$, то для определения $\Delta\varepsilon^*_{i\,пл}$ нужно принять $\Delta\varepsilon_i = 0$. Если при этом окажется, что $\Delta\varepsilon^*_{i\,пл} < 0$, то $\Delta\varepsilon^*_{i\,пл} = 0$. Одновременно перед переходом ко второй итерации необходимо сравнить σ_i, полученные после 1-й итерации, с σ_T на данном шаге. Если окажется, что в каких-либо точках $\sigma_i > \sigma_T$, то вторую итерацию нужно выполнять не по упругому варианту решения задачи, а по упруго-пластическому. В этом случае появляются приращения пластических деформаций вида Б. После нескольких итераций, когда значения $\Delta\varepsilon_i$, используемые для определения $\Delta\varepsilon^*_{i\,пл}$ для 3-й группы точек, окажутся мало изменяющимися, можно переходить к следующему шагу решения задачи.

Следует отметить, что для общего случая изменения напряженно-деформированного состояния, рассмотренного в примере 5, продолжаются поиски более простых процедур получения данных о ползучести металла при изменяющихся температурах. В частности, имеется подход, согласно которому решение строится следующим образом. Первое приближение выполняется по схеме идеального упруго-пластического тела со свойствами, которые определены с учетом предшествующей истории изменения температуры. Далее для ряда точек тела на трубчатых образцах воспроизводятся температурные кривые и кривые изменения ε_i во времени. Получающиеся при этом значения σ_i рассматриваются как такие, которые имеются в соответствующих точках тела вне зависимости от того, протекает или нет процесс пластической деформации.

Повторное решение задачи, как квазиупругой с известными значениями σ_i, позволяет получить распределение отдельных компонентов напряжений в теле во времени.

Продолжаются также работы по накоплению данных о скоростях пластической деформации в функции температуры и структурного состояния металла с учетом предшествующей истории изменения температуры, с тем чтобы на основе полученных данных построить расчетную феноменологическую модель определения пластических деформаций ползучести и решать упругопластическую задачу за одно приближение. Пример такого подхода изложен в [48].

Известно много предложений по организации процедуры расчетов, использующих как методы переменных параметров упругости, так и переменных параметров пластичности [324, 149].

Глава 6

НЕКОТОРЫЕ МЕТОДЫ ИСПЫТАНИЙ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ И ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИЙ

§ 6.1. Классификация методов испытаний

Ряд принципиальных соображений о целевом назначении методов испытаний был изложен в § 3.2. Помимо целевого назначения имеется много других признаков, по которым различают методы испытаний сварных соединений и элементов конструкций.

Большая часть современных методов механических испытаний предназначена для получения такой информации о свойствах, которая может быть использована в расчетных оценках. Это пределы текучести металла, пределы выносливости, значения критических коэффициентов интенсивности напряжений и другие. Некоторая часть определяемых механических характеристик предназначена для сравнения металлов и сварных соединений между собой с целью выбора лучших из рассматриваемых вариантов. Это относительное удлинение, угол загиба, ударная вязкость, твердость, процент волокнистости в изломе и др.

Методы механических испытаний сварных соединений можно разделить на две большие группы в зависимости от того, предназначены они только для сварных соединений и швов или могут быть в равной мере использованы и для основного металла.

Испытываемый образец может не иметь концентраторов напряжений, свойственных сварному соединению или шву. Иногда образец вообще содержит в себе только однородный металл, соответствующий шву или участку какой-либо зоны термического влияния. В последнем случае цель испытания состоит в определении механических свойств металла конкретной зоны. Испытание механически обработанных сварных соединений без естественной концентрации напряжений, но с механической неоднородностью, как, например, в случае испытаний для определения угла загиба, имеет сравнительный характер, так как не отражает той реальной обстановки, в которой работает соединение.

Большое распространение в последние годы получили испытания образцов, содержащих как естественную концентрацию напряжений, вызванную формой соединения, так и концентрацию напряжений от дефектов, например от непроваров или пор.

В ряде случаев немаловажное значение имеет также наличие в сварных соединениях остаточных напряжений. Результаты испытаний

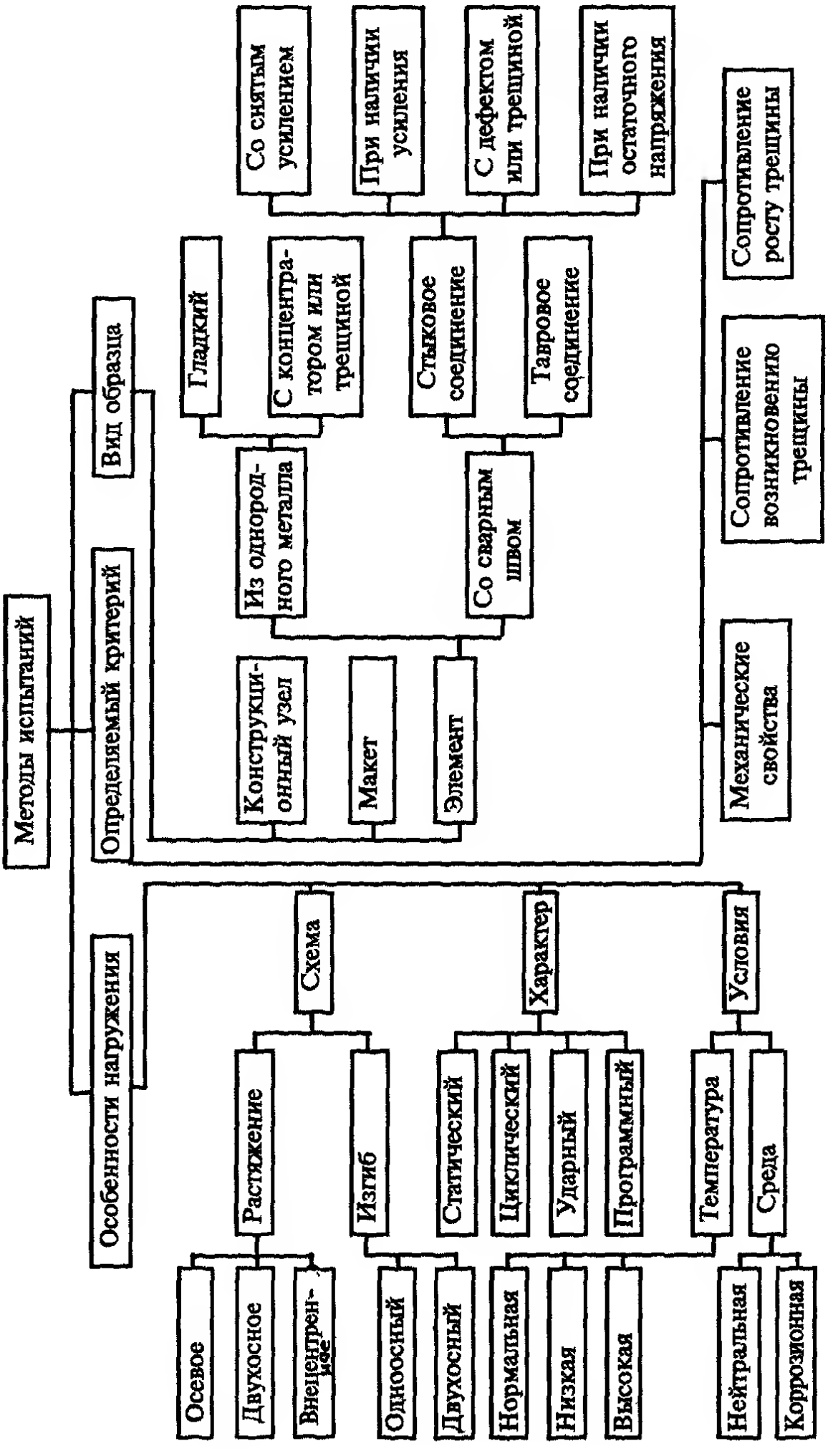


Рис.6.1.1. Классификация методов испытаний сварных соединений

на выносливость, а также при наличии коррозионной среды показывают заметное влияние их на прочность Поэтому образцы для таких испытаний должны содержать в себе не только концентраторы напряжений, но и остаточные напряжения.

Наконец, чтобы учесть влияния отклонения формы конструкции от идеальной, а также влияние схемы напряженного состояния на прочность, испытанию подвергают элементы конструкций. Таким образом, в зависимости от вида образца и его представительности в отношении присутствия в нем существенных факторов, свойственных сварному соединению, методы испытаний могут быть расположены в некоторой последовательности.

Чаще всего методы испытаний классифицируют по способу нагружения, виду образца и определяемому критерию. Именно такая смешанная классификация представлена в виде схемы на рис.6.1.1 и принята в настоящей главе. В качестве основного признака взят способ и условия нагружения.

При изложении материала настоящей главы, как правило, рассматривается техника испытаний, приемы получения различной количественной информации, виды образцов и оборудования для проведения испытаний, первичная обработка результатов испытаний.

§ 6.2. Статические испытания на одноосное растяжение стыковых сварных соединений

Статические испытания на растяжение в соответствии с ГОСТ 1497-73* предназначены для определения характеристик механических свойств однородного металла с использованием цилиндрических и плоских образцов соответственно диаметром 3 мм и более и толщиной 0,5 мм и более.

Применительно к определению механических свойств сварных соединений испытания на растяжение регламентирует ГОСТ 6996-66*. Их проводят при оценке качества продукции и сварочных материалов, при определении пригодности способов и режимов сварки, при установлении квалификации сварщиков и показателей свариваемости металлов и сплавов. Образцы для испытаний изготавливают из пластин, вырезанных из контролируемой конструкции или из специально сваренных контрольных соединений.

Характеристики механических свойств различных участков сварного соединения и наплавленного металла σ_T или $\sigma_{0,2}$, $\sigma_в$, δ_5, ψ определяют согласно ГОСТ 1497-73* путем растяжения цилиндрических образцов диаметром $d_0 \geq 3$ мм с начальной расчетной длиной $l_0 = 5{,}65\sqrt{F_0}$. В соответствии с ГОСТ 6996-66* рабочее сечение должно полностью состоять из металла испытуемого участка, вдоль продольной оси

которого производят вырезку образцов. Когда размеры отдельных зон сварного соединения слишком малы и не позволяют вырезать образцы диаметром 3 мм, то диаметр приходится уменьшать. Так, в работе [121] приведены рекомендации по изготовлению и испытанию образцов диаметром 1,2 мм.

Результатом испытания гладкого образца обычно является машинная диаграмма, изображающая зависимость условного напряжения от относительного удлинения, записанная в процессе нагружения вплоть до разрыва. Ее обработка позволяет получить зависимость истинных напряжений от истинных деформаций в пределах равномерного распределения удлинений по длине образца, то есть до образования шейки. Построение кривой истинных напряжений при больших деформациях значительно труднее. Развитие шейки сопровождается искривлением продольных образующих и появлением растягивающих напряжений в плоскости, перпендикулярной оси образца. Результатом этого является изменение напряженного состояния от одноосного к трехосному, причем относительные значения поперечных составляющих напряжений растут по мере увеличения кривизны образующих в зоне шейки и нагружение металла с момента образования шейки перестает быть простым. В наименьшем сечении шейки для определения среднего осевого напряжения достаточно измерять размеры, характеризующие площадь этого сечения при конкретных значениях растягивающего усилия. Так, на рис. 6.2.1 показана зависимость истинных напряжений от пластических деформаций для стали 20Г2. Штриховой линией *1* показан участок диаграммы $\sigma = f(\varepsilon_1)$ после образования шейки, построенный в предположении, что напряженное состояние в шейке одноосное. Однако усложнение напряженного состояния приводит к сдерживанию пластической деформации и увеличению продольной составляющей σ_1 по сравнению с его значением, соответствующим той же деформации ε_1, но в условиях сохранения простого растяжения. Так

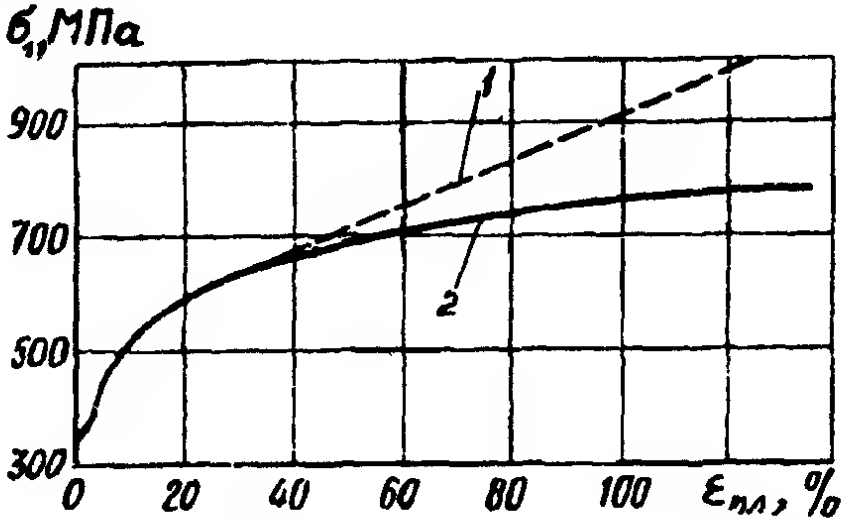


Рис.6.2.1. Условная и действительная диаграммы растяжения стали 20Г2

как это повышение напряжения вызывается не свойствами материала, а изменением формы образца, то кривая *1* на рис.6.2.1 дает искаженное представление о действительной диаграмме металла. Пересчет на основе теории пластичности по формулам, учитывающим не только размеры сечения шейки, но и кривизну продольных образующих образца, дает зависимость (кривая *2*), показанная на рис.6.2.1 сплошной линией. Существенность вносимых поправок достаточно наглядна.

Испытания стыковых сварных соединений желательно проводить на образцах, толщина и диаметр которых равна толщине или диаметру основного металла, но это пожелание реализуется далеко не всегда. При подготовке испытания сварного соединения из листов разной толщины более толстый лист путем механической обработки должен быть доведен до толщины более тонкого листа.

При определении прочности наиболее слабого участка стыкового соединения используют образцы по ГОСТ 6996-66* (рис. 6.2.2). Утолщение шва обычно снимают механическим способом до уровня основного металла. В случае испытания образцов без снятия утолщения в формулу подсчета временного сопротивления вводят значение площади сечения образца вне шва.

При растяжении гладкого образца со сварным швом пластические деформации возникают локально в зонах с наименьшим пределом текучести. Соседние зоны, обладающие большей прочностью, препятствуют развитию пластических деформаций, и разрушающий уровень напряжений и деформаций может быть различным в зависимости от размеров слабой зоны. Своеобразие изменения несущей способности и пластичности сварных соединений в этих условиях рассматриваются в § 7.6.

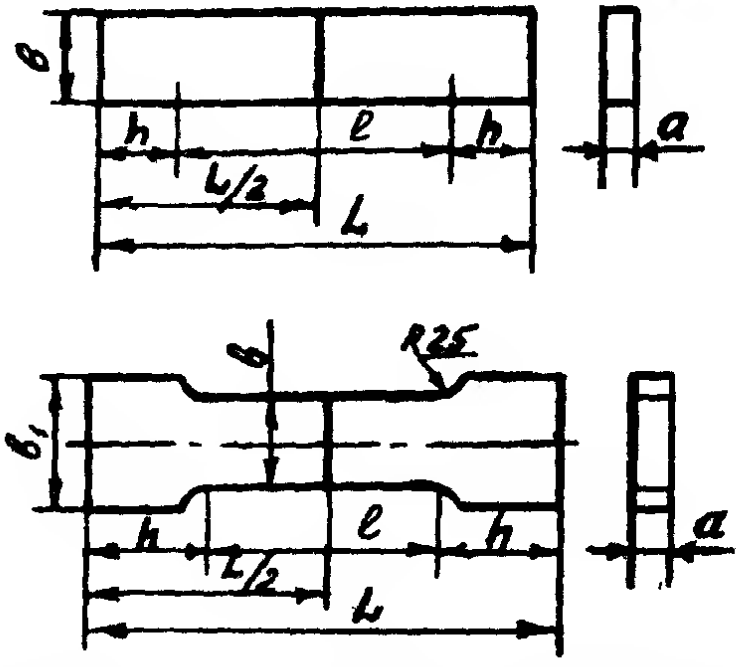


Рис.6.2.2. Плоские образцы для испытаний сварных соединений на статическое растяжение

§ 6.3. Статические испытания на двухосное растяжение стыковых сварных соединений

Двухосное растяжение характерно для элементов оболочковых конструкций (цилиндрические резервуары, сферические газгольдеры, сосуды, трубопроводы и т.д). Испытаниям в этих условиях обычно подвергают листовой металл и стыковые сварные соеднения. Стандарта на такой вид испытаний нет.

В пластической области напряженное состояние с двумя растягивающими компонентами $\sigma_2/\sigma_1 \cong 0{,}5$ наиболее просто реализуется при изгибе на внешней поверхности образца, у которого ширина b более чем в 10 раз превышает толщину t. При растяжении широкого плоского образца с двусторонней выточкой (рис.6.3.1) в пластической области (то есть при $\mu = 0{,}5$) возникает напряженное состояние двухосного растяжения с соотношением главных напряжений $\sigma_2/\sigma_1 = 0{,}5$ [72]. Такие испытания позволяют сопоставлять прочность и пластичность различных материалов в условиях двухосного растяжения как при отсутствии, так и при наличии стыкового соединения [73]. Для этой цели сварной шов располагали в середине рабочей части образца перпендикулярно продольной оси. В образцах, предназначенных для двухосного растяжения, плоскую двустороннюю выточку выполняли так, чтобы она проходила либо по сварному шву, либо по переходной зоне.

Более универсальным методом, позволяющим проводить испытания при любом соотношении компонентов главных напряжений в пределах $0 \le \sigma_2/\sigma_1 \le 1$, является растяжение плоского образца в двух направлениях. Осуществление такой схемы испытания требует специального оборудования и формы образца, обеспечивающих равномерность поля деформаций и поддержание заданного соотношения σ_2/σ_1 в процессе нагружения не только в упругой, но и в пластической области.

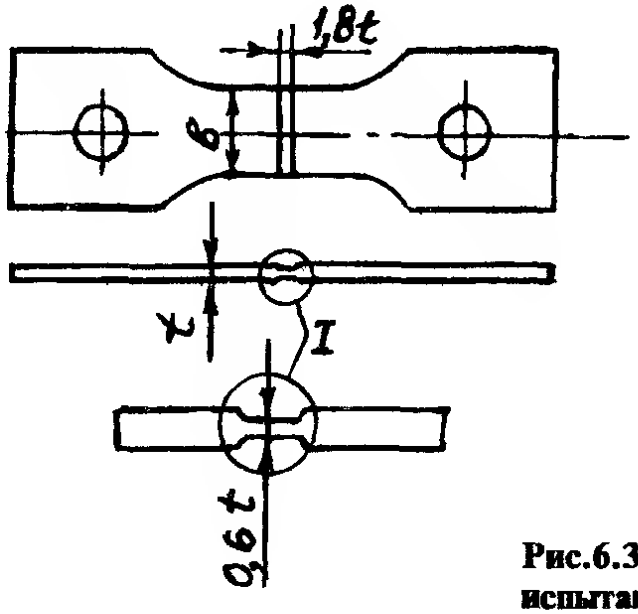


Рис.6.3.1. Плоский образец с выточкой для испытания на двухосное растяжение $\sigma_2/\sigma_1 = 0{,}5$

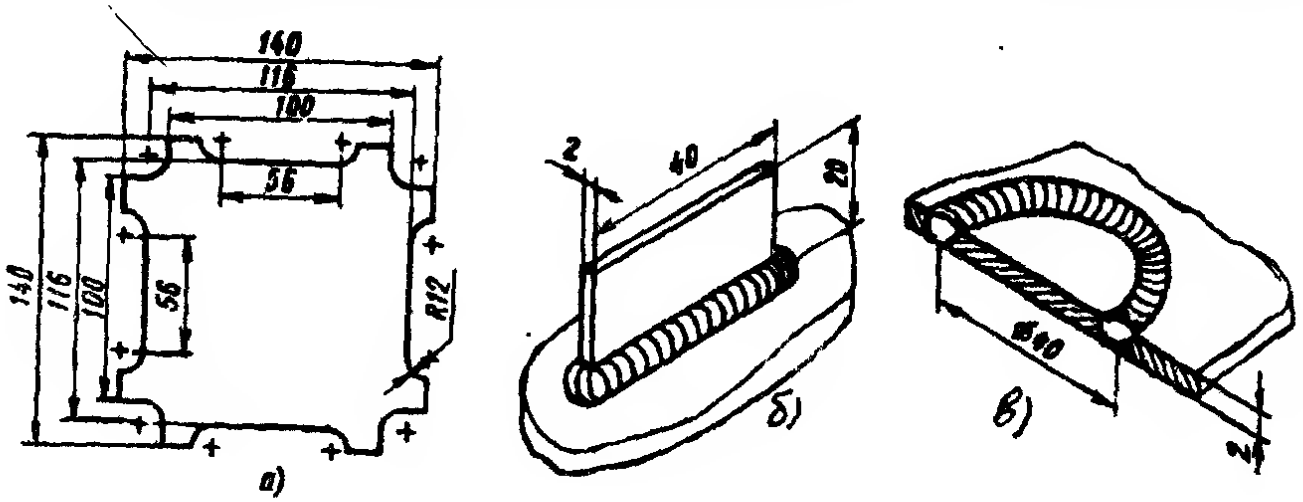


Рис.6.3.2. Плоские образцы для испытаний на двухосное растяжение:
а — из основного металла; б — с приваренным ребром; в — с круговым швом

Примером такого оборудования может служить установка, предназначенная для испытания плоских образцов, зажимаемых по всему контуру (рис.6.3.2,*а*). На таких образцах из сплава АМг6Н толщиной 2 мм исследовали влияние различных конструктивно-технологических факторов (местное ослабление, местное увеличение жесткости в виде ребра, наличие элемента, вваренного круговым швом, повторные подварки) в зависимости от соотношения главных напряжений σ_2/σ_1. Оценку результатов осуществляли сопоставлением значений условных разрушающих напряжений и соответствующих им относительных деформаций в направлении главных осей [78, 79].

Недостатком рассмотренных выше методов испытаний (осевое растяжение плоского образца с выточками и растяжение плоского образца одновременно в двух направлениях) является ограниченный размер зоны, где напряженно-деформированное состояние оказывается близким к заданному.

Примером устранения такого ограничения путем значительного увеличения мощности нагружающего устройства, является установка, используемая в Британском национальном исследовательском центре UKAEA TECHNOLOGY для испытаний в условиях двухосного растяжения крестовых образцов площадью 1,5 м^2, толщиной 70 мм.

Другой путь существенного расширения диапазона размеров зоны двухосного растяжения — это использование метода выпучивания, при котором листовой образец закрепляется по контуру и нагружается гидравлическим давлением. Возникающее при этом напряженное состояние зависит от формы образца и матрицы. Так, для плоского образца (рис.6.3.3,*а*), защемленного по контуру кругового отверстия матрицы, возникающее в средней части образца двухосное растяжение с равными компонентами $\sigma_2/\sigma_1 = 1$ сначала имеет заметный градиент в направлении толщины, однако с развитием пластических деформаций напряжения по толщине практически выравниваются.

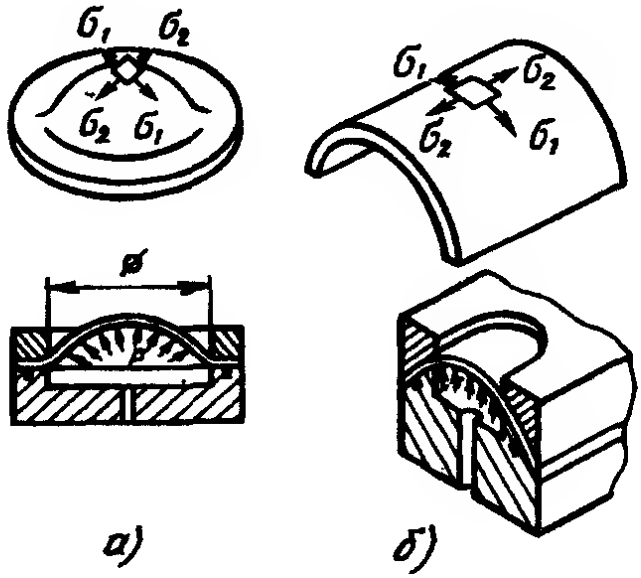


Рис.6.3.3. Схемы испытаний методом выпучивания:
а — плоского образца через круговое отверстие; *б* — цилиндрической панели через эллиптическое отверстие

Замена кругового отверстия в матрице на эллиптическое позволяет изменить отношение растягивающих компонентов напряжений σ_2/σ_1 в пределах от 1 до 0,75 в зависимости от соотношения размеров осей эллипса. Дальнейшее уменьшение отношения $\sigma_2/\sigma_1 = 0{,}7...0{,}3$ достигается при использовании схемы, показанной на рис.6.3.3,*б*, где нагружению гидравлическим давлением подвергается образец в виде цилиндрической панели, защемленной между матрицей и цилиндрическим пуансоном.

Наибольшее использование получила схема выпучивания из плоскости через круговое отверстие. В этом случае при испытании листового образца без сварного шва его поверхность приобретает форму, близкую к сферическому сегменту. Осевая симметрия такой выпучины облегчает измерения и расчеты, необходимые для установления зависимости $\sigma_1 = f(\varepsilon_{3\,пл})$, которая в пластической области является деформационной характеристикой материала [131]. Считая в полюсе круговой выпучины $\sigma_2 = \sigma_1$; $\sigma_3 = 0$ и используя соотношения

$$\sigma_i = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}\,, \qquad (6.3.1)$$

$$\varepsilon_i = \sqrt{2}\ \sqrt{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2}\,, \qquad (6.3.2)$$

нетрудно показать, что для изотропного материала $\sigma_1 = \sigma_i$ и $\varepsilon_{3\,пл} = \varepsilon_{i\,пл}$. Таким образом, в пластической области, когда коэффициент μ поперечной деформации принимается равным 0,5, зависимость $\sigma_1 = f(\varepsilon_{3\,пл})$ является деформационной характеристикой материала $\sigma_i = f(\varepsilon_i)$. Ее построение требует подсчета значений σ_1 и $\varepsilon_{3\,пл}$, соответствующих различному давлению p под образцом, по формулам

$$\sigma_1 = \frac{p\,R}{2\,t} \quad \text{и} \quad \varepsilon_{3\,пл} = \ln\frac{t}{t_0}\,, \qquad (6.3.3)$$

где R — радиус кривизны, а t и t_0 — толщина листа до и после нагружения в полюсе выпучины.

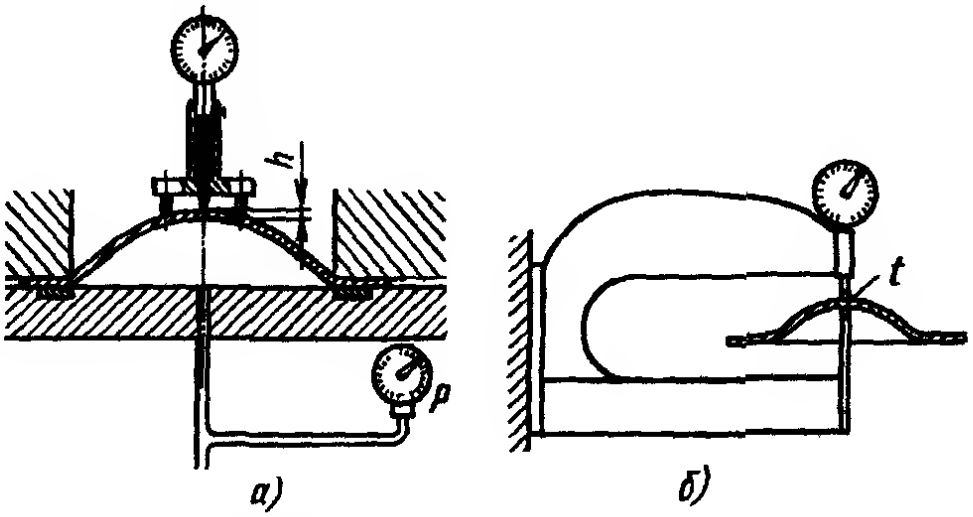


Рис.6.3.4. Схемы измерений при ступенчатом нагружении образца:
а — кривизны выпучины; *б* — толщины образца

Наиболее просто испытание с целью установления зависимости $\sigma_1 = f(\varepsilon_{3\ пл})$ осуществляют путем ступенчатого нагружения. Образец нагружают до определенного уровня давления p, фиксируя его по манометру, и измеряют кривизну выпучины в полюсе, как показано на рис.6.3.4,*а*. Затем давление сбрасывают, образец извлекают из установки и измеряют толщину t в полюсе (рис.6.3.4,*б*). Такую последовательность операций повторяют вплоть до разрушения, причем каждый раз нагружающее давление увеличивают.

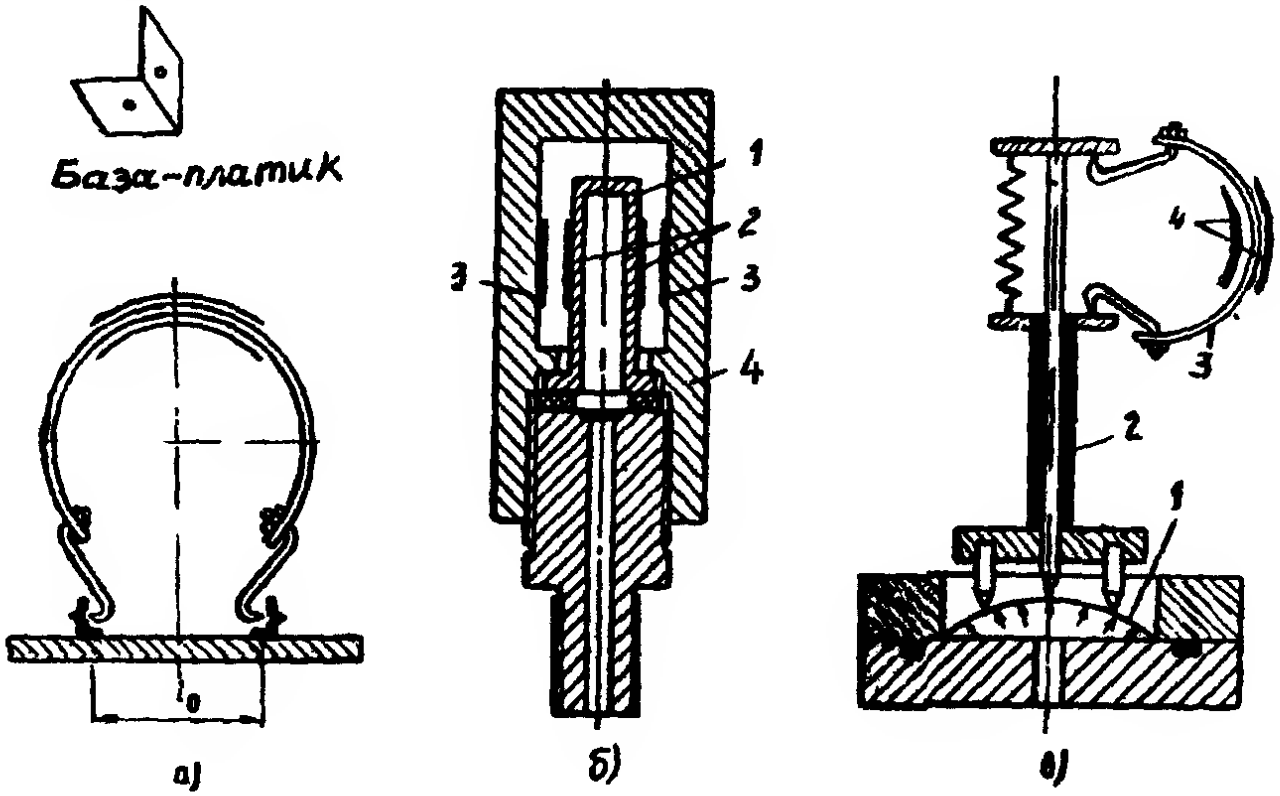


Рис.6.3.5. Датчики для измерений:
а — деформации; *б* — давления; *в* — кривизны выпучины

Прием ступенчатого нагружения обеспечивает простоту измерения пластических деформаций, однако дает заметную погрешность в области малых пластических деформаций и не учитывает возможность деформационного старения металла в результате разгрузки после каждого нагружения. Этого можно избежать путем постановки испытаний непрерывным нагружением с записью измеряемых параметров на ленту осциллографа с помощью датчиков, показанных на рис.6.3.5. Датчик деформации (6.3.5,*а*) имеет упругий элемент с наклеенными с двух сторон тензодатчиками сопротивления. Датчик давления (рис.6.3.5,*б*) имеет цилиндр *1*, нагруженный измеряемым давлением. Наклеенные на его поверхности тензодатчики *2* являются рабочими. Температурную компенсацию при использовании мостовой схемы обеспечивают тензодатчики *3*, наклеенные на корпус *4*, изготовленный из того же материала, что и цилиндр *1*. При измерении кривизны выпучины *1* (рис.6.3.5,*в*) перемещение штока 2 относительно опор фиксируется упругим элементом *3* с тензодатчиками *4*. Методика обработки записи показаний датчиков при непрерывном нагружении достаточно полно изложена в работе [131]. Построенные таким образом зависимости истинных напряжений от истинных деформаций $\sigma_i = f(\varepsilon_i)$ показаны на рис.6.3.6 для четырех различных марок сталей. Светлые точки — это результаты одноосного растяжения плоских образцов из тех же листов в пределах равномерной деформации до образования шейки. Расположение светлых точек, близкое к соответствующим кривым, построенным по результатам двухосного растяжения, свидетельствует об отсутствии заметной анизотропии свойств испытанных тонколистовых элементов

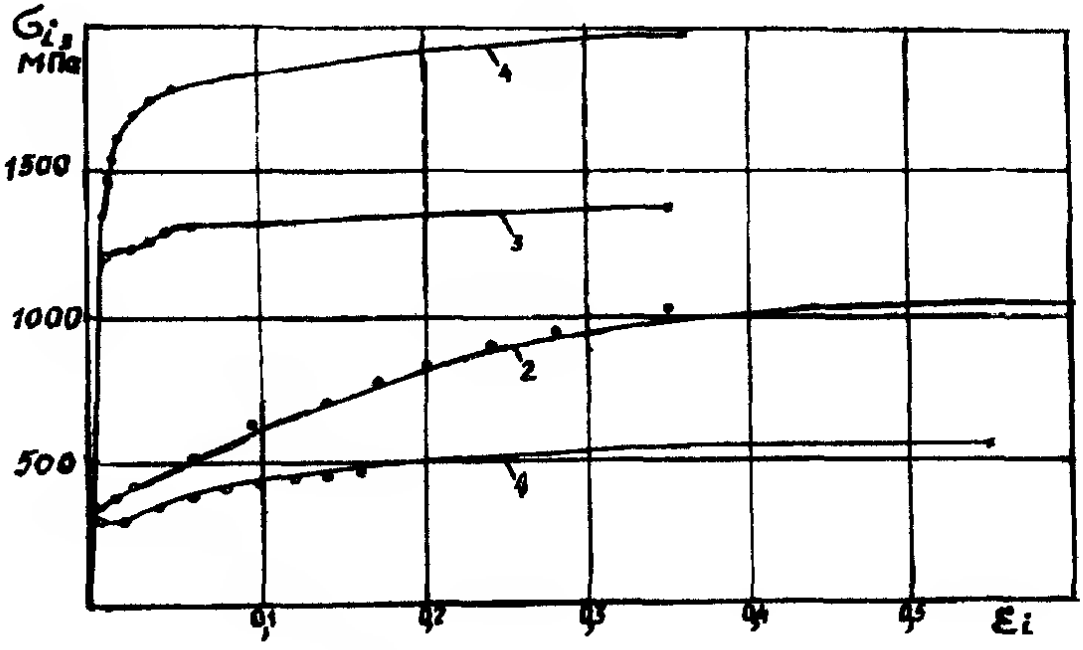


Рис.6.3.6. Зависимости $\sigma_i = f(\varepsilon_i)$, полученные при двухосном растяжении $\sigma_1 = \sigma_2$ методом выпучивания листовых образцов из сталей:
1 — низкоуглеродистой; *2* — 12Х18Н10Т; *3* — 30ХГСА; *4* — СП28

и возможности использования полученных зависимостей $\sigma_i = f(\varepsilon_i)$ для других схем напряженного состояния с растягивающими компонентами.

Интересно отметить, что все кривые на рис.6.3.6 оканчиваются участком прямой, параллельной оси абсцисс, то есть разрушению предшествует исчерпание способности металла к упрочнению от деформации.

В отличие от листового образца без шва, в процессе нагружения которого выпучина приобретает форму , близкую к сфере, выпучина образца со сварным швом такой правильной формы не получает. Отсюда следует, что использование формулы $\sigma_1 = pR/t$ при оценке несущей способности сварного соединения в условиях испытания выпучиванием через круговое отверстие становится неправомочным. В то же время несущая способность стыкового соединения в условиях двухосного растяжения может быть различной в зависимости от механических свойств отдельных зон соединения, размеров этих зон и наличия или отсутствия усиления шва, а также расположения шва относительно осей главных напряжений при испытаниях образцов и при работе соединения в конструкции. Поэтому для оценки несущей способности сварного соединения конкретного материала в условиях двухосного растяжения при $\sigma_1 = \sigma_2$ в первую очередь испытывают образцы без сварного шва, а полученную зависимость $\sigma_1 = f(\varepsilon_3)$ используют при обработке результатов испытаний образцов со сварным швом.

Для этого образец со швом нагружают до разрушения и по данным измерения толщины в зоне зенита выпучины определяют значение достигнутой пластической деформации $\varepsilon_{3\,пл}$. Истинное напряжение σ_1 находят с помощью полученной при испытании листового металла зависимости $\sigma_1 = f(\varepsilon_3)$, как показано на рис.6.3.7, а условное как $\sigma_{усл} = \sigma_1\, t/t_0$. При этом после испытания толщину образца со швом следует измерять в такой точке, которая, во-первых, находится в зоне

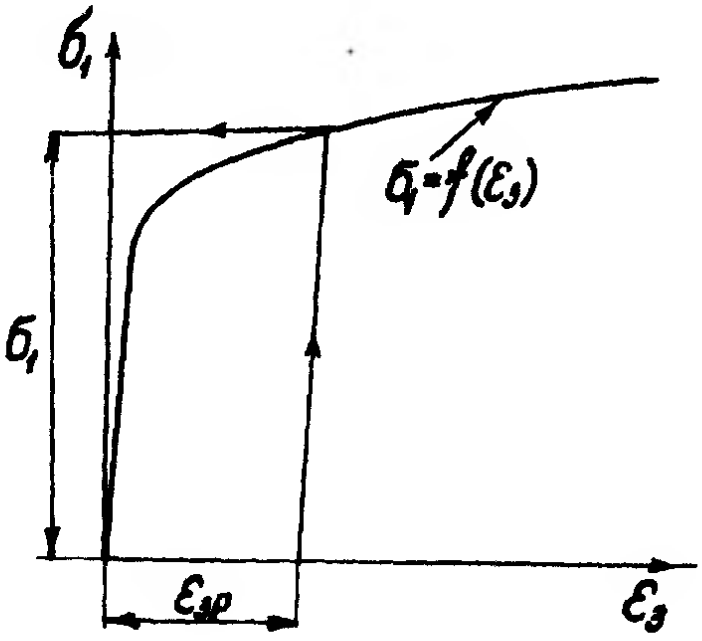
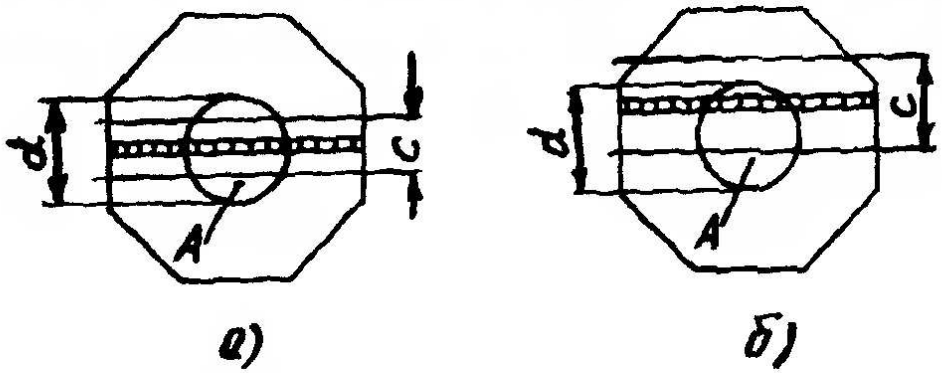


Рис.6.3.7. Схема определения несущей способности сварного соединения при испытании образца со сварным швом в условиях двухосного растяжения $\sigma_2/\sigma_1 = 1$



а) *б)*

Рис.6.3.8. Выбор места для измерения толщины образца со сварным швом до и после испытания

равномерных деформаций зенита выпучины, а во-вторых, располагается на таком расстоянии от шва, где механические свойства не изменились в результате сварки. Если ширина *C* зоны термического влияния невелика (рис. 6.3.8,*а*), то при испытании швов следует располагать симметрично относительно кромок отверстия матрицы. Когда *C* превышает диаметр *d* области равномерных деформаций в зените выпучины, шов целесообразно смещать от центра образца так, чтобы точка измерения *A* оказалась в области равномерной деформации (6.3.8,*б*), так же как и шов.

При сопоставлении результатов испытаний соединений конкретного металла, но выполненных с использованием различных технологических приемов, удобнее пользоваться значениями пластических деформаций $\varepsilon_{з\ пл}$, так как в момент разрушения они различаются между собой в значительно большей степени, чем значения σ_1 [131]. При этом в качестве параметра сравнительной оценки можно использовать отношение значения $\varepsilon_{з\ пл}$ основного металла в образце со сварным швом к значению $\varepsilon'_{з\ пл}$ этого же металла, определенному на образце без сварного шва:

$$Q = \frac{\varepsilon_{з\ пл}}{\varepsilon'_{з\ пл}}. \qquad (6.3.4)$$

Несущая способность соединений готового изделия нередко оказывается ниже, а разброс больше, чем это следует из результатов испытаний плоских образцов выпучиванием через круговое отверстие. Отсюда стремление приблизить технологию изготовления образца и условия его испытания к условиям изготовления и нагружения стенки оболочки. Применительно к стенке цилиндрической оболочки таким приближением является выпучивание сварного элемента, представляющего часть цилиндрической обечайки, из цилиндрической поверхности согласно схеме на рис.6.3.3,*б*.

При таких испытаниях можно использовать типы образцов, показанные на рис.6.3.9. Они позволяют определять несущую способность стенки цилиндрической оболочки с продольным *1*, кольцевым *2* или

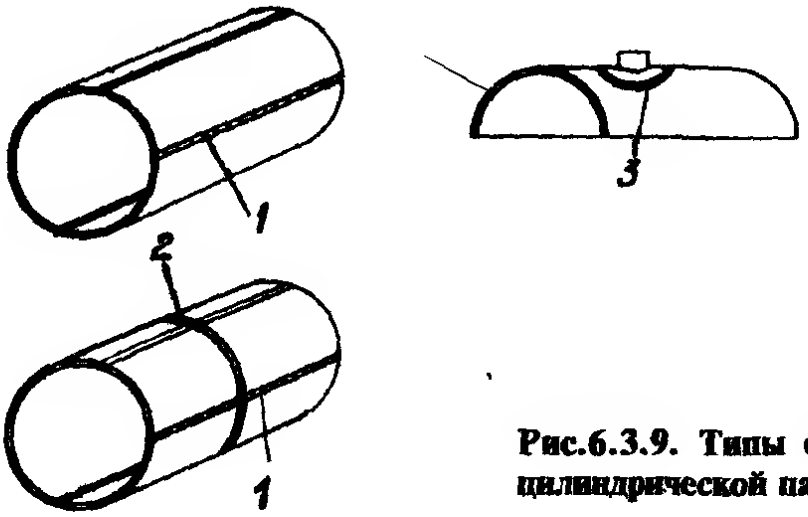


Рис.6.3.9. Типы образцов в виде цилиндрической панели

круговым *3* швами, а также сочетаний швов. Приемы определения несущей способности таких образцов отличаются от испытаний выпучиванием плоских образцов через круговое отверстие. Описание особенностей испытания цилиндрических панелей выпучиванием можно найти в работе [131].

Для закрепления образцов при испытаниях методом выпучивания используют различные устройства (рис.6.3.10), отличающиеся в основном конструктивным исполнением таких узлов, как запорный узел *1*,

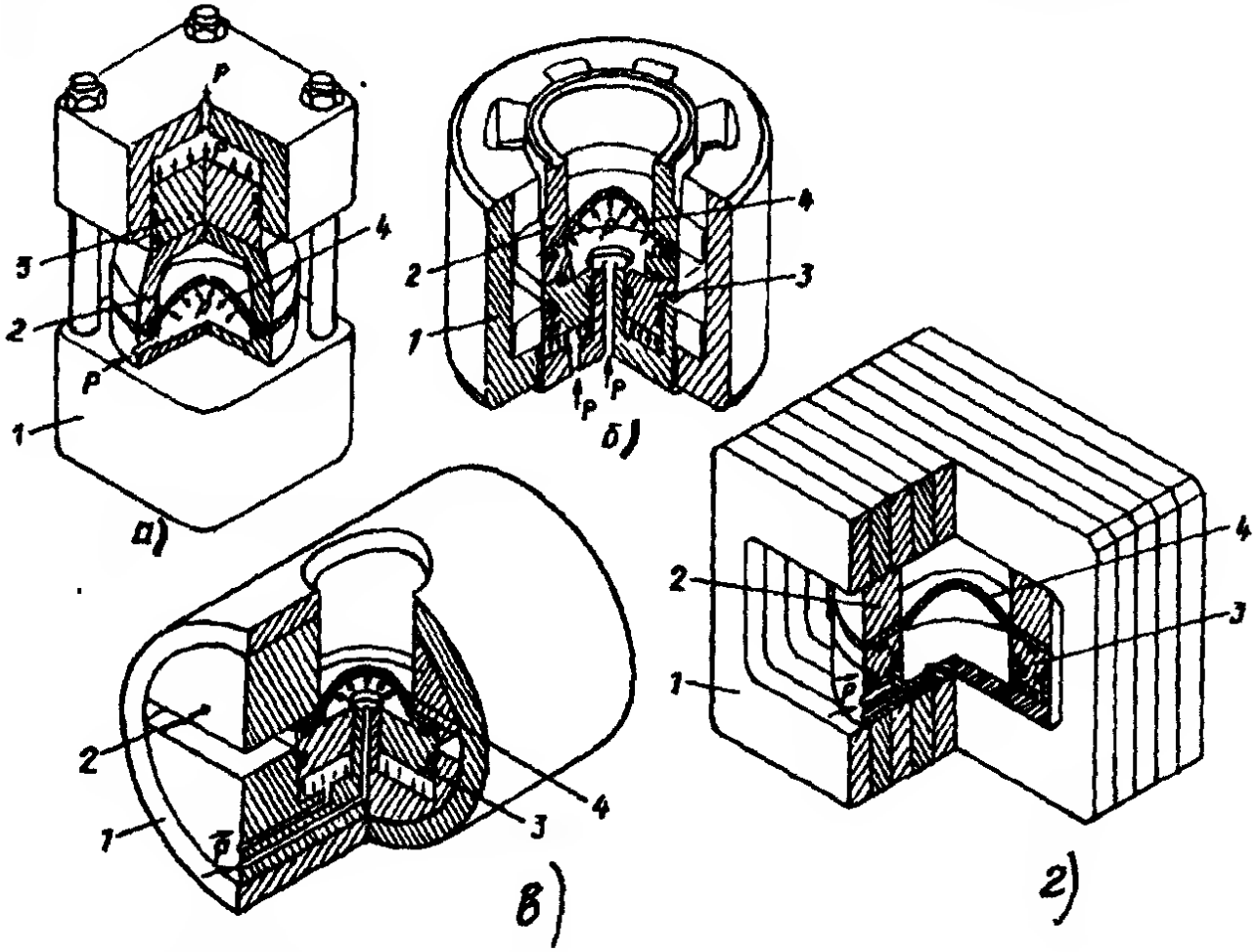


Рис.6.3.10. Конструктивные схемы установок для испытаний при двухосном растяжении методом выпучивания

матрица *2*, гидроприжим *3*. С помощью последнего образец *4* закрепляется по контуру. Запорное устройство, предназначенное для ограничения взаимного перемещения матрицы и гидроприжима, в процессе испытания воспринимает весьма значительные усилия. Поэтому конструктивное оформление этого узла во многом определяет общую компоновку испытательной установки. Описание особенностей вариантов установок, схематически показанных на рис.6.3.10, и анализ их работы приведены в [136].

Установки для испытаний листового металла и сварных соединений методом выпучивания в серийном исполнении не выпускаются. Среди рассмотренных выше схем наибольшее использование получила схема УДР-МГТУ (рис.6.3.10,*б*).

Конструктивная схема установки УДР-1 при настройке ее на испытание выпучиванием через круговое отверстие показана на рис.6.3.11. Нижняя плита *3*, закрепленная на столе *2* основания *1*, является ступенчатым цилиндром высокого давления, в который устанавливают либо малый поршень 4 диаметром 360 мм, либо большой поршень 6 диамет-

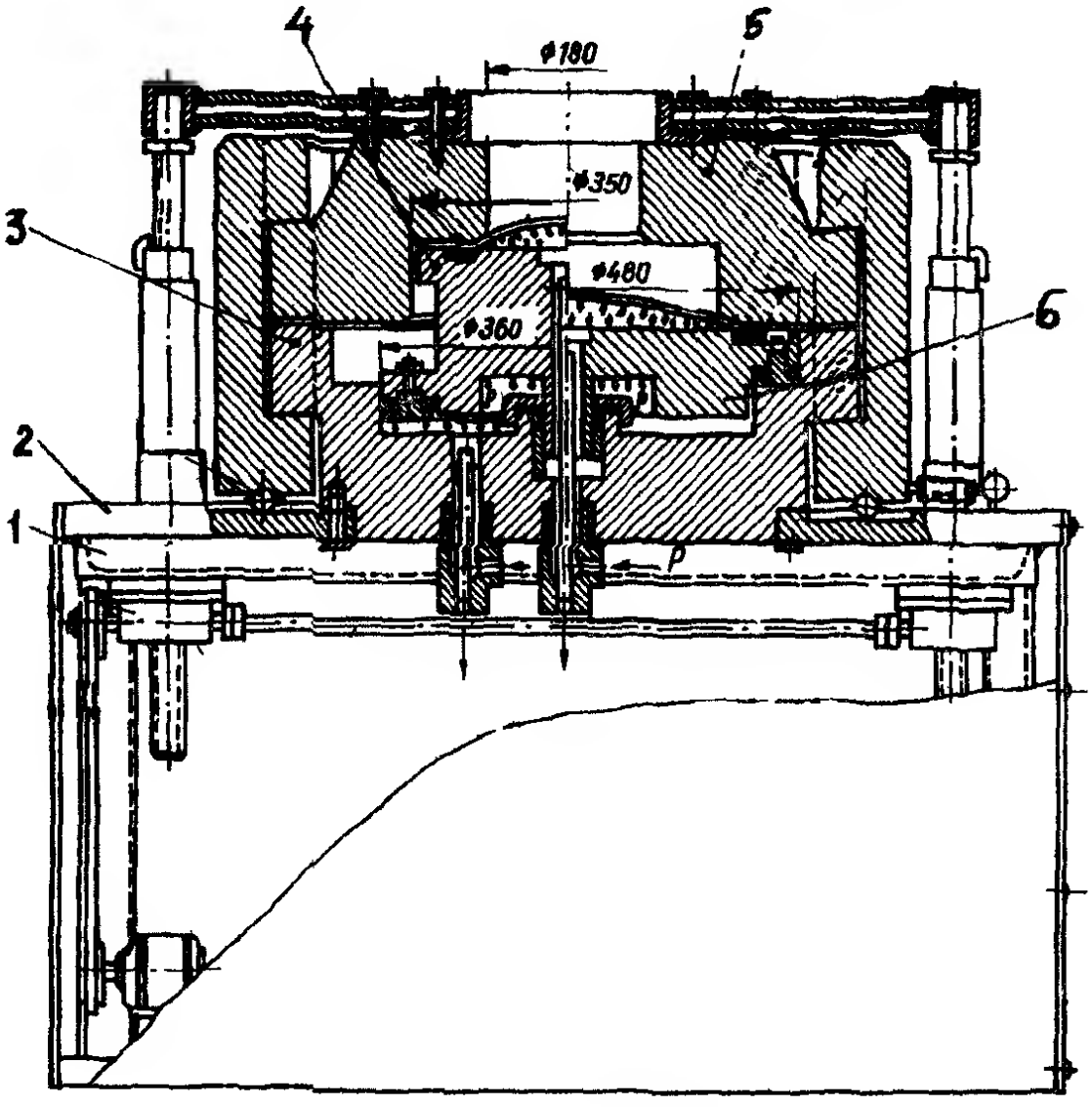


Рис.6.3.11. Конструктивная схема установки УДР-1

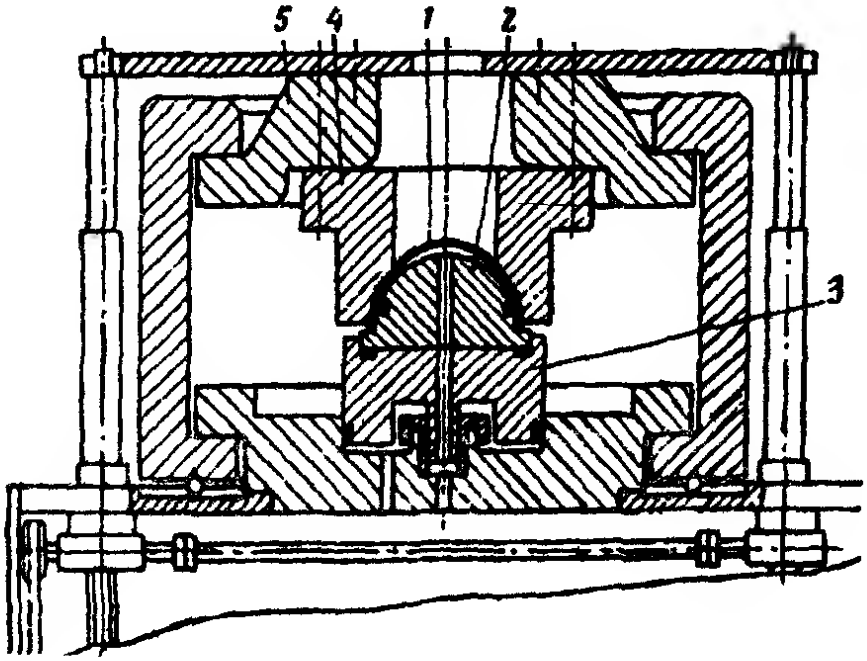


Рис.6.3.12. Схема переналадки установки УДР-1 на испытание выпучиванием цилиндрической панели

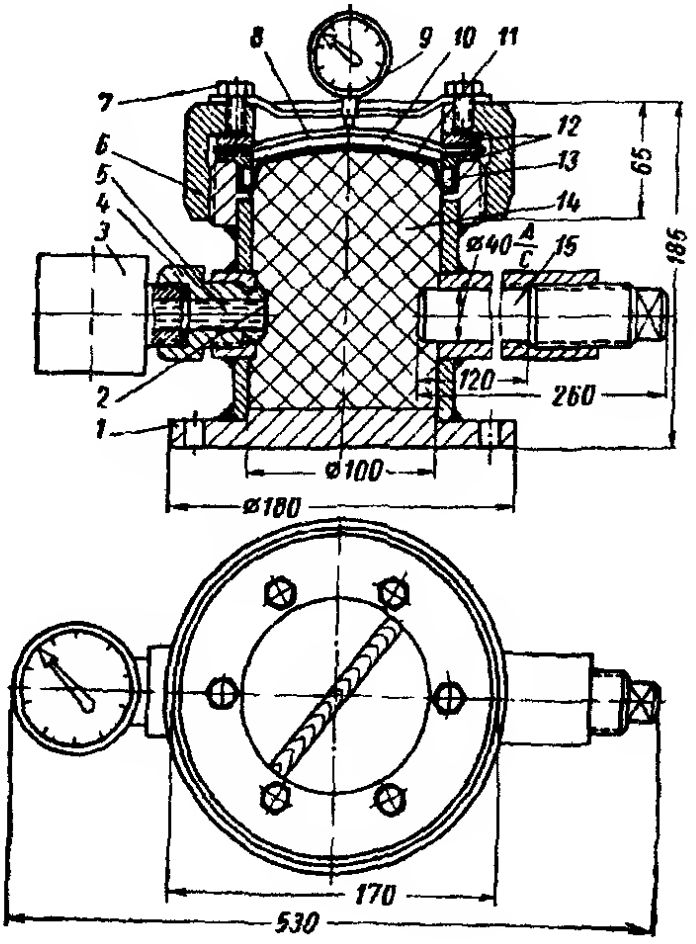


Рис.6.3.13. Нагружающее устройство ЛТП2-5:
1 — корпус; *2* — резиновая мембрана; *3* — манометр; *4* — переходная втулка; *5* — глицерин; *6* — запорное кольцо; *7* — болт; *8* — образец; *9* — индикатор; *10* — резиновая прокладка; *11* — резиновый обтюратор; *12* — закаленные нарезные кольца; *13* — кольцо; *14* — гидропластмасса; *15* — плунжерная пара

ром 480 мм. Верхняя плита 5 является матрицей со ступенчатым отверстием, позволяющим испытывать образцы разных размеров. Более детальное описание установки УДР-1 приведено в работе [131].

Переход от испытаний плоских образцов к испытаниям цилиндрических панелей на установке УДР-1 достигается использованием сменных деталей. Схема такой переналадки показана на рис.6.3.12. На поршень *3* устанавливают цилиндрический пуансон *2*, а к верхней плите *5* крепят матрицу *4*, имеющую в цилиндрической поверхности круговое или эллиптическое отверстие. Подачей давления под поршень *3* образец *1* зажимают между цилиндрическими поверхностями матрицы *4* и пуансона *2*, а затем подачей давления под образец осуществляют выпучивание через отверстие цилиндрической матрицы.

Другой тип устройства — ЛТП2-5 [179] нашел применение при испытаниях стыковых соединений тонколистового металла на замедленное разрушение в условиях двухосного растяжения (рис.6.3.13). Образец *8* жестко закрепляют по фланцу в корпусе *1* с помощью запорного кольца *6* и болтов *7*. Нагружение равномерным давлением создают гидропластмассой 14 продвижением плунжера *15*. Высокое сопротивление пластмассы истечению через малые зазоры обеспечивает сохранение заданного давления под образцом почти постоянным в течение долгого времени.

§ 6.4. Статические и ударные испытания на одноосный изгиб

Простейшим является испытание стыкового сварного соединения на статический изгиб в соответствии с ГОСТ 6996-66. Стандартом регламентированы форма и размеры образцов для испытаний.

Образец типа XXVI–продольное расположение шва по осевой линии образца (рис.6.4.1,*б*), типа XXVII и XXVIII имеет поперечное расположение шва, как показано на рис.6.4.1,*а*. Для образцов XXVII и XXVIII регламентированы радиусы опор r в зависимости от толщины a (рис.6.4.1,*в*).

Размер пуансона D обычно равен $2a$. Образцы перед испытанием механически обрабатывают, толщина образца должна быть равна толщине листового металла.

Испытание состоит в изгибе образца до появления трещины в растянутой зоне. Путем такого испытания определяют пластичность стыковых сварных соединений. Мерой пластичности является угол α (рис.6.4.1,*г*), по достижении которого появляется трещина. Так как пластичность в виде угла α в расчетах не используют, то данную механическую характеристику следует рассматривать как сравнительную. В отношении испытаний образцов, вырезанных вдоль сварного соединения, объективность результатов оценки пластичности соединения по углу загиба сомнений не вызывает. Все зоны соединения независимо

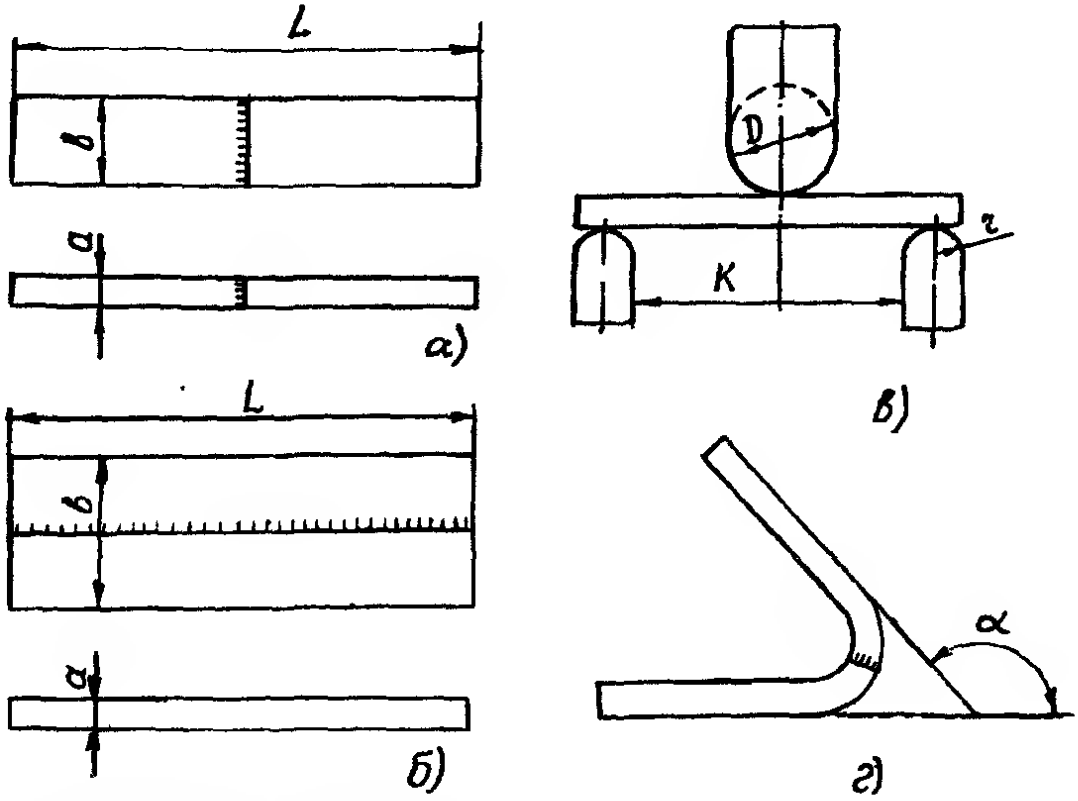


Рис.6.4.1. Образец для испытаний на определение угла загиба:
а — с поперечным расположением шва; *б* — шов расположен вдоль образца; *в* — схема испытания; *г* — схема измерения угла α

от уровня прочности и пластичности деформируются при изгибе одинаково и трещина появляется в наименее пластичной зоне. Следует лишь иметь в виду, что полная оценка может быть получена при испытании двух разновидностей образцов с растяжением лицевой и с растяжением корневой частей соединения.

При поперечном шве результат мало зависит от расположения образца под пуансоном только в случае полной механической однородности во всех зонах сварного соединения. Чем больше различия в механических свойствах отдельных зон соединения, тем в большей степени результат испытания будет зависеть от расположения образца под пуансоном. Имеется тенденция к сосредоточению изгиба в зоне с наиболее низким пределом текучести металла. Если эта зона оказывается под пуансоном, то она в основном и воспринимает деформацию изгиба. Более прочные, но, как правило, менее пластичные зоны деформируются при этом меньше. Если под пуансоном расположить более прочную зону, то при значительной разнице в механических свойствах можно даже наблюдать, как деформируются соседние более мягкие зоны соединения, в то время как более твердый участок не прилегает по всей поверхности пуансона и испытывает меньшую деформацию, чем следовало бы случае полной механической однородности.

При высокой пластичности металла трещина может не появляться вплоть до α, равного 180°. Поэтому сравнение вариантов сварных соединений с высокой пластичностью оказывается невозможным при использовании данного метода.

Испытания металлов на ударный изгиб при пониженной, комнатной и повышенной температурах проводят в соответствии с ГОСТ 9454-78. Имеется 20 типов образцов, первые 19 имеют вид, показанный на рис.6.4.2,*а*. Длина их 55 мм. Отличаются образцы между собой видом надреза, который может быть U-образным (тупым), V — образным (острым) и в виде трещины, а также размером ширины *B*, которая составляет 10, 7,5, 5, 2 мм. Высота *H* равна 10 мм, кроме образцов шириной 2 мм, у которых высота 8 и 9 мм. Размеры надрезов показаны на рис. 6.4.2,*б,в,г*, размер *h* для ряда образцов равен 3 мм.

Образцы длиной 55 мм устанавливают на опоры, расстояние между которыми 40 мм. Удар наносится со стороны, противоположной надрезу. Мерой ударной вязкости является работа разрушения образца, отнесенная к начальной площади поперечного сечения образца. Ударная вязкость обозначается *KC*, а с учетом вида надреза — *KCU, KCV, KCT*; последнее обозначение относится к образцам с трещиной.

В применении к сварным соединениям используют те же образцы, что приведены в ГОСТ 9454-78, но процедура вырезки образцов и расположение надреза регламентированы ГОСТ 6996-66. Надрезы могут создаваться в различных зонах сварного соединения: по шву (вдоль и поперек слоев), по линии сплавления, по зоне, нагревавшейся до определенной температуры и т.д.

Разработаны нестандартные методы испытаний сварных соединений на статический и ударный изгиб с использованием образцов, содержащих естественную концентрацию напряжений.

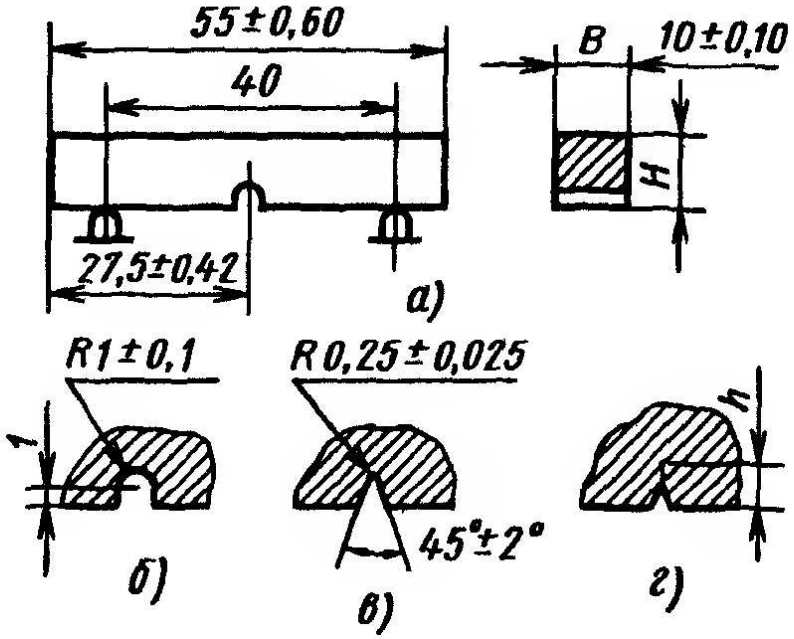


Рис.6.4.2. Типы образцов для испытаний на ударный изгиб

Рассмотрим вначале метод испытаний для определения пластичности зоны перехода от наплавленного металла к основному для стыковых соединений и соединений с угловыми швами. В простейшем варианте для сравнительных оценок металлов, режимов сварки и термических обработок, а также форм перехода от швов к основному металлу [63] может быть использована форма образцов, представленная на рис.6.4.3,*б*. Размеры образцов для толщин δ от 4 до 40 мм: $B = 5\,\delta$, $b = 2{,}5\,\delta$, $r = \delta/2$ для всех δ. Испытание состоит в консольном изгибе образца до появления трещины. Размер b взят превышающим толщину в 2,5 раза для того, чтобы в средней части по ширине образца обеспечить условия плоской деформации при изгибе, т.е. $\varepsilon_x = 0$. Результаты измерений деформаций ε_x после изгиба образцов показали, что они действительно близки к нулю на большей части ширины образца, а у боковых поверхностей у выточек, где $\sigma_x = 0$, они отклоняются от нулевых значений, так как в этой зоне имеет место переход от плоского напряженного состояния (на поверхности выточек) к плоскому дефор-

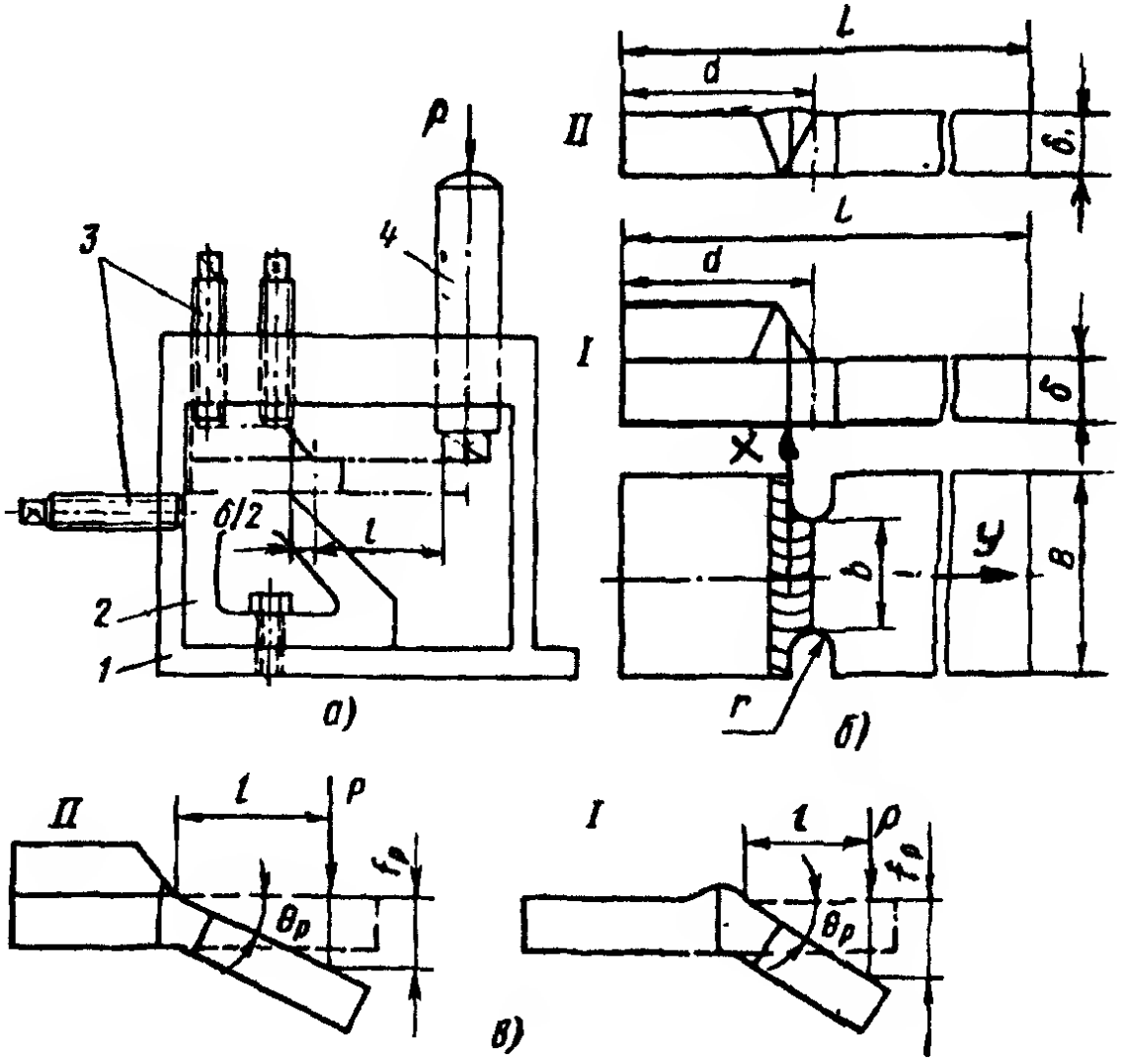


Рис.6.4.3. Схема испытания (*а*) сварного соединения для определения угла изгиба: 1 — корпус; 2 — опора; 3 — упорные болты; 4 — шток. Типы образцов (*б*); *I* — с угловым швом; *II* — со стыковым швом. Вид образцов после испытания (*в*).

мированному состоянию (средняя часть, где $\varepsilon_x = 0$). Присутствие выточек, которые создают ненужную дополнитедьную концентрацию пластических деформаций ε_y на боковых поверхностях, является вынужденной мерой, так как без выточек в деформации участвует слишком большой участок образца в направлении размера l (рис. 6.4.3,*в*).

В качестве меры пластичности испытываемой зоны соединения принят угол Θ_p, при котором появляется трещина. Он определяется из геометрического соотношения между прогибом f_p и плечом консоли l, взятым условно до линии сплавления, а не до точки края опоры (рис.6.4.3,*в*):

$$\Theta_p = \operatorname{arctg}(f_p / l). \qquad (6.4.1)$$

При наличии усиления у стыкового шва, а тем более в образце с угловым швом, отличие фактического угла Θ_p от рассчитанного по формуле (6.4.1) невелико. Наличие формулы (6.4.1) позволяет определять значения Θ_p и при хрупких разрушениях образцов, когда вследствие полного разделения образца определять Θ_p по положению плоскостей двух частей образца не удается.

Средняя разрушающая деформация $\varepsilon_{ср\,р}$ с невысокой точностью может быть определена по следующей приближенной формуле

$$\varepsilon_{ср\,р} \approx \frac{\Theta_p}{2}. \qquad (6.4.2)$$

Формула (6.4.2) получена в предположении, что деформации ε_y, вызывающие поворот Θ, распределены равномерно в пределах участка выточки $2r$. В действительности фактическое значение $\varepsilon_{ср\,р}$ больше, чем найденное по (6.4.2), так как деформации распределены на длине $2r$ неравномерно.

По сравнению с основным металлом сварные соединения при использовании описанного метода испытаний могут иметь существенно более низкую пластичность. Ее снижение можно характеризовать коэффициентом снижения пластичности соединения

$$\eta_{пл} = \frac{\varepsilon'_{ср\,р}}{\varepsilon_{ср\,р}}, \qquad (6.4.3)$$

где $\varepsilon'_{ср\,р}$ и $\varepsilon_{ср\,р}$ — средняя разрушающая деформация сварного соединения и основного металла соответственно. Более детально изложение методики и результатов испытаний образцов, показанных на рис.6.4.3, приведено в работе [63].

Испытания по определению Θ_p могут быть выполнены и без использования специального приспособления (6.4.3,*а*) на стандартных испытательных машинах, способных создавать сжатие. Схема такого испытания представлена на рис.6.4.4 [44] В этом случае число образцов

оказывается вдвое большим, чем описано выше. Два одинаковых образца *4* (рис.6.4.4,*а*) должны быть либо стянуты накладками *2* и *5*, либо сварены по стыку *3*. Пуансон *1* испытательной машины должен быть плоским и достаточно широким (размер *b*), чтобы обеспечить поступательное движение накладки *2* без ее поворота. Тогда углы изгиба Θ у левого и правого образцов окажутся одинаковыми вплоть до появления трещины у одного из них или у обоих сразу. Ширина накладки *2* должна соответствовать положению краев выточек у образцов.

Испытание нахлесточных соединений может быть выполнено также по схеме на рис.6.4.4,*а* или по схеме на рис.6.4.4,*б*. В последнем варианте образцы либо предварительно сварены по стыку *3*, либо специально изготовлены как единое целое.

Более информативным, но и более сложным является определение $\varepsilon_{ср.р}$ при статическом изгибе путем регистрации деформации $\varepsilon_б$ на так называемой характерной базе, расположенной на тыльной гладкой стороне образца напротив линии сплавления (рис.6.4.4,*в,г*). Все остальные элементы испытания, описанные выше и касающиеся схемы нагружения, установки и закрепления образцов, остаются без изменения. Характерная база $\varepsilon_б$ должна иметь размер *AB* не более 0,25 δ и располагаться в средней по ширине части образца, где имеется плоское деформированное состояние. Увеличение размера *AB* более чем 0,25 δ приводит к включению в базу измерения участков, которые имеют меньшую деформацию, чем в средней части базы *AB*.

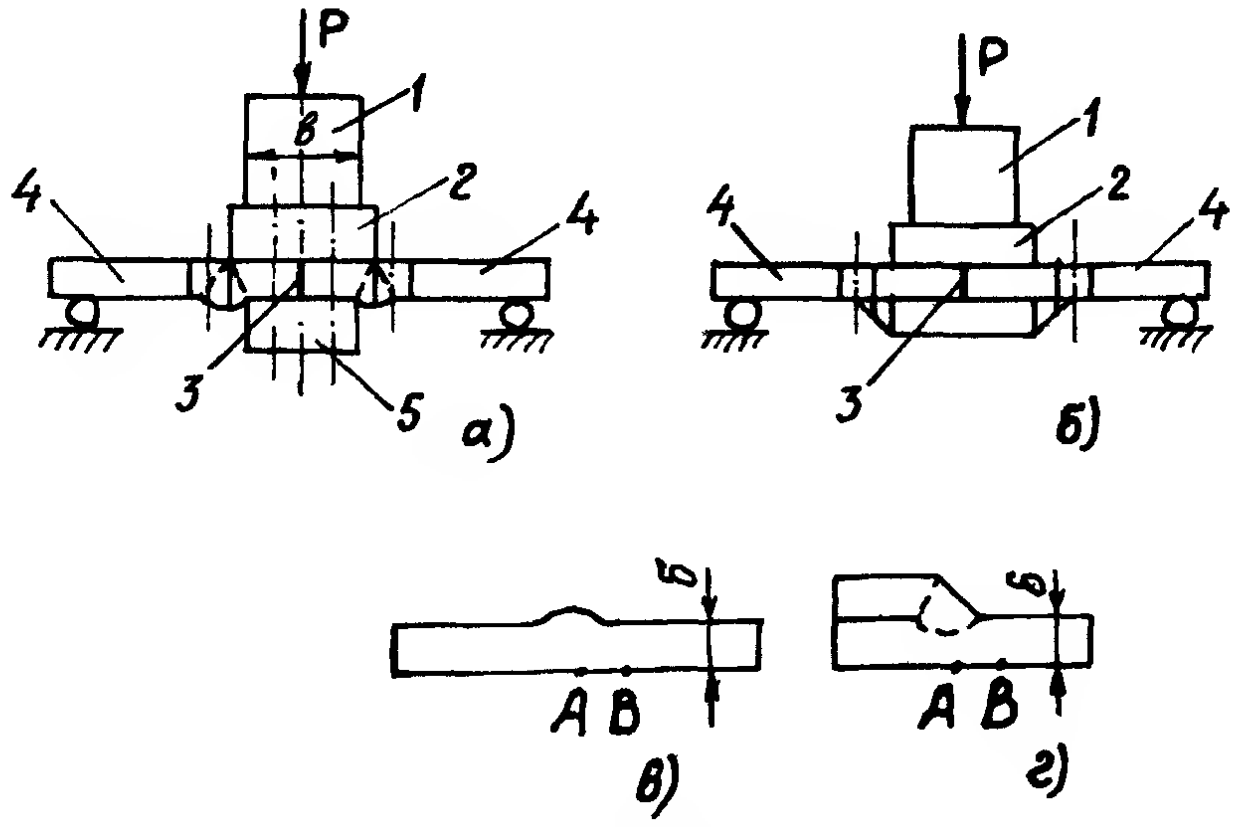


Рис.6.4.4. Спаренные образцы для испытаний на изгиб:
а — со стыковым швом; *б* — с угловым швом; *в, г* — расположение базы на образцах

Между значениями $\varepsilon_{б\,р}$ и $\varepsilon_{ср.р}$ имеется связь, установленная экспериментально и расчетно, путем решения упругопластических задач методом конечных элементов. Для стыковых швов $\varepsilon_{ср.р} \approx 1{,}0 \ldots 1{,}1\ \varepsilon_{б\,р}$, для соединений с угловыми швами $\varepsilon_{ср.р} \approx 1{,}2 \ldots 1{,}3\ \varepsilon_{б\,р}$.

Если образец разрушается хрупко, что не позволяет остановить нагружение в момент появления трещины, то испытания должны проводиться с использованием спаренных образцов (рис. 6.4.4). Неразрушенный образец из пары скрепленных является образцом-свидетелем.

Рассмотренные выше различные приемы определения пластичности сварных соединений по зоне перехода шва к основному металлу могут быть использованы и для определения свойств металла вблизи непровара в стыковых соединениях.

При проведении ударных испытаний практически не удается прекратить нагружение в момент появления трещины в сварном соединении. Обычно используют запись процесса нагружения с последующим отысканием точки на диаграмме, где появилась трещина. При хрупких разрушениях на диаграммах имеются четкие признаки, свидетельствующие о появлении трещины. При вязких и вязкохрупких формах разрушения начальная стадия появления трещины фиксируется плохо.

Механический метод прекращения деформации образца при ударном нагружении с использованием спаренных образцов является практически единственным путем получения данных о пластичности соединений при ударе. Прекращение деформации одного из образцов можно обеспечить на основе принципа саморегулирования силовых факторов [44]. Так, если использовать плоский широкий пуансон (рис.6.4.5,*а*), то в процессе нагружения обеспечивается в определенных пределах равенство упругопластических деформаций образцов при их совместном нагружении. Объясняется это тем, что при различном сопротивлении деформации у левого и правого образцов прямоугольная эпюра нагрузки q превращается в трапецивидную при совершенно незначительном увеличении деформации одного из образцов (в примере на рис.6.4.5,*а* — правого). Смещение равнодействующей силы P влево увеличит реакцию R_1 по сравнению с R_2, что увеличит отношение M_1 / M_2, т.е. приведет к возрастанию деформации левого образца и практическому выравниванию деформации в обоих образцах. В этом состоит так называемый принцип саморегулирования деформаций образцов, причем двухопорный пуансон (рис. 6.4.5,*б*) оказывается более практичным. Если исходить из условий прекращения процесса саморегулирования в момент, когда $q = 0$ в крайней точке, то требуемая ширина пуансона равна:

для плоского пуансона

$$B_{пл} = 3\ l \frac{A - 1}{A + 1}, \qquad (6.4.4)$$

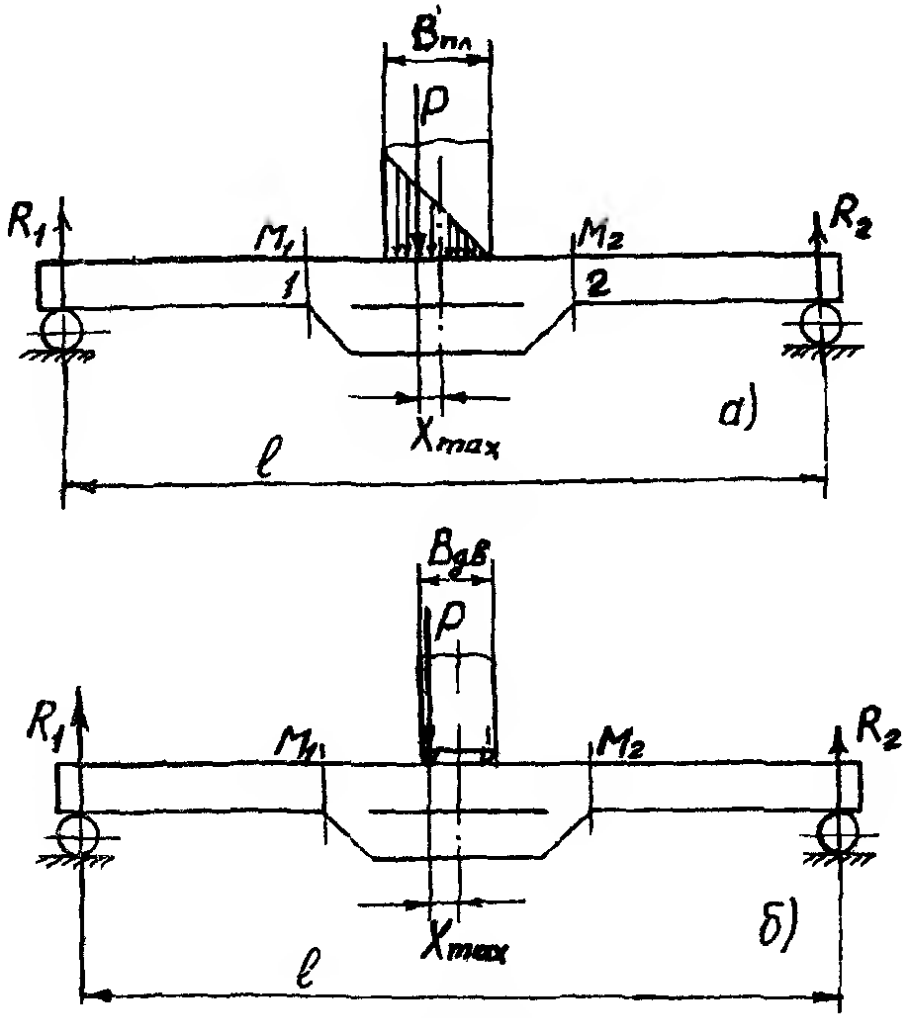


Рис.6.4.5. Величина смещения (X_{max}) равнодействующей силы P в зависимости от конструкции бойка:
а — плоский боек; *б* — двухопорный боек

для двухопорного пуансона

$$B_д = l\,\frac{A-1}{A+1} + a\,, \qquad (6.4.5)$$

где $A = \dfrac{M_б}{M_м}$ — коэффициент, показывающий отношение моментов в ослабленных сечениях у более прочного $M_б$ и менее прочного $M_м$ образцов, до которого должен действовать принцип саморегулирования. Если A взять большим и соответственно B также большим, то все пары образцов будут давать разрушение обоих образцов. Если взять A и B слишком малыми, то во всех случаях будет разрушаться только один образец в паре, что не будет гарантировать близость деформации неразрушенного образца и критической (разрушающей) деформации другого образца. В статистической постановке, имея в виду, что диаграммы деформирования различных образцов в партии имеют рассеяние, вопрос исследован в работе [309]. Анализ результатов

исследования показал, что испытание пары образцов сосредоточенной силой для получения деформационных критериев по образцу — свидетелю, как это принято в методе Каназавы для определения δ_c, является некорректным.

§ 6.5. Испытания на статический и малоцикловый двухосный изгиб

Двухосный изгиб характерен для стенок оболочек с элементами жесткости при нагружении их наружным или внутренним давлением. Несущая способность и долговечность таких конструкций в значительной степени определяется технологией выполнения сварных соединений и состоянием поверхности листовых элементов. Имитация условий, близких к работе реальной конструкции, наиболее просто и полно достигается при испытаниях плоских круглых дисков натурной толщины, шарнирно опираемых по круговому контуру матрицы.

Статическое нагружение центральной силой (рис.6.5.1,*а*) иногда используют для оценки сопротивления материала хрупкому разрушению [327]. Более характерны два других типа испытания: *1)* на замедленное разрушение при статическом нагружении с выдержкой под постоянной нагрузкой в течение заданного времени или до разрушения; *2)* на мало-

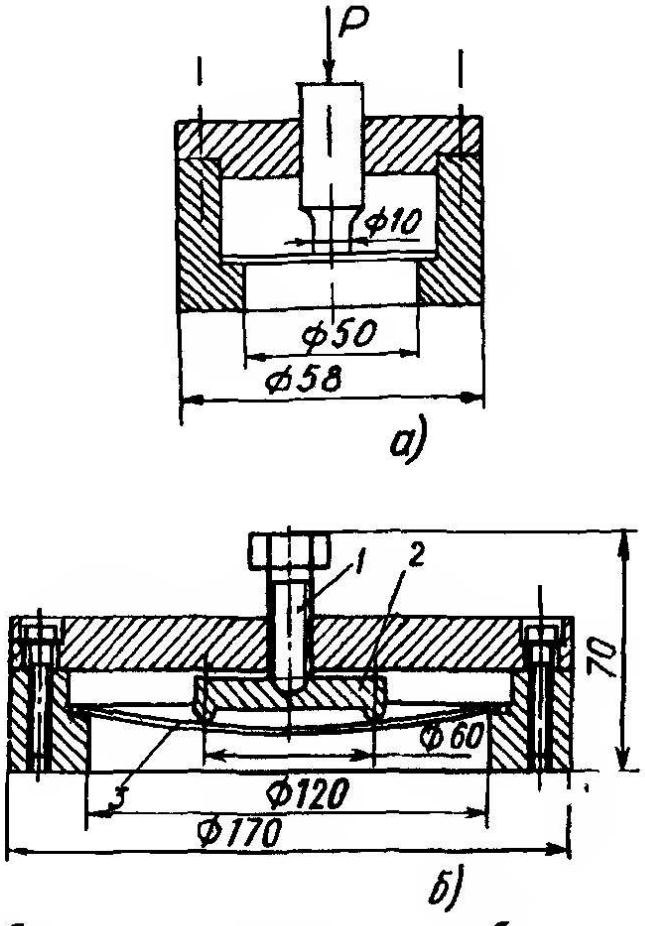


Рис.6.5.1. Приспособления для нагружения малогабаритных дисковых образцов на двухосный изгиб

цикловую усталость, когда нагрузка изменяется по заданной программе. Стандарты на такие испытания отсутствуют.

При испытаниях на замедленное разрушение нагружение малогабаритного образца *3* можно осуществить механическим путем (рис.6.5.1,*б*) при помощи винта *1* через опорый диск *2*. Выпуклая поверхность образца *3*, ограниченная диаметром опорного диска, находится в условиях двухосного осесимметричного напряженного состояния с растягивающими компонентами напряжения [289]. Дисковый образец может иметь диаметральный прямой или круговой шов. Заданный уровень напряжения на поверхности обеспечивают либо расчетным определением требуемого изгиба, либо тензометрированием. Результаты таких испытаний позволяют судить о стойкости сварных соединений против замедленных разрушений в зависимости от материала, технологии сварки, уровня остаточных напряжений, присутствия коррозионной среды.

При испытаниях на малоцикловую усталость применительно к оценке сопротивления возникновению и росту поверхностных трещин в сварных соединениях оболочковых конструкций с толщиной стенки 10...100 мм наиболее подходящей является схема двухосного изгиба с подачей давления жидкости в полость под дисковым образцом, как показано на рис.6.5.2. Эта схема оказывается особенно целесообразной при исследовании действия коррозионной среды, поскольку для оценки работоспособности листового металла и сварных соединений в этих условиях должны обеспечивать создание требуемого поля растягивающих напряжений именно на поверхности соприкосновения металла со средой, тогда как распределение напряжений по толщине металла имеет меньшее значение. Это позволяет существенно упростить испытательное

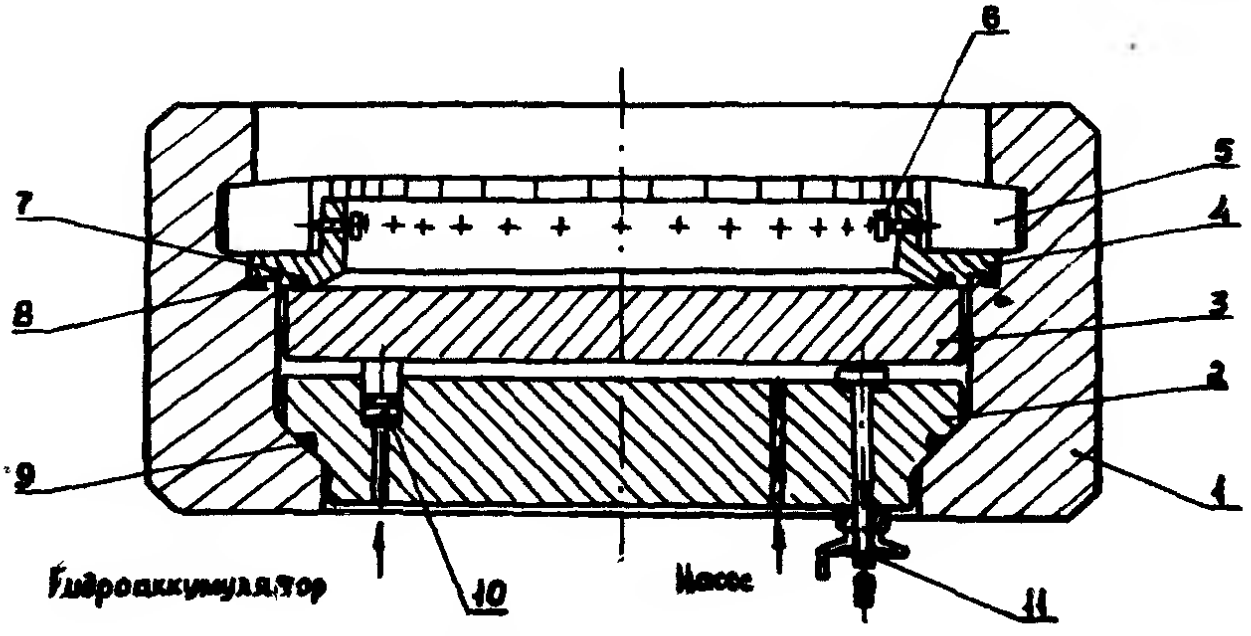


Рис.6.5.2. Схема установки для испытаний крупногабаритных дисковых образцов в условиях двухосного изгиба, в том числе при наличии коррозионной среды

оборудование, используя двухосный изгиб вместо двухосного растяжения при испытаниях элементов значительной толщины.

Для исследования зарождения и развития разрушения в элементах корпусных конструкций авторами работы [156] разработаны установки, позволяющие производить испытания дисковых образцов диаметром 240...1300 мм. Так, установка УДИ-15 (рис. 6.5.2) позволяет испытывать образцы диаметром 1300 мм, толщиной до 100 мм [326]. Внутри массивного кольца *1* располагается жесткое днище *2* с уплотнением *9* и штуцером для подачи нагружающей жидкости. Сверху внутрь кольца *1* укладывают образец *3* и обод *4*, после чего в пазы кольца *1* заводят сегменты *5*, закрепляя их нажимными болтами *6* обода *4*. Уплотнения *7* и *8* герметизируют полость под образцом и при подаче давления в эту полость обод *4* с сегментами *5* служат кольцевой опорой, обеспечивающей нагружение образца *3* по схеме двухосного изгиба. Опускание образца *3* внутрь кольца *1* перед испытанием и подъем его после испытания обеспечивает домкратное устройство *11*. Перед подачей рабочего давления от гидроаккумулятора поршеньки *10* приподнимают образец *3* до соприкосновения с уплотнением *7*.

Разделение процесса разрушения на стадии зарождения и развития трещины имеет условный характер. Применительно к малоцикловому нагружению элементов с механически необработанной поверхностью авторы [156] считают наиболее приемлемым визуальный метод обнаружения трещины с использованием лупы с 5...10-кратным увеличением. При наличии исходного надреза нередко используют датчик с упругим элементом, фиксирующий раскрытие берегов этого надреза. При постоянной амплитуде малоциклового нагружения размах раскрытия на стадии зарождения трещины практически не изменяется. Поэтому начало его увеличения свидетельствует, что трещина возникла.

Рассмотренную схему испытаний толстолистовых дисков двухосным изгибом эффективно используют для экспериментального обоснования тех или иных конструктивно-технологических решений. Так, в работе [329] исследовали сопротивление малоцикловой усталости биметаллических листовых элементов, полученных прокаткой предварительно наплавленных слябов до толщины 30 мм при толщине плакирующего слоя 3 мм. В качестве основного слоя использовали сталь 12ХНМА, термообработанную на предел текучести $\sigma_{0,2}$ = 1340 МПа, тогда как предел текучести металла плакирующего слоя $\sigma_{0,2}^{пс}$ выбирали в пределах от 270 до 1070 МПа. Испытания биметаллических дисковых образцов в условиях пульсирующего двухосного изгиба при $\sigma_{max} = 0,7\,\sigma_{0,2}$ позволили установить, что оптимальное сопротивление малоцикловой усталости достигается при соотношении деформаций $\varepsilon_{0,2}^{пс} < \varepsilon_{max} < 1,5\,\varepsilon_{0,2}^{пс}$, когда в "мягком" плакирующем слое после первого нагружения появляются остаточные напряжения сжатия, способствующие уменьшению максимальных напряжений растяжения от циклической нагрузки.

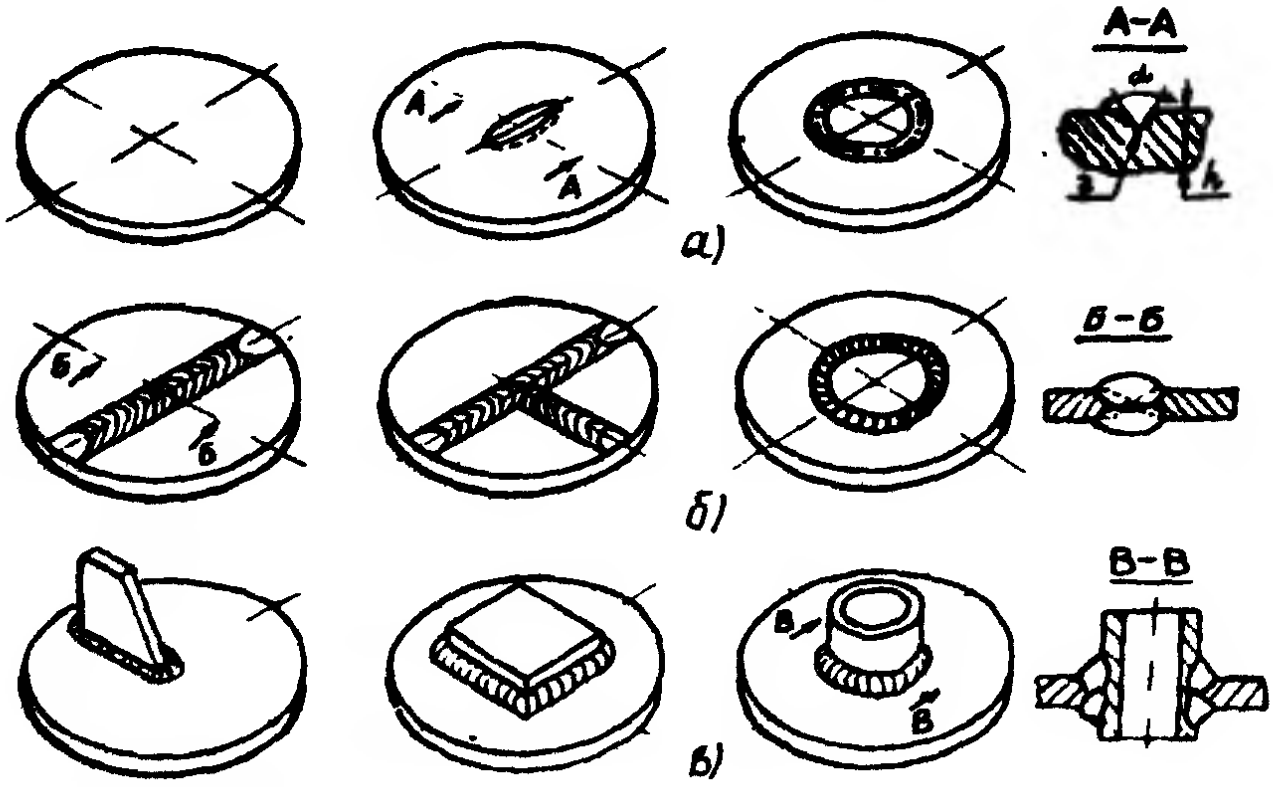


Рис.6.5.3. Образцы для испытаний при двухосном изгибе

При исследовании влияния концентрации напряжений малоцикловому двухосному изгибу подвергают плоские дисковые образцы как из основного металла при наличии и отсутствии надреза (рис.6.5.3,*а*), так и с прямолинейными или круговыми швами (рис.6.5.3,*б*), а также с приварными элементами типа ребер жесткости, бобышек и штуцеров (рис.6.5.3,*в*) [205]. Иногда используют цилиндрические панели при изгибе с растяжением [247].

Некоторые типы оболочковых конструкций в условиях эксплуатации подвергаются малоцикловому нагружению при наличии повышенного давления агрессивной среды, причем это давление может меняться одновременно с циклом нагружения. Для исследования трещиностойкости сварных соединений в этих условиях в работе [222] рекомендуется использовать специальную камеру, показанную на рис.6.5.4. Дисковый образец *7* укладывается на кольцевое уплотнение *6* ложа *1*, накрывается матрицей с круговым отверстием *3* и таким же уплотнением *6*. Для центровки образца и предварительного уплотнения полости под образцом ложе *1* и матрицу *3* стягивают болтами *2*. Герметизацию верхней полости камеры обеспечивает крышка *4* с уплотнением *5*. Напряжения на растянутой поверхности образца измеряются тензодатчиками *9*, защищенными от агрессивной среды слоем клея, провода выводятся через уплотняющий штуцер *8*. В собранном виде камеру помещали внутрь описанной ранее (см. рис.6.3.11) установки, где все части камеры сжимали усилием, намного превыщающим усилие,

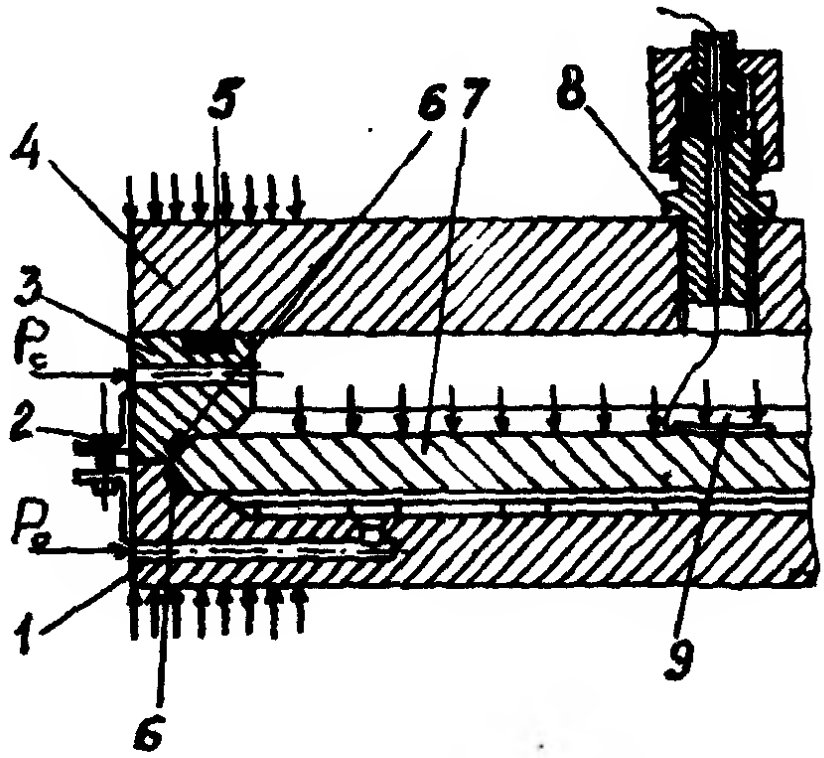


Рис.6.5.4. Камера для испытаний элементов сварных конструкций при повышенном давлении агрессивной среды

действующее на элементы камеры в процессе испытания. Испытания в этих условиях показали, что наличие повышенного давления коррозионной среды до 10 МПа, хотя и может ускорять развитие поверхностной трещины, но это ускорение невелико [283].

§ 6.6. Испытания сварных узлов стержневых конструкций из труб

Для многих стержневых конструкций целесообразно применение трубчатых элементов, сварные соединения которых в условиях эксплуатации подвержены воздействию не только статических, но и периодических нагрузок. К таким сооружениям относятся козловые и башенные краны, мачты и башни объектов связи, стрелы горнодобывающих машин, морские платформы для разведки и добычи нефти [58].

Применительно к таким конструкциям возникает необходимость прогнозирования степени надежности, долговечности и прочности на стадии их проектирования. Для анализа напряженно-деформированного состояния в зоне узловых соединений трубчатых элементов все больше используют численные методы. Однако моделирование напряженно-деформированного состояния затруднено значительными градиентами напряжений как по толщине стенки трубы, так и вдоль сварных швов, различием в геометрических размерах элементов, наличием остаточной напряженности. Это предопределяет необходимость проведения натур-

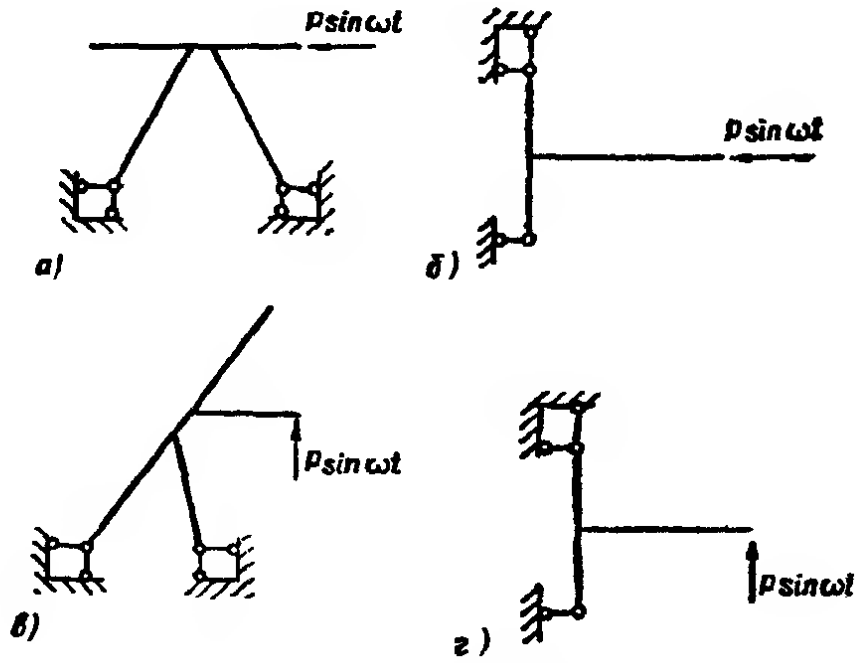


Рис.6.6.1. Схемы нагружения К-образных (*а,в*) и Т-образных узлов из труб

ных испытаний трубчатых узлов с использованием специальных устройств для оценки сопротивления усталости и кинетики разрушений.

Примером такого испытательного оборудования может служить стенд для испытаний Т и К -образных сварных узлов из труб при нагружении их осевым усилием или изгибающим моментом [291]. Конструкция стенда предусматривает сочетание кинематического и резонансного способов нагружения, позволяющее снизить нагрузки $P_в$ на возбудитель колебаний динамической системы при заданных значениях нагрузки P_0 на объект испытаний в 22,5...60 раз. Предусмотренная унификация основных узлов и устройств стенда позволяет осуществлять их комплектацию для воспроизведения требуемых схем нагружения.

Некоторые из таких схем приведены на рис.6.6.1. Применительно к нагружению К-образных соединений осевыми усилиями (рис.6.6.1,*а*) принцип работы стенда поясняет рис.6.6.2. Возбуждаемые кривошипным

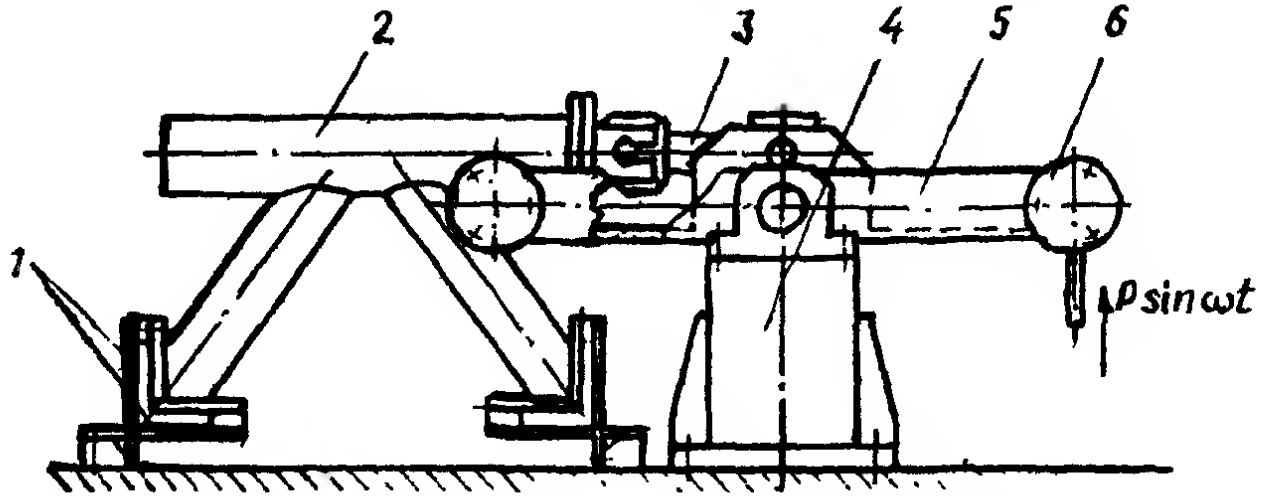


Рис.6.6.2. Схема устройства для испытаний на усталость К-образных узлов из труб

механизмом циклические нагрузки $P \sin \omega t$ устройством кинематического усиления в виде двуплечего рычага *5* на опоре *4* передаются через шатун *3* на узел *2*, закрепленный в безмоментных динамометрических опорах *1*. С помощью динамометрических опор измеряют вертикальные и горизонтальные составляющие опорных реакций. Сменные грузы *6* служат для введения системы в режим резонансных колебаний. При осевом нагружении усилием 200 кН нагрузка на шатун возбудителя не превышает 4 кН.

§ 6.7. Статические испытания угловых швов

Виды образцов и характер нагружения зависят от целей проводимых испытаний. Эти цели могут быть следующие:

1. Контрольная оценка (проверка) уровня прочности и пластичности угловых швов в связи с возможными изменениями качества сварочных материалов, режимов сварки и термической обработки, квалификации сварщиков, а также при выборе сварочных материалов и технологии сварки, обеспечивающих требуемую прочность шва.

2. Определение уровня прочности и пластичности угловых швов для установления допускаемых напряжений или нагрузок в швах в расчетах на прочность.

3. Определение предельно низких температур, до которых можно считать правомерным использование установленных при комнатных температурах значений прочности и пластичности угловых швов.

4. Проведение исследований для установления ранее неизвестных особенностей угловых швов.

При использовании испытаний в практических целях для сравнения технологий и режимов сварки необходимо ориентироваться на простые и экономичные образцы. При этом желательно, чтобы в качестве сварной заготовки можно было использовать элемент, изготавливаемый в производстве детали.

Для определения уровней прочности и пластичности, используемых в расчетах, также целесообразно изготовлять образцы из элементов производственных деталей, чтобы технология получения заготовок практически ничем не отличалась от заводской. Кроме того, необходима унификация этих испытаний с целью возможности сравнения между собой их результатов, полученных в различных лабораториях.

Следует различать испытания сложных сварных соединений с угловыми швами и испытания собственно угловых швов, то есть простейших сварных соединений со швами. В настоящем параграфе рассмотрены только испытания угловых швов.

Рекомендуемые типы образцов (рис.6.7.1) предназначены для определения механических свойств угловых швов при простейших

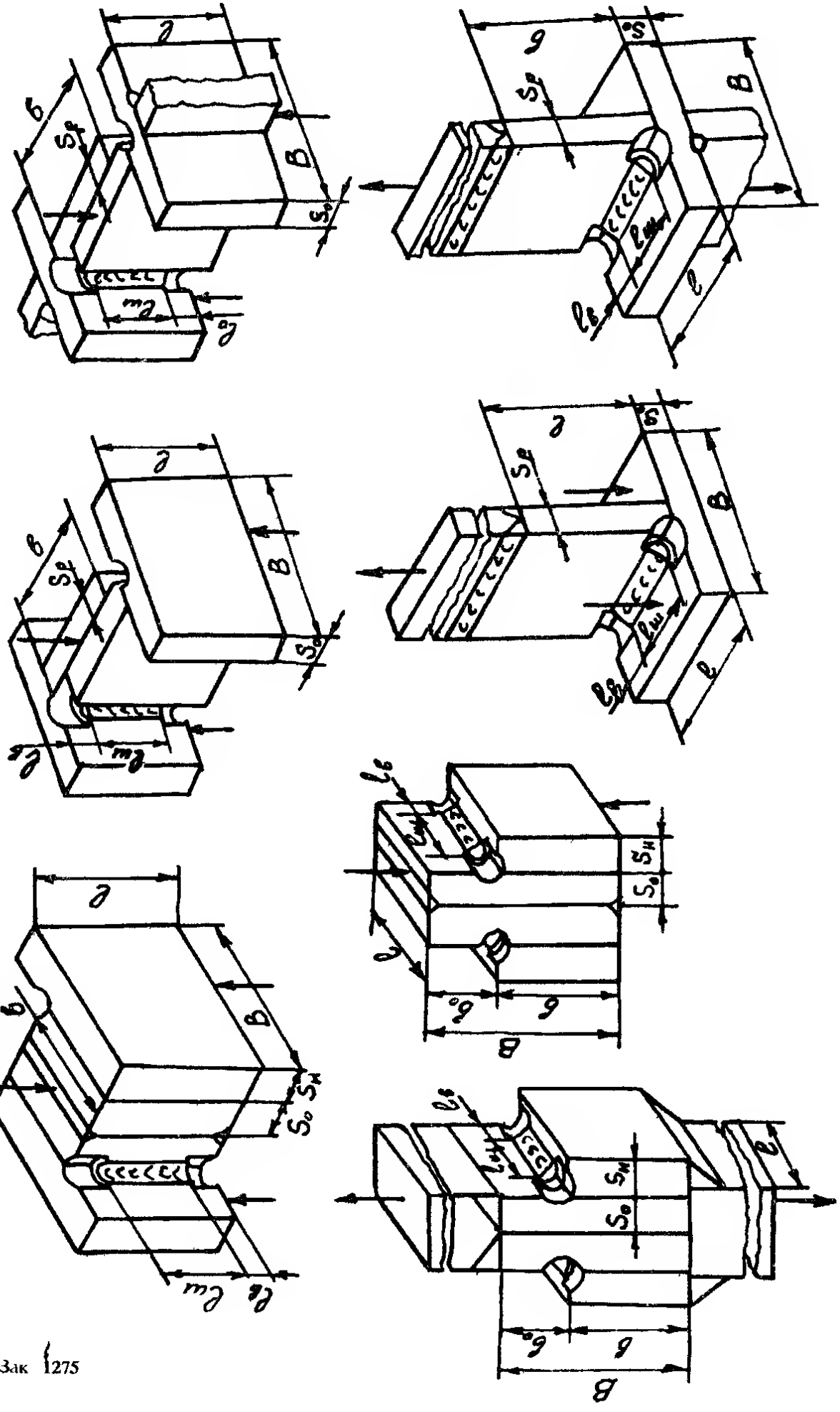


Рис.6.7.1. Типы образцов для определения механических свойств угловых швов при различных схемах нагружения

схемах их нагружения, соответствующих как минимальным, так и максимальным значениям прочности и пластичности.

При испытании определяется прочность и пластичность как самих швов, так и околошовных зон, то есть прочность и пластичность наименее прочного сечения. При определении механических свойств конкретной зоны соединения желательно, чтобы остальные участки, кроме определяемого, имели большую прочность. Этого обычно достигают подбором основного и присадочного металла, а также режимов сварки. При этом выбор размеров и формы образцов должен, как правило, обеспечивать достаточно равномерное распределение нагрузки по длине шва, а также отсутствие смятия на опорных поверхностях.

Образцы, предназначенные для отработки технологии сварки, обеспечивающей необходимые свойства швов, следует изготовлять из элементов, сваренных без изменения режима сварки. При этом длина швов, свариваемых на каждом из режимов, должна быть не менее 75 катетов, с тем чтобы можно было изготовить комплект образцов (не менее трех).

Как было установлено исследованиями, наличие зазора между сваренными угловым швом пластинами увеличивает прочность и пластичность шва. Поэтому для определения минимально возможной прочности и пластичности швов необходимо собирать и сваривать пла́стины без зазора.

Рассматриваемые образцы и методы испытаний сводят к минимуму влияние длины углового шва на прочность в случае работы его на продольный срез. Это сделано специально. Влияние длины должно учитываться либо расчетным путем, либо определяться специальными испытаниями. При пластичных формах разрушения, обычно используемых сравнительно коротких швов, влияние длины на прочность и пластичность относительно невелико.

С другой стороны, использование очень коротких швов приводит к существенному увеличению влияния концов шва на его прочность. Поэтому целесообразно принять компромиссное решение — взять минимальную длину, при которой заметное влияние концов еще не ощущается. В случае использования схемы кручения кольцевые угловые швы в соединениях внахлестку на трубах позволяют полностью исключить как влияние концов швов, так и неравномерность сил по длине. Однако образцы из труб металлоемки, технология их сварки может отличаться от применяемой на прямолинейных швах и искажать результаты испытаний. Кроме того, основной металл труб может не совпадать с исследуемым листовым металлом, а возможное трение между трубами вносит некоторые неточности в результаты.

Рекомендуемая ниже совокупность видов образцов для определения прочности и пластичности выбрана так, чтобы иметь возможность с использованием формул, приведенных в главе 8, определять прочность

при другом направлении передаваемой швом силы. Это избавляет от необходимости иметь большое число видов образцов, чтобы охватить все возможные варианты углов α и γ, опрелеляющих направление вектора силы.

Разработка конструкций образцов выполнена совместно А.В.Васильевым и А.С.Куркиным.

Характерной особенностью образцов для испытаний является то, что в них входят по два одинаковых элемента, образующих пару. Эти элементы вырезаются из длинных сварных заготовок. Толщины основных пластин, накладок и ребер (s_0, $s_н$, $s_р$) лучше брать не менее 1,6 к, так как в этом случае в пластическую деформацию не включаются основные элементы. Минимально допустимая толщина пластин, очевидно, равна катету шва.

Все размеры элементов выбираются в зависимости от катета шва. Если катеты не равны, то в качестве "к" принимается меньший из катетов. Рекомендуемые соотношения следующие: $l_ш = 5$ к, $l_{об} = 10$ к, $B = 13{,}5$ к, $b = 9$ к, $l_b = 2{,}5$ к. Для обеспечения разрушения образца по шву или околошовной зоне в образцах предусмотрено ослабление сечения, выполняемое путем фрезерной обработки. Форма углубления показана на рис.6.7.2. Вырез должен захватывать шов и основной металл на ширину $r = (0{,}1\ к + 1)$ мм. Границы шва могут быть выявлены травлением. При выполнении вспомогательных швов, соединяющих парные элементы, целесообразно проводить охлаждение образца, чтобы избежать влияния непредусмотренного повторного нагрева швов, подлежащих испытанию.

Скорость перемещения захватов испытательной машины должна обеспечивать статическое нагружение (не более одного катета в минуту).

Во время испытаний диаграмму в координатах сила — перемещение следует записывать вплоть до разрушения образца. При испытаниях

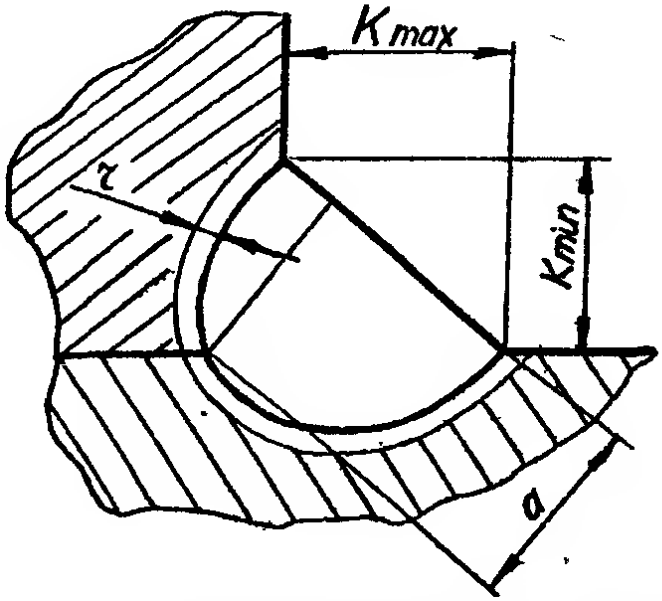


Рис.6.7.2. Форма сечения углового шва после фрезеровки его торца

на сжатие перемещения можно измерять по траверсам испытательной машины. При испытаниях на растяжение, из-за возможности проскальзывания губок захватов относительно образца, измерения перемещений целесообразно выполнять непосредственно с помощью датчика перемещений.

Перед испытаниями необходимо измерить суммарную длину испытываемых швов $l_{ш\,\Sigma}$, среднее значение катета $к$ по длине швов и минимальный размер $а$, определяемый на торцах по концам шва после травления (рис.6.7.2). Значение β можно получить как отношение $а/к$.

В результате испытания получается диаграмма в координатах P - Δ (рис.6.7.3,*а,б*). Значение разрушающей нагрузки $P_р$ находится по точке максимума на диаграмме. Значение $\Delta_р$ определяется по началу горизонтального участка, если он имеется, или по точке максимума силы. Для получения пластической составляющей перемещения $\Delta_{пл.р}$ проводят луч в точку *B*.

По результатам испытания определяют прочность единицы длины шва

$$T_р = P_р / l_{ш\,\Sigma}. \qquad (6.7.1)$$

При разрушении образца по шву можно определить условное разрушающее напряжение в шве

$$\tau_{р\,ш} = T_р / \beta\, к. \qquad (6.7.2)$$

Минимальное значение $T_р$, которое чаще всего обнаруживается при испытании на продольный срез (6.7.1), используют для получения допускаемого напряжения (см. гл.8).

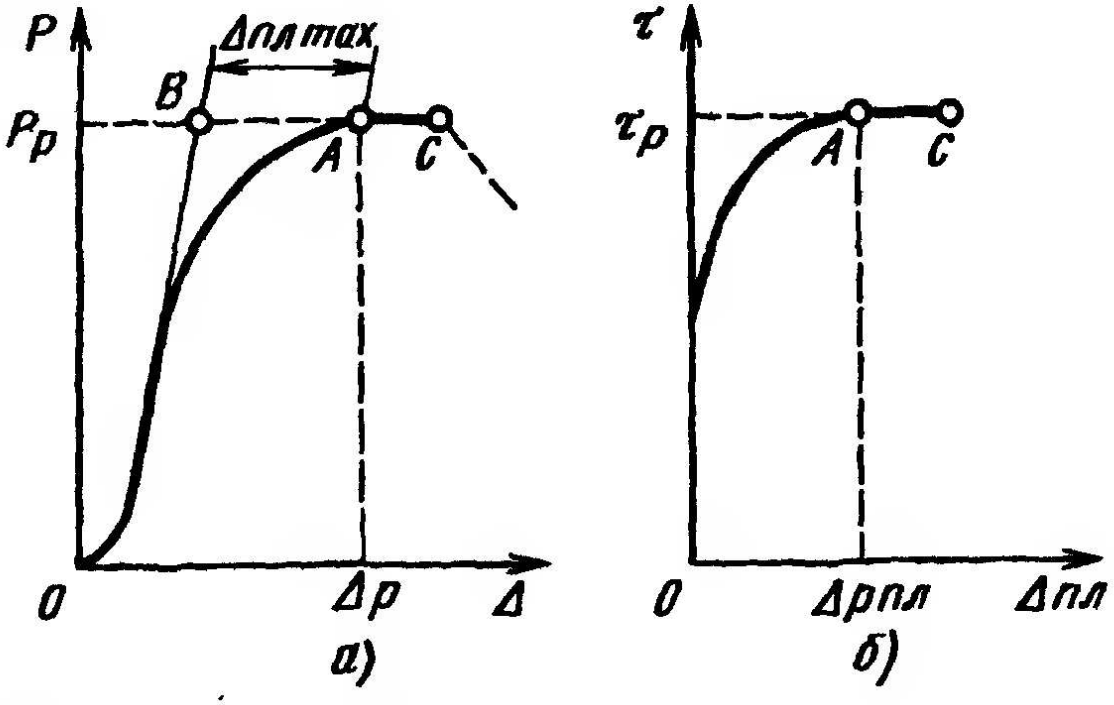


Рис.6.7.3. Диаграммы $P-\Delta$ (*а*) и $\tau-\Delta$ (*б*) по результатам испытаний угловых швов

Рассмотренные виды образцов позволяют определить прочность швов при углах $\alpha = 0, 90, 180^\circ$ (см. гл.8). Для построения диаграммы прочности C_α при других углах действия силы необходимо иметь более сложные образцы [19].

§ 6.8. Методы определения сопротивляемости сварных соединений началу движения трещины

В сварных соединениях могут встречаться трещины, трещиноподобные несплошности от сварки: непровары, несплавления, плоские шлаковые включения, а также трещиноподобные дефекты, возникающие при производстве металла: расслоения, закаты, плоские неметаллические включения и др. Сопротивляемость сварных соединений началу роста этих дефектов при однократном приложении нагрузки может оцениваться с помощью одних и тех же методов испытаний независимо от того, является ли дефект "идеальной" трещиной или он имеет технологическое происхождение. В сварных соединениях значительная часть трещиноподобных дефектов является технологическими.

Имеется много специфических особенностей, вызванных механической неоднородностью сварных соединений, которые не позволяют определить трещиностойкость сварного соединения путем испытания обычного образца с выращенной усталостной трещиной в однородном металле.

Проведение испытаний образцов с трещиноподобными дефектами в сварных конструкциях в большинстве связано с нелинейной механикой разрушения. Объясняется это тем, что практически встречающиеся сочетания размеров дефектов и толщин в сварных конструкциях находятся в таком диапазоне, что разрушения наступают, как правило, при уровнях напряжений выше предела текучести. Тем не менее рассмотрение приемов испытаний сварных соединений в рамках линейной механики разрушения является необходимым.

В зависимости от толщины металла сварного соединения, его свойств, формы разделки шва, а также возможного расположения сварочного дефекта или трещины в сварном соединении, могут быть использованы различные формы и размеры образцов для определения сопротивляемости началу движения трещины. Образец с дефектом должен быть взят либо непосредственно из элемента сварной конструкции, либо изготовлен в условиях, близких к реальным как по режимам сварки, так и по присутствию в нем дефекта на стадии выполнения сварного соединения, с тем чтобы в зоне у конца концентратора могли возникнуть свойственные сварочному процессу пластические деформации.

Непровар в стыковых и тавровых сварных соединениях может располагаться либо симметрично по отношению к шву и основному

металлу (рис.6.8.1,*а,б,г*), либо несимметрично (рис.6.8.1, *в, д*). Характерным для непровара является присутствие у вершины трещины *А* слева и справа основного металла со свойствами зоны термического влияния, а также металла шва на продолжении трещины. Если несимметрия значительна, то линия продолжения непровара проходит очень близко к околошовной зоне и при таком испытании может оказаться, что результат сильно зависит от свойств околошовной зоны, а свойства металла шва не определяются, хотя и оказывают влияние на результаты испытаний. При близких свойствах шва и околошовной зоны это несущественно. При различных — должны быть испытаны образцы как

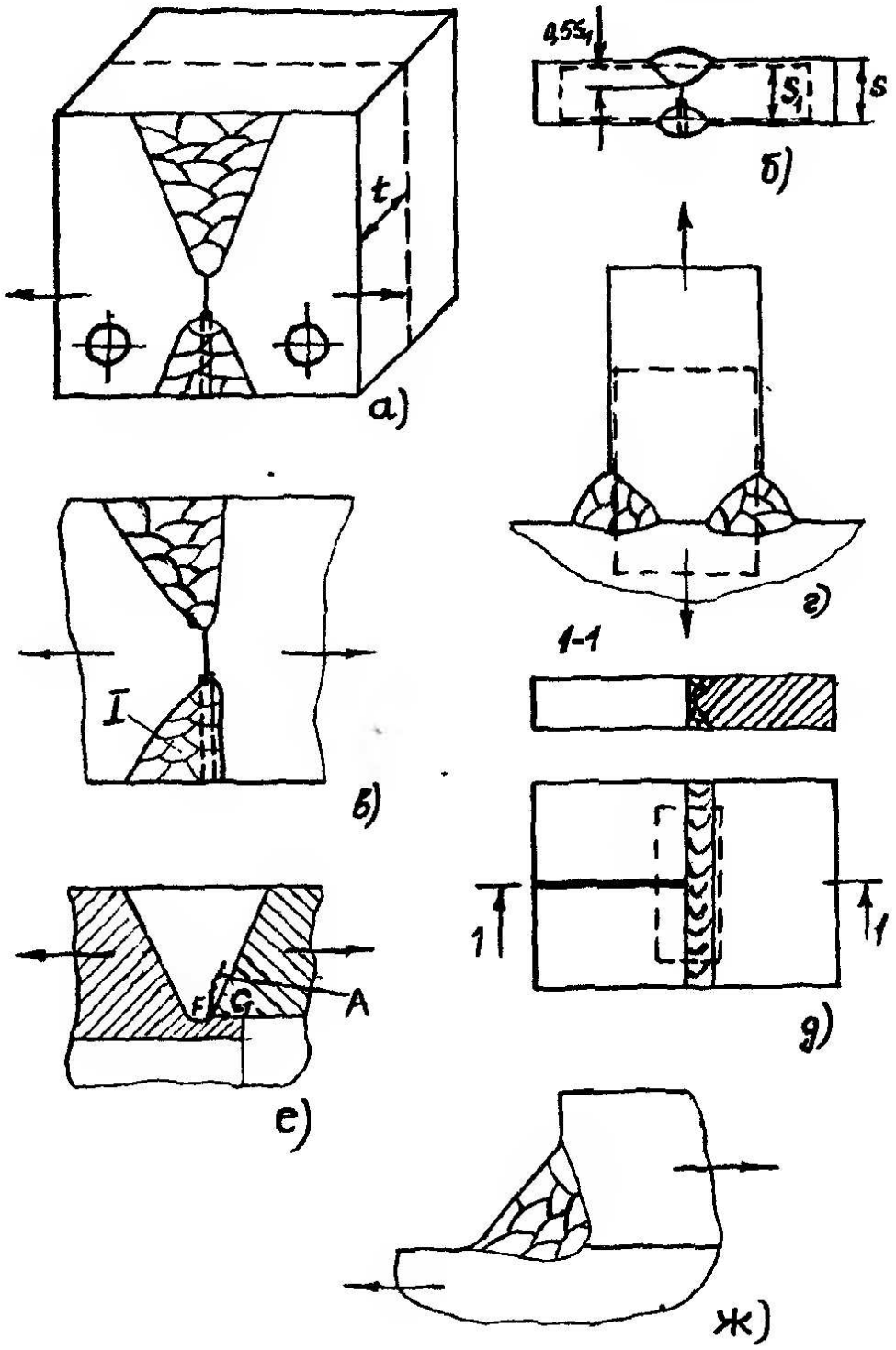


Рис.6.8.1. Сварные образцы с технологическими дефектами

с металлом шва, так и с зоной сплавления на продолжении линии непровара. В случае значительного удаления конца непровара от свободных поверхностей образца (рис.6.8.1,*а,в*) они не влияют на результат испытания. В случаях на рис. 6.8.1,*б,г* напряженное состояние у вершины непровара зависит от формы и степени выпуклости стыкового шва и от формы и угла наклона поверхности углового шва. Может оказаться, что результат испытания будет существенно зависеть от этих факторов. Поэтому вырезка образцов с прямыми гранями, показанными прерывистыми линиями на рис.6.8.1,*б,г*, не всегда целесообразна. Результаты испытаний образцов с естественной формой сварных соединений должны обрабатываться с подсчетом K_I, учитывающим форму образца (см.гл.5). В работе [1] и на рис. 5.2.8 приведены некоторые данные о влиянии усиления на уровень K_I. Метод расчета, указанный в [1], позволяет вычислять K_I при произвольных формах контура образца, задаваемых численно.

Большинство испытаний по определению сопротивляемости металлов началу движения имеющейся трещины проводят на образцах, в которых преобладает изгиб или внецентренное растяжение, значительно реже растяжение на образцах с центрально расположенной трещиной или с двумя симметричными боковыми трещинами. При этом полагают, что результаты испытаний не зависят от схемы нагружения (изгиб или растяжение), хотя это не всегда так.

При изготовлении образцов из соединений, в которых дефект находится внутри в зоне преимущественного растяжения, необходимо сварку выполнять по технологии, принятой в производстве, и лишь затем выполнять прорезь дисковой фрезой, например, как показано на рис.6.8.1,*в*. Если соединение выполнить как одностороннее без части шва *1*, то при многослойной сварке может возникнуть значительная пластическая деформация у вершины непровара, что исказит результаты испытаний. Из сварных соединений с непроваром обычно удобнее изготовлять образцы в виде брусьев для испытаний на трехточечный или четырехточечный изгиб (рис.6.8.1,*б,д*) или на растяжение вдоль бруса. Из крупных сварных соединений возможно изготовление компактных образцов на внецентренное растяжение (рис. 6.8.1,*а*). Непровары нужной глубины в образцах, кроме варьирования притуплением и режимами сварки, могут создаваться и некоторыми искусственными приемами, например фрезерованием паза в глубину до непровара (рис.6.8.1,*б*) и снятием металла с поверхности для получения необходимого соотношения 0,5 между глубиной концентратора и толщиной s_1, сваркой трех пластин, собранных встык (6.8.1,*д*), сваркой брусьев необходимого размера (рис.6.8.1,*а*) с последующей разрезкой на образцы толщиной t в требуемый размер.

Непровары в замковых стыковых соединениях и в нахлесточных с угловыми швами (рис.6.8.1,*е,ж*) значительной составляющей K_I не

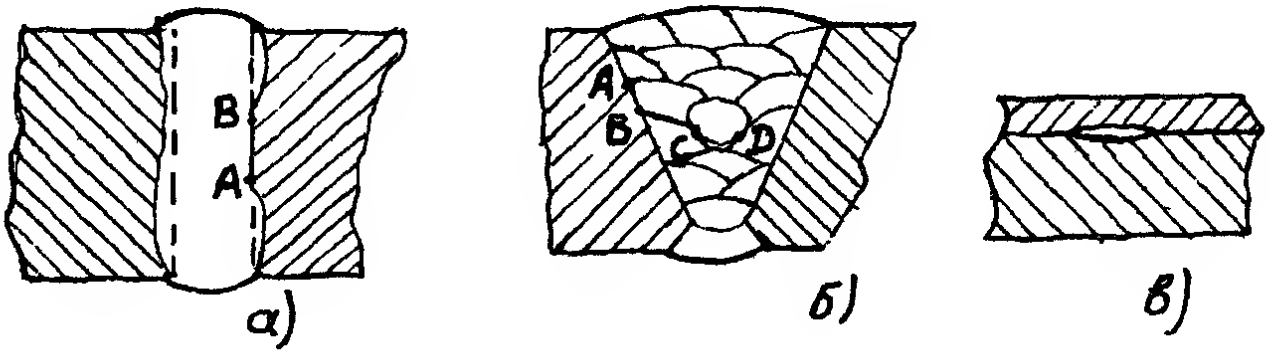


Рис.6.8.2. Сварные соединения с несплавлениями

имеют. Обычно возникает составляющая K_{II}, если нагрузки такие, как показано стрелками. Имеется составляющая K_{III}, если соединение на рис.6.8.1,*е* является кольцевым соединением в трубе и передает крутящий момент или если шов на рис.6.8.1,*ж* работает как фланговый.

В случае несплавления металл шва присутствует по крайней мере с одной стороны от плоскости его расположения (участки *AB* на рис.6.8.2,*а*,*б*). Несплавления могут располагаться также и полностью в металле шва, образуя тонкие несплошности между отдельными слоями (участок *CD* на рис.6.8.2,*б*). Несплавления образуются также при выполнении наплавок на различные поверхности (рис.6.8.2,*в*). Получить необходимые по размерам и форме несплавления искусственным путем довольно сложно. Имея в виду, что в отличие от непроваров в зоне несплавлений значительных пластических деформаций от сварки обычно не возникает, вполне оправдано образцы для испытаний в этих случаях готовить из качественно выполненных сварных соединений, выращивая усталостную трещину по линии сплавления или в металле шва. Пока еще не накоплено достаточно сведений о различии в сопротивляемости металла сварных соединений разрушению при движении трещины в направлении вдоль шва или по толщине. Поэтому в исследовательской практике образцы со швами, выполненными многопроходной сваркой (рис.6.8.1, *в*) изготовляют так, чтобы плоскость сплавления оказалась перпендикулярной плоскости образца, а трещина располагалась в направлении *xx* вдоль шва (рис.6.8.3, *а*), или в направлении *zz* толщины (рис.6.8.3, *б*). Сопротивление металла разрушению по линии сплавления и по околошовной зоне может зависеть от расположения волокон в листе от прокатки по отношению к плоскости трещины. Поэтому целесообразно иметь группы образцов двух видов: с направлением движения трещины вдоль направления прокатки и поперек прокатки. В случае существенного различия свойств основного металла и околошовной зоны по пределу текучести и коэффициенту упрочнения металла от пластической деформации n найденные значения сопротивляемости разрушению соответствуют лишь принятым в эксперименте условиям.

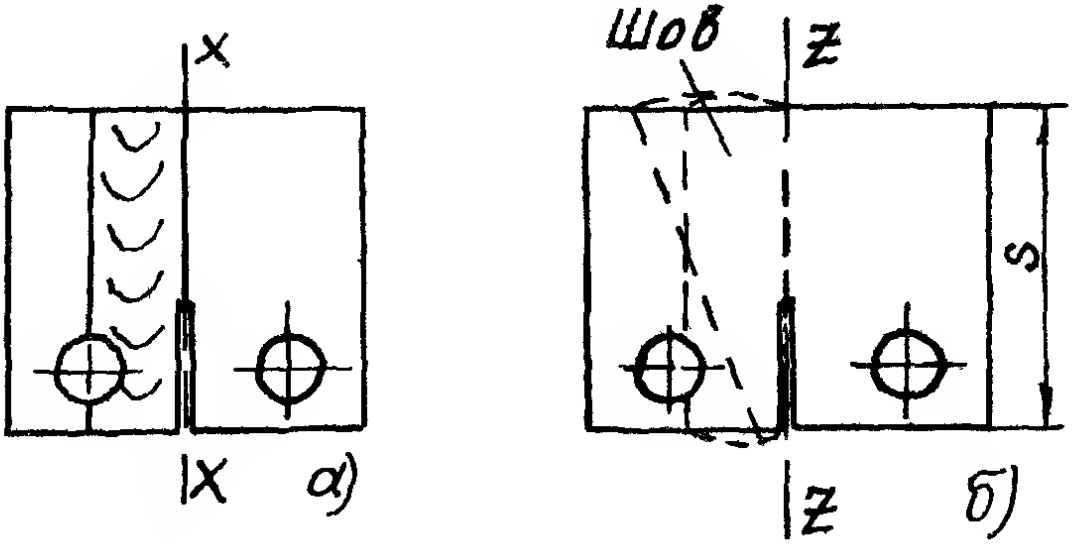


Рис.6.8.3. Сварные образцы для испытания на трещиностойкость

Расслоения в основном металле, выходящие в шов *1*, например, при поперечном расположении ребер *2* по отношению к шву (рис.6.8.4), имеют ориентацию *3* и наиболее опасны.

Вследствие более высокой стоимости, сложности и материалоемкости по сравнению со стандартными, испытания сварных соединений на сопротивляемость началу движения трещины обычно в качестве контрольных или приемочных не применяют. Этими испытаниями преследуют, как правило, одну из названных ниже целей.

1. При создании новой сварной конструкции, применении других металлов или их выборе, отработке технологии сварки и термической обработки деталей, когда хотят убедиться, что все зоны сварного соединения, включая и шов, существенно не уступают свойствам основного металла вне зависимости от расположения возможных дефектов. То есть цель состоит в сравнении свойств зон сварных соединений со свойствами основного металла. При этом нет необходимости уделять особое внимание критериям, по которым ведут сравнение, а также форме и размерам образцов. Важно, чтобы они совпадали с таковыми для основного металла и в основных чертах (по размерам, виду нагрузки) примерно соответствовали эксплуатационным условиям.

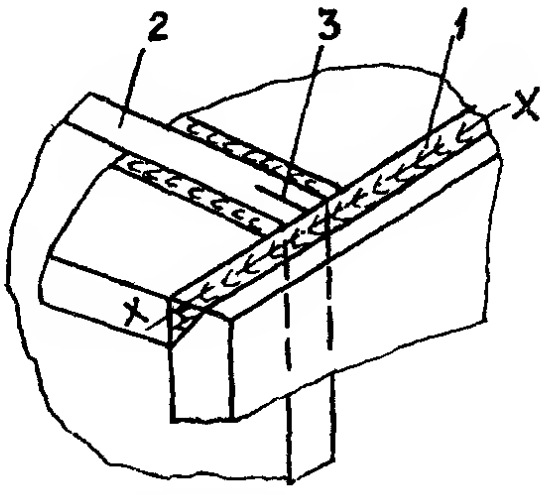


Рис.6.8.4. Расслоение при поперечном расположении ребер по отношению к шву

2. При обнаружении в готовой или работающей конструкции трещиноподобного дефекта требуется

оценить степень его опасности для нормальной эксплуатации, чтобы принять решение о необходимости ремонта, либо о возможности работы конструкции с дефектом при обычных или уменьшенных нагрузках. В этом случае выбор критерия, метода испытаний, размеров образца и расположения дефекта имеет принципиальное значение. Результат испытания должен давать возможность определить уровень нагрузки или деформации детали, при которой наступит критическое состояние, определить коэффициент запаса по отношению к эксплуатационным условиям.

3. При разработке проектно-технологической документации на подготавливаемое к выпуску изделие, чтобы определить, необходимы ли специальные, вытекающие из условий эксплуатации требования в отношении сплошности металла в детали или можно ограничиться существующими технологическими требованиями, т. е. грамотно сформулировать для дефектоскопистов объем и места контроля, предельные значения размеров дефектов, которые должны регистрироваться при контроле продукции. В этом случае также должны использоваться количественные критерии, позволяющие оценить работоспособность сварной конструкции, но оценка может вестись только по самому слабому месту сварного соединения и с учетом обычно высоких запасов по трещиностойкости.

При определении критического значения коэффициента K_I испытания на трещиностойкость обычно проводят путем внецентренного растяжения компактных образцов, форма и размеры которых (рис.6.8.5) унифицированы в соответствии с ГОСТ 25.506-85.

Во время статического нагружения осуществляют запись диаграммы в координатах, где P — сила, V — перемещение кромок исходного надреза. Согласно ГОСТ 25.506-85 обработка результатов испытаний и проверка их корректности включает в себя довольно значительное количество специальных процедур, изложение которых здесь нецелесообразно. Вычисление K_I производится для различных образцов по различным формулам, в которые входят уровень нагрузки P для расчетной точки разрушения, размеры образца и поправочные функции Y, структура которых зависит от вида образца.

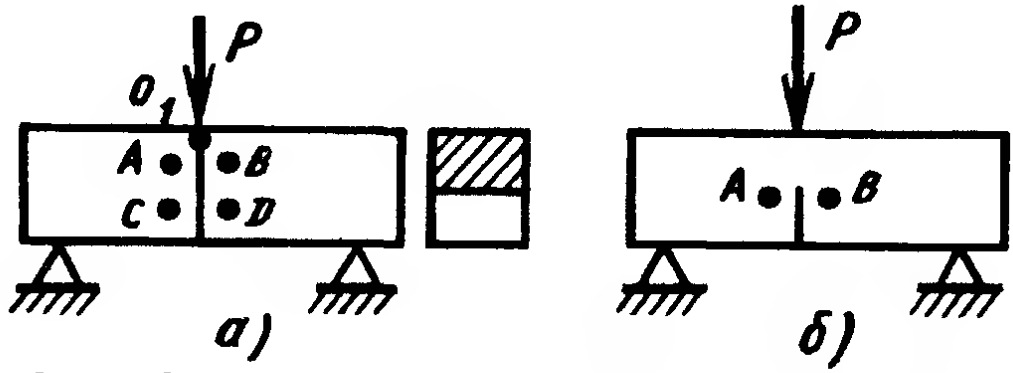


Рис.6.8.5. Схема образца для испытания трещиностойкости при изгибе

Чем выше у металла K_{1c} и ниже σ_T, тем более крупные образцы приходится использовать, чтобы испытание по ГОСТ 25.506-85 оказалось корректным в отношении K_{1c}.

Нередки случаи, когда используемые в сварных конструкциях металлы обладают такими свойствами, при которых необходимые образцы могут оказаться настолько крупными, что использование образцов на внецентренное растяжение по ГОСТ 25.506-85 при соблюдении всех требований становится невозможным.

Из этого вытекают некоторые практические рекомендации. Если получается, что сварное соединение с конкретными размерами сечения не может быть испытано с разрушением в упругой области, то это означает, что и элемент конструкции также будет разрушаться в пластической области. Следовательно, уместно применить другие критерии и при фактически высоком сопротивлении разрушению ограничиться менее точными, но более экономичными методами испытаний. Например, толщину образца принять равной толщине сварного элемента, несмотря на то что при этом плоское деформированное состояние не соблюдается, и использовать те же компактные образцы, причем обработку результатов испытаний проводить в терминах K_c , а не K_{1c} . Естественно, что толщина образца не будет удовлетворять рекомендациям ГОСТ 25.506-85. Поэтому такие испытания имеют сравнительный характер, их следует проводить на одних и тех же по форме и размерам образцах.

Испытания образцов на трехточечный изгиб (рис.6.8.5,*а*) позволяет получить те же механические характеристики K_{1c}, K_c, δ_c, J_c, что и на компактных образцах, если соблюдаются необходимые требования стандарта ГОСТ 25.506-85 и применяется соответствующая процедура обработки результатов испытаний. В отношении критериев K_{1c}, K_c, J_c данный тип образца никаких дополнительных возможностей не дает, тогда как для получения более точных значений δ_c данный тип образца такие дополнительные возможности имеет. Существует несколько процедур проведения испытаний и обработки результатов для определения δ_c.

Наиболее точная предусматривает запись перемещений сразу на двух базах *AB* и *CD* (рис.6.8.5,*а*). Имея перемещения U_{AB} и U_{CD} в момент страгивания трещины, можно по кинематической модели найти мгновенное положение точки поворота O_1 и вычислить δ_c в точке *O* конца трещины по правилу подобных треугольников.

Другая процедура состоит в использовании ранее установленных соотношений, чтобы запись перемещения вести только на одной базе *AB*. Предложено несколько соотношений для определения положения точки O_1 [369], чтобы по правилу подобных треугольников найти δ_c для точки *O*.

Метод испытания, позволяющий получить количественные результаты, пригодные для определения критического состояния в упругопластической стадии нагружения, состоит в испытании на изгиб образцов (рис.6.8.5,*б*), толщина которых $t = 2{,}5\,b$ обеспечивает сохранение плоского деформированного состояния вплоть до разрушения. В процессе испытания записывается диграмма P - V_{AB} вплоть до начала движения трещины.

Обработка результатов испытаний должна проводиться с использованием решения упругопластической задачи на ЭВМ, которое состоит в определении напряженно-деформированного состояния изгибаемого бруса с надрезом вплоть до начала движения трещины. Для этой стадии нагружения найденное значение локального перемещения $D = V_{AB}$ у вершины трещины является критическим, т.е. D_C. Оно характеризует сопротивляемость металла началу движения трещины и может быть использовано для определения уровня нагрузки и пластических деформаций элемента конструкции с дефектом в момент достижения критического состояния. Данный метод целесообразно использовать как количественный в случае уровня нагрузок, вызывающих в конструкции напряжения выше предела текучести, или при ползучести. В последнем случае решение задачи для обработки результатов испытаний и использования их для количественных оценок прочности конструкций следует проводить на базе теории ползучести.

Как видно из изложенного выше обзора, существенными недостатками рассмотренных приемов испытаний на статическую трещиностойкость являются, во-первых, отсутствие достаточно отработанных приемов определения нагрузки P_Q в момент страгивания трещины, во-вторых, наличие жесткого ограничения на толщину образцов, предназначенных для определения K_{1c}.

В соответствии с этим существенный интерес представляет методика испытаний растяжением плоских образцов с центральной поверхностной трещиной, предусматривающая преодоление указанных недостатков. Эта методика подробно изложена в § 7.4.

§ 6.9. Методы определения сопротивляемости сварных соединений зарождению и росту трещин при циклических нагрузках

Циклические испытания с целью определения усталостных характеристик однородного металла — предела выносливости, долговечности и построения кривой усталости стандартизованы. Для этого используют гладкие образы круглого или прямоугольного сечения, а также образцы с надрезом, нагружая их изгибом, растяжением-сжатием или кручением. За основной критерий принимают полное разрушение образца. Испытания рекомендуется проводить без пауз, поскольку отдых может увели-

чить долговечность образца. При испытаниях в многоцикловой области обычно используют частоту циклов в пределах 10...300 Гц, однако в случае нагревания образцов в процессе испытания более, чем на 50 °С рекомендуется частоту уменьшать или применять охлаждение. В малоцикловой области частоту устанавливают не более 50 циклов / мин.

Поскольку рекомендации стандарта ограничиваются испытаниями однородного металла, а стандарт на циклические испытания сварных соединений и узлов отсутствует, то при постановке исследования циклической прочности размеры сечений, конструктивное оформление и технологию изготовления сварных образцов в каждом случае назначают, исходя из конкретных задач испытания в соответствии с методическими указаниями РД 50-551-85 [193].

Методические указания [193] регламентируют проведение испытаний в многоцикловой области, построение кривой усталости и определение пределов выносливости сварных соединений из проката черных металлов, эксплуатирующихся в обычных климатических условиях, а также содержат рекомендации по типам образцов и требования к их изготовлению.

Размеры образцов для оценки пределов выносливости металла различных зон сварного соединения можно назначать в соответствии с рекомедациями для однородного металла. Однако из соображений учета влияния масштабного фактора, а также действия остаточных напряжений нередко сечения образцов увеличивают, приближая их к размерам реальных изделий.

Так, было показано [321], что снижение предела выносливости по мере увеличения сечения плоского образца с центрально расположенным продольным швом (рис.6.9.1) наблюдалось до размеров сечения 200×30 мм^2, когда продольные остаточные напряжения достигали значений, близких к пределу текучести. Применительно к оценке пределов выносливости толстостенных конструкций, выполняемых электрошлаковой сваркой, использовали образцы еще больших сечений (200×200 мм^2) [126].

Конструктивное оформление образцов в значительной степени определяется типом соединения. Для стыковых соединений существенным является наличие или отсутствие усиления и проплава, определяющих концентрацию напряжений. В тех случаях, когда металл шва

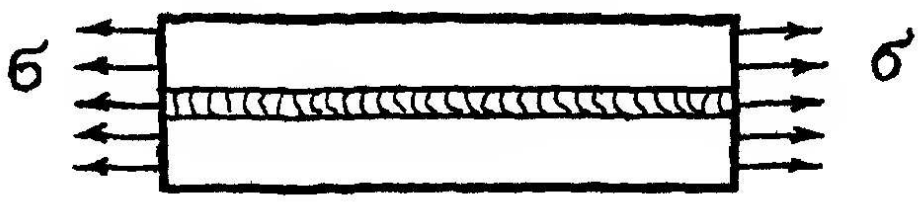


Рис.6.9.1. Образец с продольным швом

оказывается в роли мягкой прослойки, существенным становится отношение ширины зоны разупрочнения к толщине испытуемого элемента. С уменьшением толщины мягкой прослойки возникает эффект контактного упрочнения и циклическая прочность соединения возрастает. Наличие в мягкой прослойке концентратора напряжений затрудняет реализацию контактного упрочнения, и предел выносливости сварного соединения может оказаться ниже предела выносливости мягкой прослойки.

В большинстве случаев испытания стыковых соединений на усталость ведут при изгибе или при осевом приложении нагрузки. При изгибе проявляется влияние градиента напряжений, вследствие чего выносливость может оказаться завышенной. При осевом растяжении затруднительно избавиться от эксцентриситетов приложения нагрузки, практически неизбежных у сварных образцов.

Наряду с образцами относительно простой формы испытаниям при циклическом нагружении нередко подвергают макеты и натурные узлы труб, балок, рам вагонов, валов, сосудов давления. Конструктивные формы, технология выполнения сварных соединений и условия нагружения при испытаниях таких макетов должны в каждом конкретном случае возможно полнее соответствовать эксплуатационным условиям реальной конструкции.

При изготовлении образцов сварные соединения выполняют по той технологии сварки, которая соответствует исследуемому изделию в части выбора метода сварки, присадочного металла, количества проходов, последующей обработки соединений и т.д. Нередко возникает необходимость оценки работоспособности сварных соединений, имеющих дефекты или технологические отклонения. Образцы с дефектами требуемого типа получают либо создавая дефекты искусственно с помощью специальных приемов, либо путем вырезки образцов из той части сварного соединения с протяженным швом, где неразрушающим контролем установлено наличие характерных дефектов.

Для циклического нагружения образцов обычно используют испытательные машины с механическим, электрическим или гидравлическим приводом. На машинах для изгиба с вращением испытывают цилиндрические образцы при симметричном цикле нагружений. Машины для знакопеременного плоского изгиба больше подходят для испытаний листовых элементов, а также деталей и узлов сложной формы. Применительно к испытаниям сварных образцов крупных сечений (200×200 мм^2) применяют машины инерционного типа, использующие явление резонанса [126, 87].

Инерционный принцип нагружения нашел применение и в установках для испытаний при двухчастотном нагружении. Машины для растяжения-сжатия более сложны, но зато более универсальны.

Как результат испытания на усталость, обычно фиксируют число нагружений, соответствующее окончательному разрушению образца. Между тем процесс усталостного разрушения включает две качественно различные стадии: зарождение трещины и ее рост. Стадию зарождения считают законченной, когда макротрещина становится такой, что ее можно увидеть невооруженным глазом, через лупу или обнаружить с помощью специальных методов. В каждом из этих случаев размер обнаруживаемой макротрещины будет существенно различным, а следовательно, и фиксируемый момент перехода от одной стадии к другой приобретает условный характер.

Опыт эксплуатации сварных конструкций показывает, что в процессе работы при циклических нагрузках возможность возникновения усталостных трещин не исключена. Этим объясняется повышенный интерес к закономерностям роста усталостных трещин.

Циклические испытания с целью определения сопротивления росту трещины в однородном металле регламентированы методическими указаниями РД 50-345-82 [194], где даны рекомендации по конструкции образцов, их изготовлению, необходимому испытательному оборудованию, методике проведения и обработке результатов испытаний с определением коэффициентов K^* и n уравнения, характеризующего средний участок диаграммы усталостного разрушения, а также значения порогового коэффициента интенсивности напряжений K_{th} при отнулевом пульсирующем цикле нагружения. Хотя основные положения этого документа вполне применимы и в случае определения сопротивления росту трещин в различных зонах стыковых соединений, имеются определенные особенности, требующие дополнительных пояснений.

Из восьми типов плоских образцов, рекомендуемых методическими указаниями РД 50-345-82, семь предусматривают наличие исходной сквозной трещины (краевой или центрально расположенной). Соответственно и методика испытаний детально изложена только применительно к образцам со сквозной трещиной. Это объясняется тем, что вследствие прямолинейности фронта сквозной трещины для установления закономерности ее развития достаточно фиксировать приращение ее длины по мере увеличения числа циклов нагружения.

Однако для большинства сварных конструкций наличие сквозных трещин в стыковых соединениях нехарактерно, а для сосудов давления уже означает отказ в работе. Поэтому больший интерес представляет исследование закономерностей роста поверхностных трещин, но в этом случае криволинейность фронта растущей трещины требует измерения двух размеров: длины трещины на поверхности $2c$ и глубины l. Визуально можно фиксировать только изменение $2c$, тогда как измерение глубины требует более сложных приемов. Методические указания РД 50-345-82 рекомендуют слежение за изменением фронта поверхностной трещины осуществлять с помощью метода меток, фиксирующих

положение фронта в определенный момент путем уменьшения амплитуды циклической нагрузки примерно наполовину. Не говоря о существенном увеличении продолжительности испытания при частой постановке таких меток, применительно к сварным соединениям, эти метки не всегда удается получить достаточно четкими. Поэтому метод меток целесообразно дополнять записью изменения размаха раскрытия берегов трещины в процессе ее роста. Методика использования таких измерений при исследовании закономерностей роста поверхностных трещин изложена в § 10.2.

Следует заметить, что при малоцикловом растяжении широких плоских образцов с поверхностной трещиной требуемое усилие обычно оказывается существенно выше, чем при испытаниях образцов такой же толщины с краевой или сквозной трещиной. Отсюда возникает опасность преждевременного разрушения образца по месту его закрепления в захватах нагружающего устройства, в особенности при испытаниях высокопрочных материалов и их сварных соединений.

Так, при статическом или малоцикловом растяжении образцы больших сечений обычно закрепляют с помощью пальцев, вставляемых в отверствия захватных частей. Однако при многократном приложении растягивающего усилия такое закрепление оказывается непригодным, так как разрушение может происходить не в месте расположения исследуемого концентратора, а по отверстию захватной части образца. Более удачной является конструкция образца (рис.6.9.2,*а*) с массивными

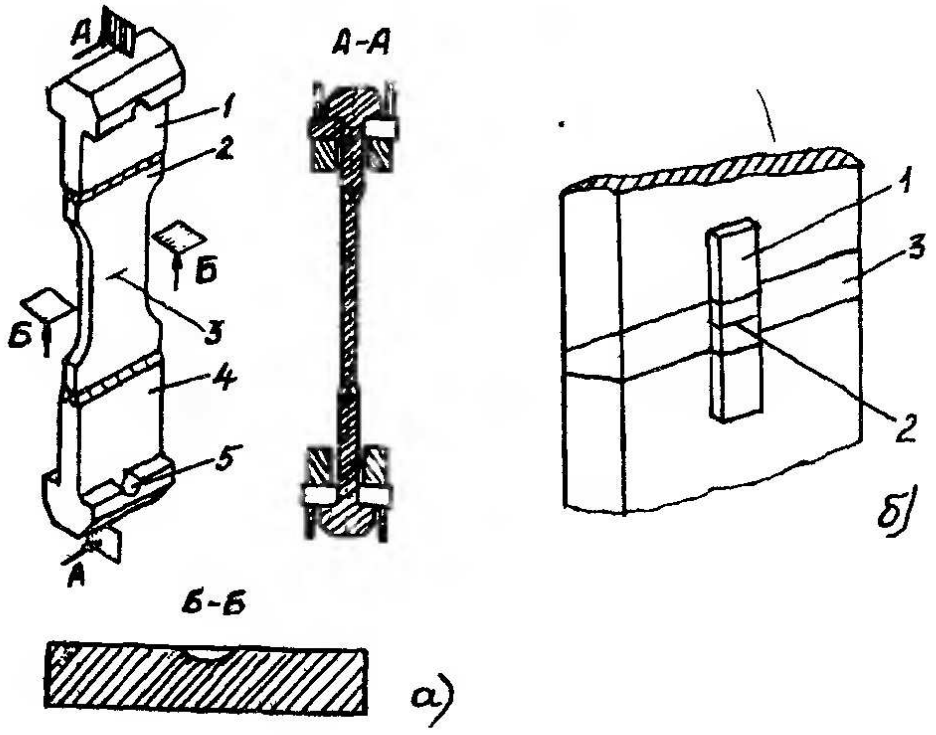


Рис.6.9.2. Конструкция плоского образца с поверхностной трещиной и схема его закрепления в нагружающем устройстве (*а*). Схема расположения выступа с надрезом, инициирующим возникновение поверхностной трещины (*б*)

захватными головками *1* и *4* и вваренной между ними испытуемой вставкой *2* с поверхностной трещиной *3*. Эта вставка *2* может быть выполнена из однородного металла либо иметь продольный или поперечный стыковой шов. Заплечики головок *1* и *4* воспринимают нагрузку через полуцилиндрические выточки *5* [137]. Тщательное выполнение соединений, вваривающих вставку, заглаживание переходов от шва к основному металлу, плавные переходы от плоской части захватов *1* и *4* к заплечикам и в зоне выточек предотвращают разрушение образца вне исследуемой зоны, что позволяет захватные части использовать многократно. Если поверхность вварной вставки составного образца подвергается механической обработке, то для облегчения образования исходной поверхностной трещины на одной из обрабатываемых плоскостей целесообразно оставить продольный выступ *1* (рис.6.9.2,*б*). Надрез *2* этого выступа пилкой позволяет точно задавать расположение инициируемой трещины относительно шва, например, по плоскости сплавления стыкового шва со щелевой разделкой или в плоскости расположения внутреннего дефекта, обнаруженного методами неразрушающего контроля. Исходную усталостную трещину в этом случае можно создать предварительным циклическим нагружением образца изгибом на стандартном оборудовании или непосредственно в процессе малоциклового растяжения с последующим удалением выступа *1*.

Своеобразие конструкции составных образцов больших сечений (рис.6.9.2,*а*) потребовало соответствующего конструктивного оформления захватов нагружающего устройства. Кроме того, при испытании сварных соединений высокопрочных материалов с поверхностными или внутренними трещиноподобными дефектами не исключена возможность хрупкого разрушения, что неприемлемо для большинства испытательных установок, обычно используемых при усталостных нагружениях. Поэтому для испытаний малоцикловым растяжением образцов больших сечений в МГТУ им.Баумана были созданы относительно простые и компактные установки, показанные на рис.6.9.3 и рис.6.9.4 [137]. В первой из них (рис.6.9.3,*а*) нагружение образца *6* осуществляется с помощью поворотного рычага *1* от гидравлического цилиндра *11*. Закрепление образца обеспечивается наличием в станине *10* и рычаге *1* втулок *5* и *9* с расположенными в них выдвижными опорами *4* и *8*, поддерживающими опорные ролики *14*. Шарнирные соединения станины *10* с рычагом *1* и опорой *12* гидроцилиндра выполнены с помощью осей *2* и *13*, работающих на сжатие.

Вторая установка (рис.6.9.4) получена переналадкой установки для двухосного растяжения УДР-1, описанной выше (см.рис.6.3.11). Образец *4* (рис. 6.9.4) нижней головкой с помощью опорных роликов *8* удерживается нижней опорой *7*, верхней плитой *5* и запорным кольцом *6*. Нагружение образца *4* достигается перемещением расположенного в нижней плите *13* поршня гидроцилиндра *10* через упорную плиту *9*,

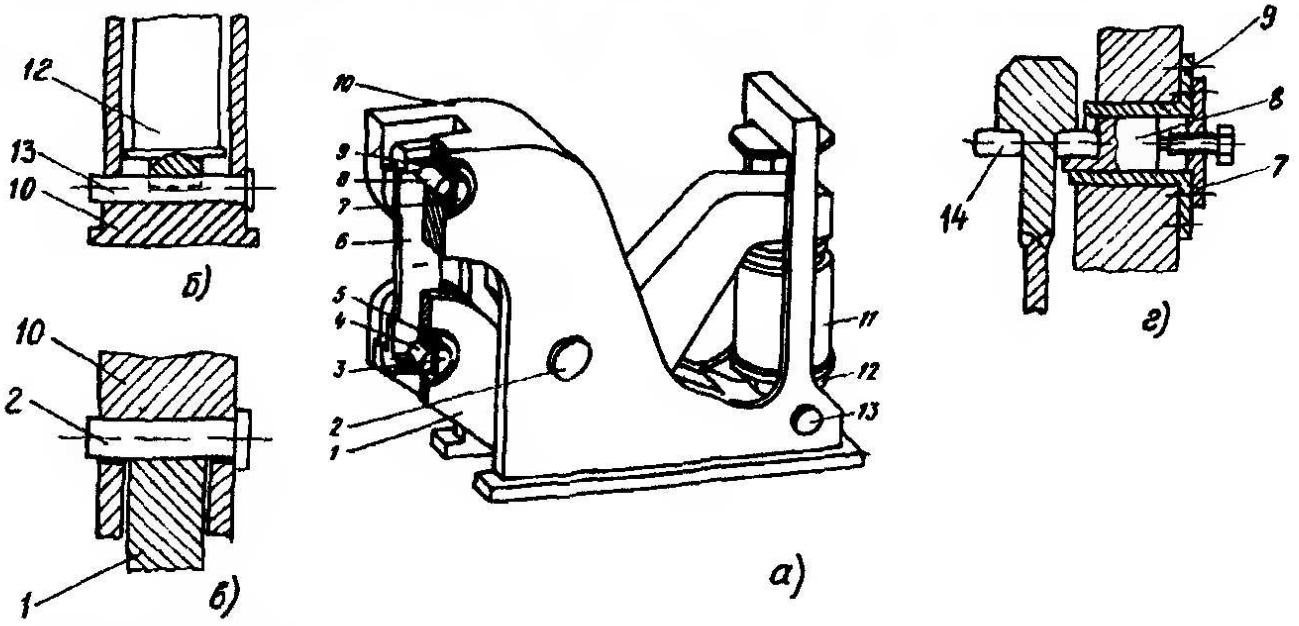


Рис.6.9.3. Установка для испытаний плоских толстолистовых сварных образцов с максимальным усилием 3000 кН при статическом и малоцикловом растяжении: *а* — общий вид; *б* — узел опоры гидроцилиндра; *в* — узел опоры рычага; *г* — узел закрепления образца; *1* — рычаг; *2, 13* — опорные оси; *3, 7* — крышки; *4, 8* — выдвижные опоры роликов; *5, 9* — направляющие втулки; *6* — образец; *10* — станина; *11* — гидроцилиндр; *12* — опора гидроцилиндра; *14* — опорные ролики

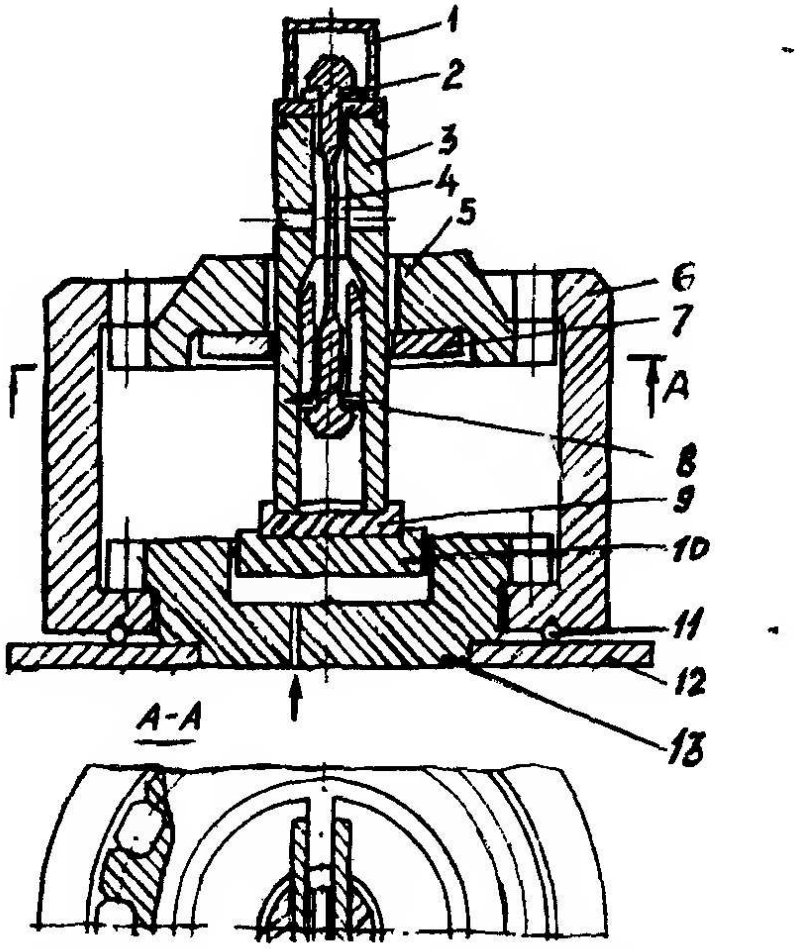


Рис.6.9.4. Установка для испытаний плоских толстолистовых сварных образцов при малоцикловом растяжении с максимальным усилием 1000 кН

колонну *3* и опорные ролики *2*. Загрузку образца *4* в установку осуществляют, когда плита *5* поднята в верхнее положение. Запирание и освобождение верхней плиты достигается поворотом запорного кольца *6*, опирающегося на шарики *11* стола *12*. Колпак *1* удерживает верхнюю головку образца от вылета при разрыве.

Значительный уровень максимального растягивающего усилия и нечувствительность к возможности хрупкого разрушения образца позволяют использовать описанные нагружающие устройства при определении характеристик трещиностойкости не только при малоцикловом, но и при статическом нагружении сварных образцов больших сечений, в том числе при низкой температуре.

При испытаниях с целью установления закономерностей возникновения и роста трещин от поверхностных или внутренних дефектов стыковых сварных соединений для получения информации необходимо, чтобы поверхность разрыва образца вскрывала дефект. Методика обработки данных, получаемых при испытаниях образцов с внутренними дефектами, рассмотрена на конкретных примерах для различных материалов и типов соединений в § 10.4.

§ 6.10. Методы определения сопротивляемости металла и сварных соединений динамическому распространению трещин

Переход от стабильного подрастания трещины к нестабильному, в результате чего, собственно, и наступает выход конструкции из строя, зависит от сопротивляемости металла динамическому распространению трещин. Это ставит количественные критерии сопротивляемости динамическому распространению трещины в особое положение, так как позволяет дать оценку металла в предельно неблагоприятных для него условиях. Различные методы определения свойств металла при таком разрушении могут быть подразделены на три группы.

1. Энергетические.
2. Фрактографические.
3. Путем измерения скорости.

В основе всякого протяженного разрушения лежит перераспределение энергии. Поэтому из названных только энергетические критерии при соответствующей точности их определения могут быть применены для количественных расчетов распространения и торможения трещин. Достигнутый уровень знаний в данной области позволяет в основном давать только сравнительные оценки свойств металлов и лишь в единичных условиях вести расчеты.

При использовании маятниковых копров применяют механический принцип регистрации затраченной на разрушение работы. Нередко предусматривают разделение полной работы разрушения на работу зарождения трещины и работу распространения трещины. Когда на

маятниковых копрах испытывают небольшие образцы, то характерные для вязких металлов зоны пластических деформаций, возникающие у вершины надреза, не соответствуют вязким свойствам металла в конструкции. В этом случае разделение работы на ее составляющие теряет практический смысл ввиду значительных погрешностей. Эти методы широкого применения не получили. Вместе с тем большое использование нашли практически такие же образцы, у которых работа зарождения трещины сведена до минимума увеличением остроты надреза. Основным образцом в этой группе является образец Шарпи (см. рис.6.4.2,*в*). Существует еще несколько типов образцов по ГОСТ 9454-78 (например, на рис. 6.4.2,*г*), работа зарождения трещины в которых сведена к минимуму.

Следует заметить, что, несмотря на наличие острого надреза или трещины, значительная часть работы все же затрачивается на изгиб образца до начала движения трещины. Еще одним систематическим источником неточности является поверхностная боковая утяжка, которая на образце толщиной 10 мм поглощает определенное количество работы, причем чем толще металл, тем меньше вклад утяжки в работу разрушения. Результаты испытаний таких образцов следует рассматривать как сравнительные. Во всех этих случаях полную работу разрушения в Дж относят к ослабленному поперечному сечению образца и находят удельную работу разрушения в Дж/см^2.

При невысоких значениях вязкости металла зона пластических деформаций у вершины продвигающейся трещины мала и представленные выше размеры образцов оказываются достаточными, чтобы относительно точно определить вязкость металла. Чем крупнее образец, тем более правильный результат он дает для вязких металлов.

Для больших толщин металла вклад боковой утяжки в работу разрушения невелик, а для монолитных сечений он вообще отсутствует. Поэтому использование образцов толщиной 10 мм для количественной оценки свойств массивных элементов не является корректным. С целью устранения боковой утяжки и расширения диапазона вязкости металла, правильно определяемой на маятниковом копре с запасенной энергией 300 Дж, разработан образец, представленный на рис.6.10.1. Для уменьшения работы зарождения трещины глубина надреза составляет 5 мм при высоте образца 20 мм. Образование пластических деформаций на тыльной стороне образца во время его изгиба на стадии зарождения трещины уменьшено путем применения цилиндрической твердой вставки диаметром 5 мм. Два боковых надреза глубиной по 2 мм каждый, предназначенные для устранения боковой утяжки, приближают условия испытания к тем, при которых разрушается металл в крупных сечениях. На рис.6.10.2 дано сопоставление результатов испытаний, полученных на образцах типа 11 по ГОСТ 9454-78 (KCV) и на образцах с боковыми надрезами ($KC_{бн}$). Видно, что кривая $KC_{бн}$ располагается

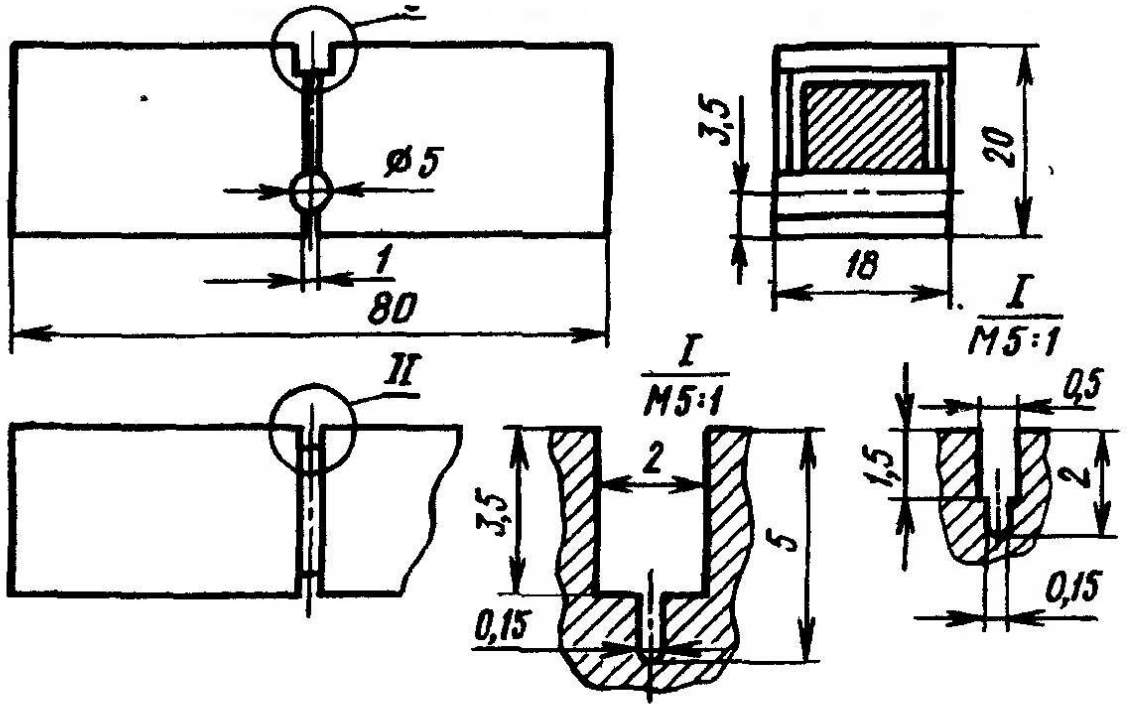


Рис.6.10.1. Образец с боковыми надрезами

ниже и сдвинута вправо в область переходных температур по сравнению с *KCV*.

Разрушение листового металла в конструкции сопровождается, как отмечено в гл.4, движением квазистационарной пластической зоны вместе с вершиной трещины. При испытаниях широких пластин, нагружаемых изгибом, появляется зона сжатия на стороне, противоположной надрезу (рис.6.10.3,*а*). Если напряжения сжатия достигают предела текучести, то совершается работа, которая на самом деле в конструкции не имеет места. Использование схемы растяжения (рис.6.10.3,*б*) может дать на первой стадии нагружения более правильную картину распределения напряжений в образце. Однако по мере продвижения трещины момент, создаваемый силами, растет и появляются недостатки, отмеченные для схемы на рис.6.10.3,*а*.

В методе, разработанном в УралНИТИ [197], использованы образцы натуральной толщины, нагружаемые поперечным изгибом при фиксированных опорах (рис.6.10.3,*в*).

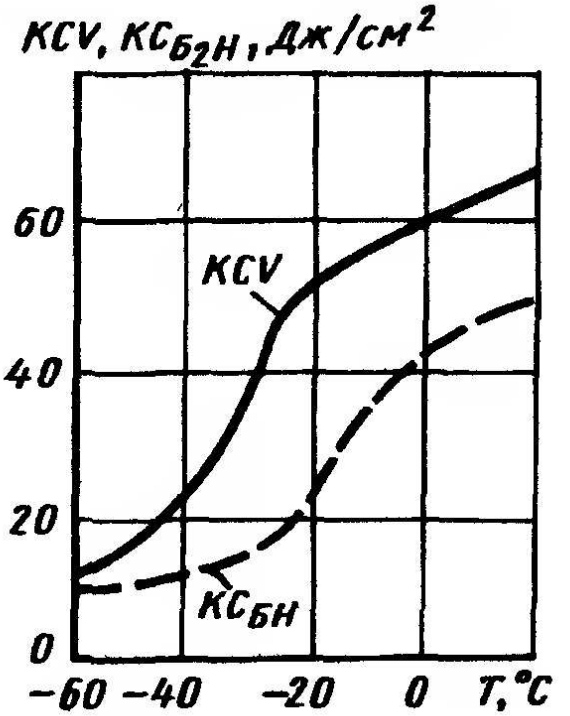


Рис.6.10.2. Сопоставление значений ударной вязкости стали 09Г2С на стандартных образцах и с трехсторонним надрезом

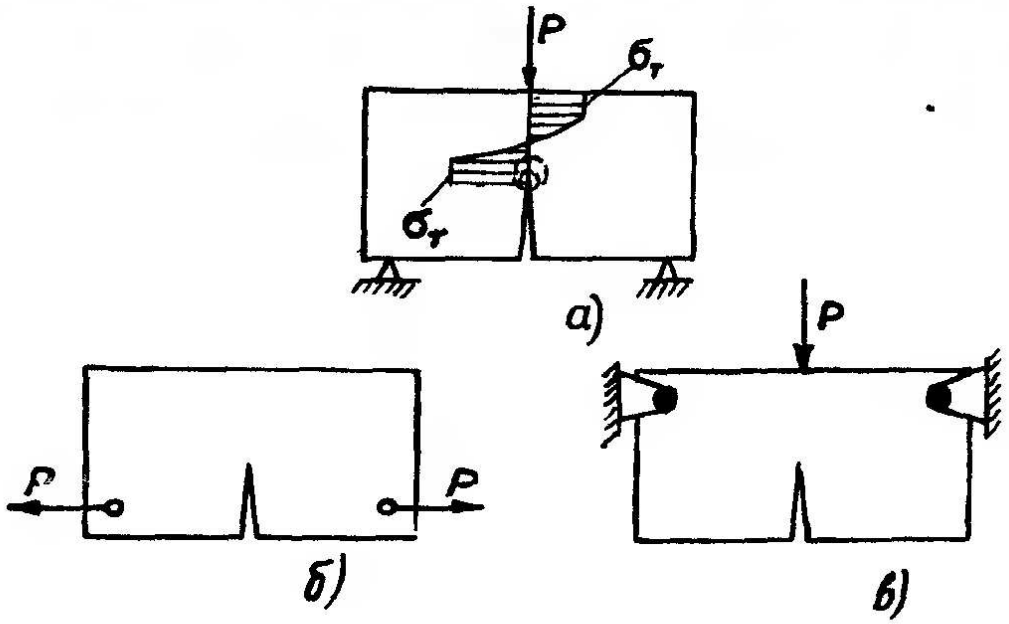


Рис.6.10.3. Схемы нагружения листового элемента

Такая схема наряду с изгибом, по замыслу авторов, должна создавать дополнительное растяжение, способствуя устранению пластических деформаций в зоне сжатия.

Рассмотренные выше примеры определения энергетических характеристик сопротивляемости металла разрушению объединяет идея определения затраченной на разрушение работы путем регистрации энергии, отданной копром. Эта группа методов, пожалуй, одна из наиболее многочисленных.

В методе [198] затраченную на разрушение работу находят по распределению остаточных пластических деформаций вблизи поверхности разрушенного металла. Деформация в направлении движения трещины принята равной нулю, а две другие составляющие — поперек трещины и в направлении толщины — могут быть определены путем измерения утонения металла после разрыва листа. Основное преимущество данного метода заключается в том, что он способен давать объективную оценку уровня затраченной на разрушение металла энергии в случае вязкого разрушения, когда зона пластических деформаций составляет миллиметры или даже десятки миллиметров.

Недостаток метода заключается в неучете сложного процесса образования сдвига металла и временных пластических деформаций в направлении вдоль трещины при ее продвижении. Последовательно возникающие пластические деформации имеют разный знак и в сумме равны нулю. Поэтому привлечение только остаточных пластических деформаций для определения работы разрушения часто еще недостаточно. Как показано в работе [47], вклад сдвига может составлять до 20% от общей работы разрушения. Рассматриваемый метод является расчетно-экспериментальным. Он состоит в использовании решения упругопластической задачи методом конечных элементов о стационар-

ном движении трещины в листе из упрочняющегося металла. В расчете используется диаграмма σ_i - ε_i, получаемая при высокоскоростном деформировании металла. Решение задачи дает распределение всех компонентов пластической деформации при разрушении металла, но оно не содержит предельного уровня разрушающей деформации, который может быть найден только экспериментально. Для этого после разрушения листового металла проводятся измерения толщины листа в сечении поперек трещины. Строится эпюра пластических деформаций ε_z в зависимости от координаты поперек трещины. Экспериментальная и расчетная эпюры ε_z совмещаются с выполнением условия наименьшего отклонения. Находится таким образом масштаб расчетной эпюры, что позволяет найти полную работу пластической деформации с учетом сдвига.

Одним из перспективных методов определения сопротивляемости листового металла разрушению применительно к его работе в цилиндрических сосудах и трубопроводах является метод ударного разрыва образца с заданной скоростью движения трещины [41, 29]. Образец в виде полуцилиндрической панели (см. рис. 4.4.3.), взятой, например, из трубы с приваренными к ней по прямолинейным краям уголками, устанавливают на две опоры с некоторым наклоном оси под углом α. Образец имеет надрез примерно на 1/3 своей длины. Пуансон движется с определенной скоростью v и после контакта с образцом создает в нем окружное растяжение (см.рис.4.4.3). Разрыв образца осуществляется последовательно примерно со скоростью

$$v_{тр} = \frac{v}{\sin \alpha}. \qquad (6.10.1)$$

Ввиду исключения изгиба пластические деформации возникают только в зоне, окружающей вершину трещины, причем зона пластических деформаций движется как квазистационарная, практически не изменяя своей формы и интенсивности пластических деформаций. Об этом свидетельствует повторяемость эпюр пластических деформаций (рис.6.10.4) в поперечных сечениях образца, взятых на различном расстоянии от вершины надреза. Контрольные измерения скорости распространения трещины показывают, что она незначительно отличается от вычисленной по формуле (6.10.1).

Принципиальным в данном методе является: во-первых, обеспечение поступательного разрыва листа с образованием зоны пластических деформаций того вида и размера, которые возникают при разрыве листа в трубе; во-вторых, задание определенной скорости движения трещины $v_{тр}$ путем выбора v и α. Последнее особенно важно потому, что сопротивляемость металла динамическому разрушению зависит от скорости распространения трещины.

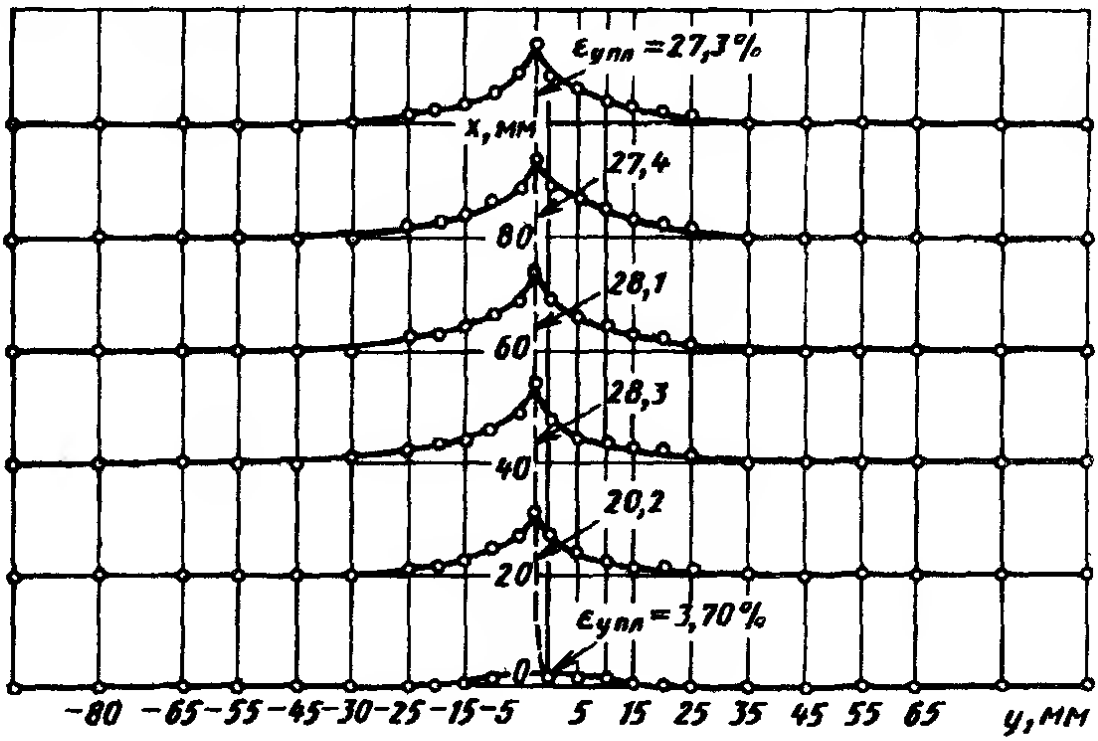


Рис.6.10.4. Распределение поля пластических деформаций относительного уменьшения толщины по поверхности образца основного металла после разрушения при угле наклона клина 1 : 24.

Результаты испытаний могут быть представлены в двух видах. Либо через так называемое динамическое раскрытие трещины δ_{cd}, являющейся интегралом пластических деформаций в поперечном сечении, либо через работу пластических деформаций G_{cd}. Интеграл пластических деформаций можно определить либо непосредственным измерением сетки и деформации $\varepsilon_{y\,пл}$ до и после испытаний, либо измерением деформаций по толщине металла, так как при $\varepsilon_x = 0$, $\varepsilon_{y\,пл} \approx -\varepsilon_{z\,пл}$

$$\delta_{cd} = \int_{-b_п}^{+b_п} \varepsilon_{y\,пл}\, dy\,, \qquad (6.10.2)$$

где $\pm b_п$ — границы зоны пластических деформаций (рис.6.10.4).

Необходимо отметить, что определение работы разрушения не непосредственно, а через остаточные пластические деформации по схеме плоского напряженного состояния, допустимо до тех пор, пока ширина зоны пластических деформаций $2\,b_{пл}$ в 2...3 раза превышает толщину металла s. Вероятно, при $(2\,b_п / s) < 2...3$ разрушение уже происходит не при плоском напряженном состоянии, а в присутствии заметных компонентов напряжений, направленных по толщине.

В плане высказанных соображений особый интерес представляют физические методы определения работы, затраченной на пластические

деформации металла при разрушении, в частности метод тепловой волны, описание которого было приведено в § 4.4 (см. рис.4.4.2). Размеры и форма образца в этом случае зависят от размера ожидаемой зоны пластических деформаций при разрушении, а также от поставленных целей.

Метод тепловой волны применялся в самых разнообразных условиях. Наиболее крупные образцы имели размер в длину 10 метров, ширину 1 м, толщину 40 мм с участком разрушения около 45 см (рис.6.10.5,*а*). По длине участка разрушения были установлены 6 пар спаев (рис.6.10.5,*б*). Расстояние до ожидаемой поверхности разрушения было взято 20 мм, т.е. равным половине толщины. С учетом непрямолинейности распространения трещины и ширины зоны пластических деформаций в охрупченном металле 3...5 мм это расстояние оказалось приемлемым. Результаты испытаний таких образцов приведены в § 12.4 (табл. 12.4.3).

Испытания проводили также на корытообразных образцах из Ст3 (рис.6.10.5,*в*), нагруженных внутренним давлением методом выпучивания. Разрушение проходило от заранее выполненного поверхностного надреза при пониженных температурах. Металл толщиной 12 мм показал меньшее значение G_{cd}, чем при толщине 8 мм.

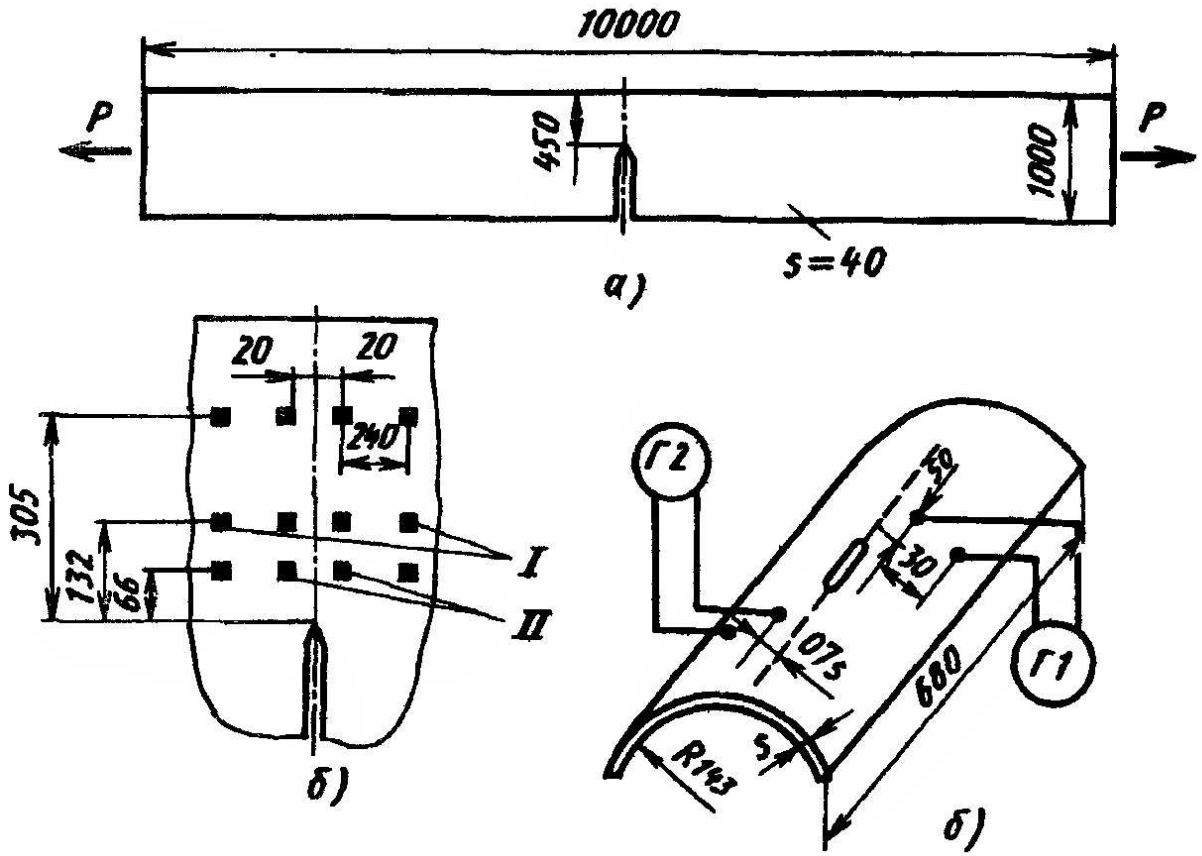


Рис.6.10.5. Испытания крупногабаритных образцов:
а — образец; *б* — схема расположения спаев термопар; *в* — схема корытообразного образца и расположения термопар; *I* — холодный спай; *II* — горячий спай

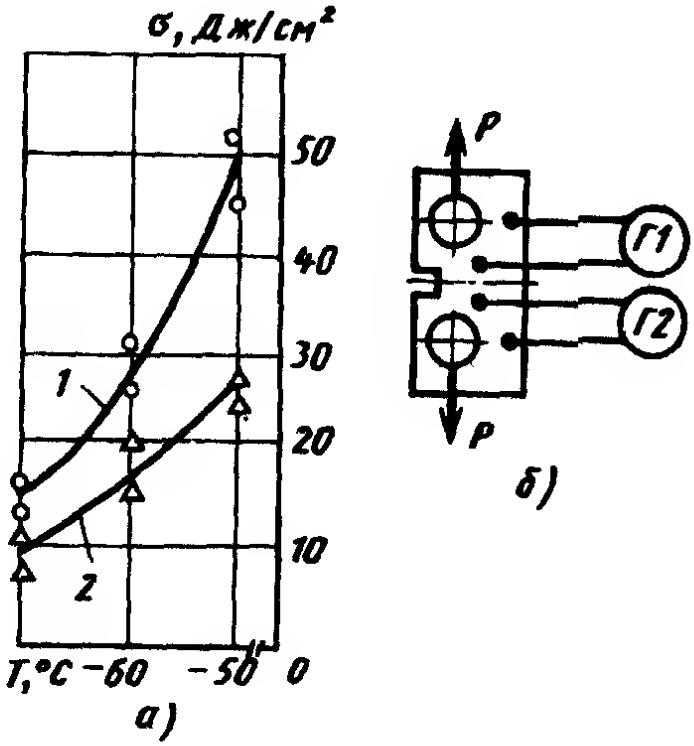


Рис.6.10.6. Результаты испытаний плоских образцов из стали 09Г2С в направлении: *1* — вдоль проката; *2* — поперек проката

Проводились испытания на внецентренный динамический разрыв образцов из нормализованной стали 09Г2С с размерами 200×100×10 мм (рис.6.10.6,*б*). Зона разрушения по длине составляла около 50 мм. Для обеспечения полного разделения образцов при разрушении в зоне сжимающих напряжений в отверстие вставляли закаленный штифт, а перемычку у штифта перерезали. Ближний спай располагали на расстоянии около 7 мм. Испытывали образцы с движением трещины как вдоль, так и поперек проката (рис.6.10.6,*а*).

Значительный объем испытаний был проведен на образцах толщиной 40 мм из состаренной при T = 380 °С стали 10ХСНД (рис.6.10.7) при длине участка разрушения около 150 мм. Спаи термопар располагали на расстоянии 50 мм от вершины надреза и в 20 мм от осевой линии ожидаемого продвижения трещины. Образцы разрушали при ударном нагружении. Учитывали отражение теплоты от границ образца. Показательными в отношении исключения работы зарождения трещины, кинетической энергии разлета образцов и других затрат энергии, не относящихся к работе распространения трещины, можно считать результаты, представленные на рис.6.10.8. Значения G_{cd}, найденные по методу тепловой волны, заметно меньше значений *KCV*.

Как указывалось выше, размер образца, который следует использовать для получения объективных результатов по сопротивляемости металла динамическому распространению трещины зависит от уровня вязкости металла. Для значений G_{cd}, не превышающих 50...60 Дж/см^2

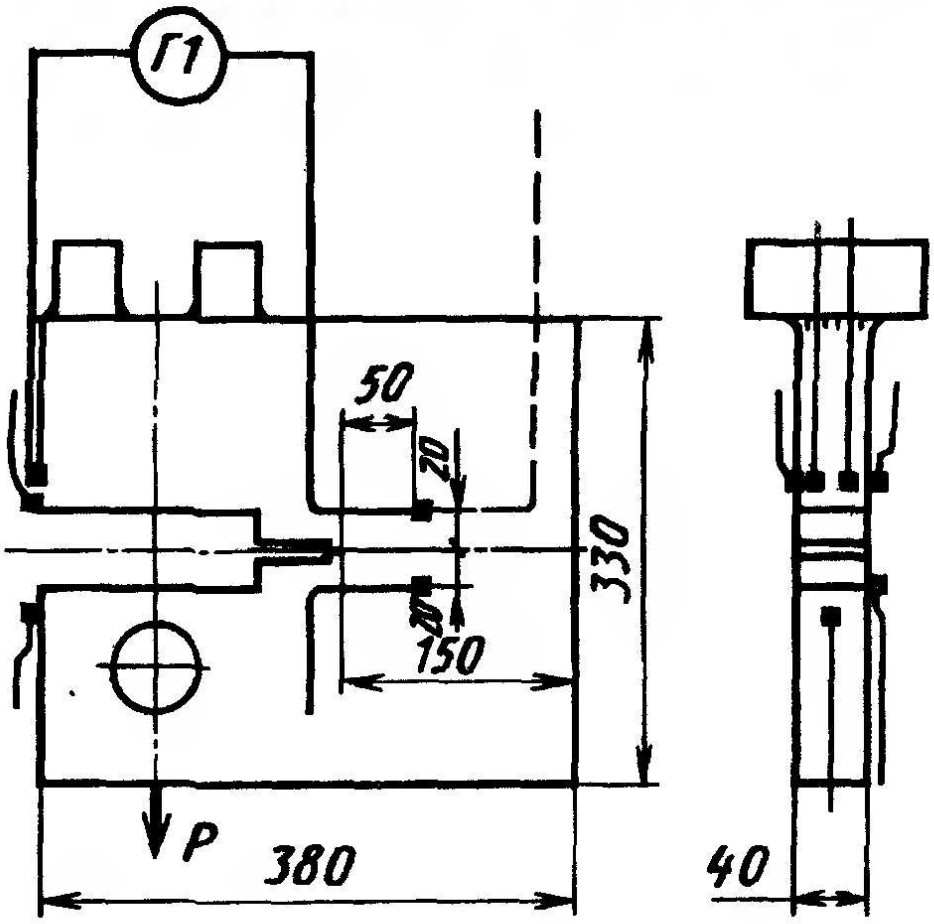


Рис.6.10.7. Образец из стали 10ХСНД толщиной 40 мм

можно использовать для испытаний по методу тепловой волны образец (рис.6.10.9), имеющий поверхностные боковые надрезы [248, 249, 13]. Если образец данного типа предназначен для испытаний на копре с запасом энергии до 300 Дж, то толщина s, как правило, не должна быть более 24 мм. Для испытаний используется приспособление, показанное на рис.6.10.10,*б* [53]. Оно устанавливается на копре МК-30 (рис.6.10.10,*а*) и имеет теплозащитную камеру, что позволяет проводить испытания как при повышенных, так и при пониженных температурах. При пролете маятника копра рычаги *4* раздвигаются и разрушают образец. На примере этого образца (рис.6.10.9) целесообразно дать математические соотношения, обеспечивающие учет особенностей использования метода тепловой волны. Принимается,что на длине y_1 (обычно 0,2...0,3 см) может быть недоразрушение образ-

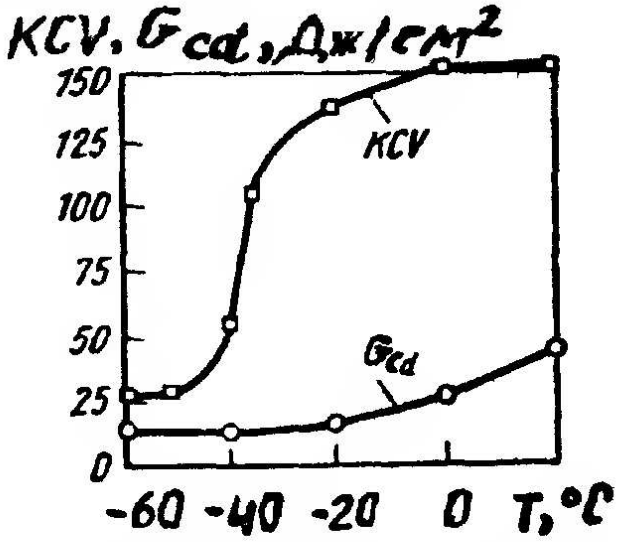


Рис.6.10.8. Изменение ударной вязкости *KCV* и динамической вязкости G_{cd} от температуры T

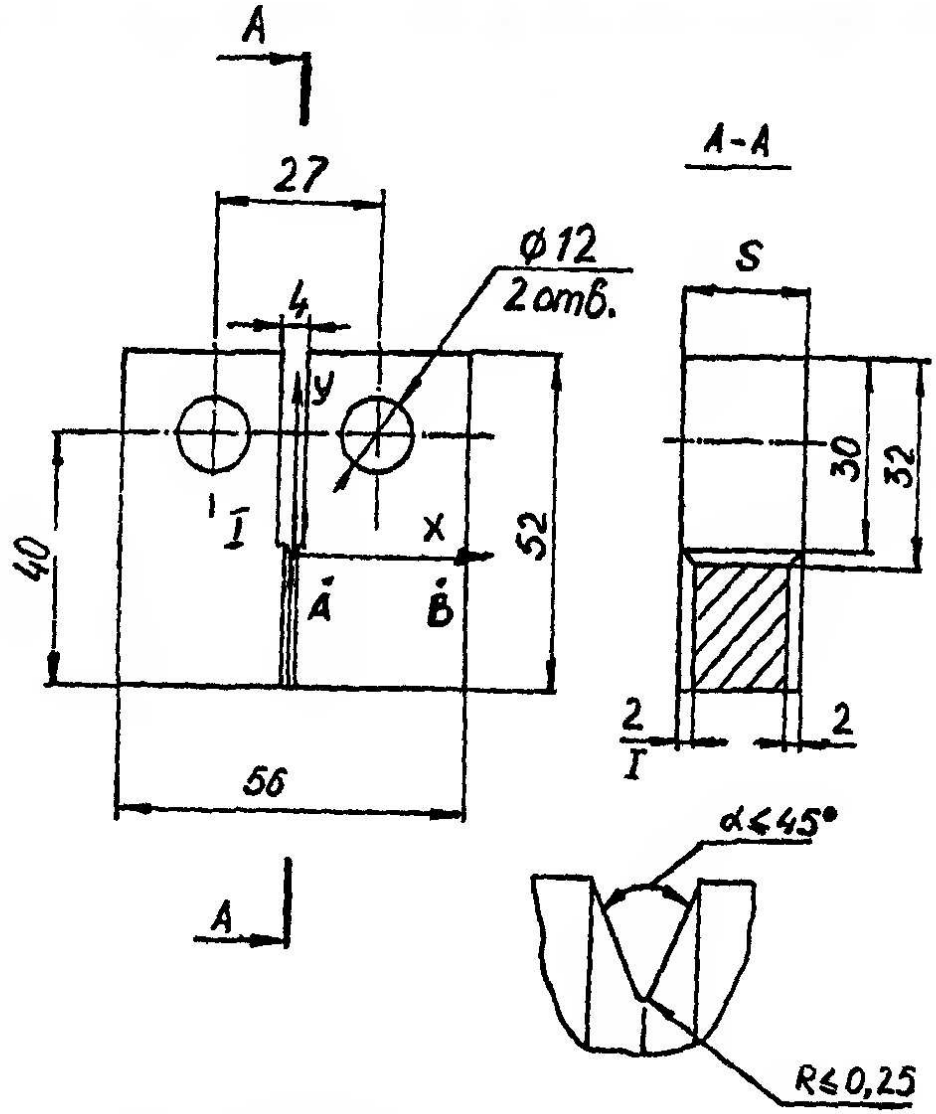


Рис.6.10.9. Образец для определения динамической вязкости разрушения G_{cd} при испытании на ударное внецентренное растяжение

ца, в связи с чем выделение теплоты произойдет на длине y_2 - y_1. Так называемый горячий спай располагается в точке А, а холодный в точке В. Значения y_A и y_B целесообразно брать около 1 см, значение x_A около 0,9...1,0 см, а значение x_B равным 2,8 см.

Формула для подсчета $G_{I\,cd}$ следующая:

$$G_{I\,cd} = \frac{\Delta T c \rho \sqrt{4 \pi a t_m}}{A \Sigma \Phi_A - 2 B \Sigma \Phi_B}, \qquad (6.10.3)$$

где ΔT — максимальное значение разности температур в точках A и B, определяемое экспериментально по методу тепловой волны:

$$\Delta T = k n \varkappa H; \qquad (6.10.4)$$

k — цена деления гальванометра; n — число делений отклонения стрелки гальванометра; $\varkappa = s_0 / s$ — учитывает наличие поверхностных

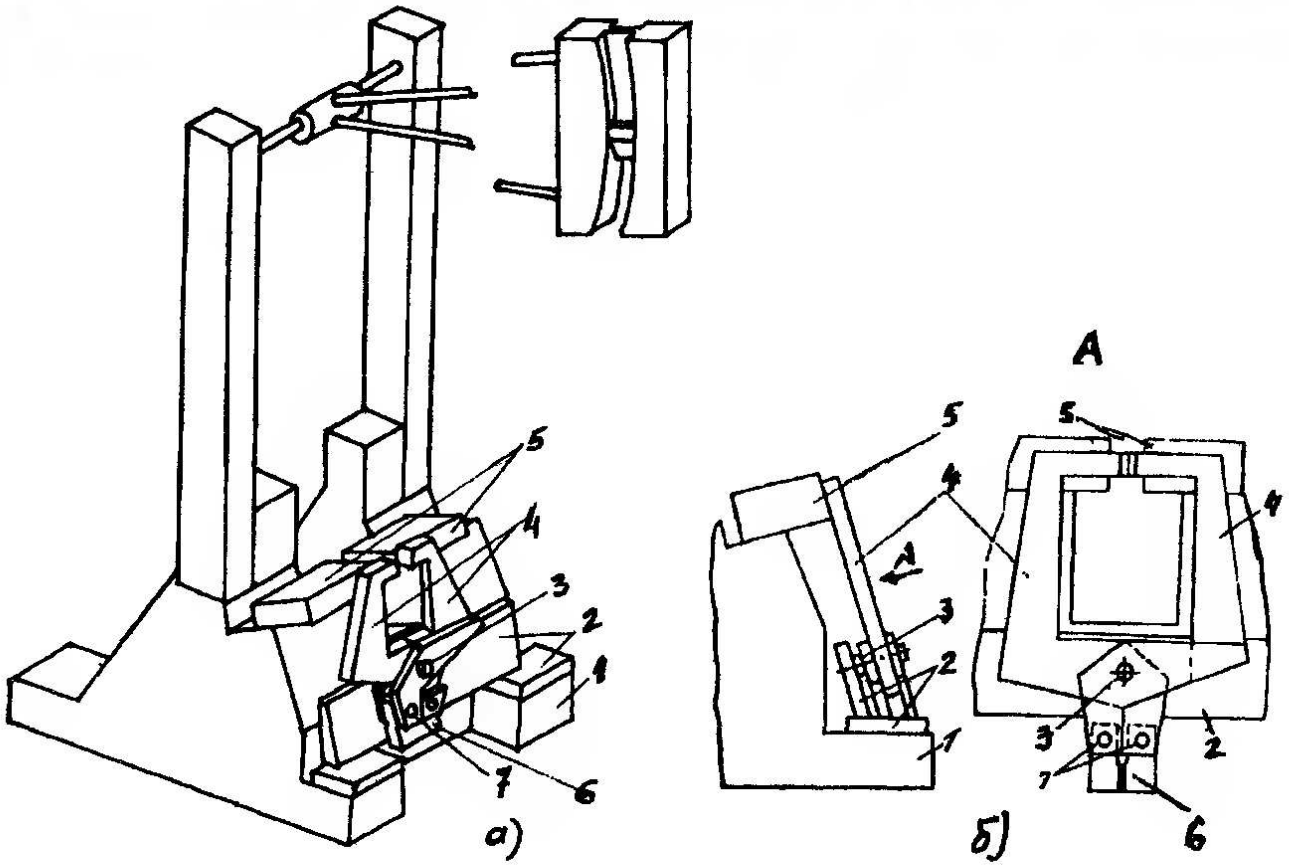


Рис.6.10.10. Приспособление для ударного внецентренного нагружения образца, устанавливаемое на маятниковом копре МК-30:
а — расположение приспособления на копре; *б* — конструкция приспособления; *1* — основание копра; *2* — основание приспособления; *3* — ось вращения рычагов; *4* — рычаги; *5* — упорные пластины; *6* — образец; *7* — пальцы

надрезов, уменьшающих площадь, на которой выделяется теплота; $H > 1$ — коэффициент инерционности гальванометра, учитывает запаздывание показания прибора по отношению к действительной температуре в спае; $c\rho$ — теплоемкость металла; a — температуропроводность; t_m — время достижения максимума ΔT с; для значений 0,7 см $\le X_A \le$ 1,1 см и данного вида образца может быть определено по приближенной формуле

$$t_m = 2{,}5\, X_A - 1\,, \qquad \text{если } X_A \text{ в см;}$$

$$A = \exp\left(\frac{-X_A^2}{4\,\alpha\, t_m}\right) + \exp\left[\frac{-(2X_B - X_A)^2}{4\,\alpha\, t_m}\right];$$

$$B = \exp\left(\frac{-X_B^2}{4\,a\, t_m}\right);$$

$$\Sigma\ \Phi_A = \Phi\left(\frac{y_2 - y_A}{\sqrt{4a\ t_m}}\right) + \Phi\left(\frac{y_2 + y_A}{\sqrt{4a\ t_m}}\right) + \Phi\left(\frac{y_A - y_1}{\sqrt{4a\ t_m}}\right) + \Phi\left(\frac{y_A + y_1}{\sqrt{4a\ t_m}}\right),$$

$\Sigma\ \Phi_B$ — то же, что $\Sigma\ \Phi_A$ с заменой y_A на y_B.

Члены $\Sigma\ \Phi_A$ и $\Sigma\ \Phi_B$ в выражении (6.10.3) учитывают отражение теплоты от свободных поверхностей образца в отличие от формулы (4.4.1), в которой теплота распространяется в одном направлении, а $X_B \to \infty$. Если в (6.10.3) вместо t_m подставить его значение для стержня $X_A^2 / 2a$, а вместо $\Delta T = T_{1\ max}$ и принять $y_1 = 0$, $y_2 = \infty$, $X_B = \infty$, то получим знаменатель $e^{-0,5}$ и придем к выражению (4.4.1), так как $\sqrt{2\pi\ l} = 4,13$.

На рис.6.10.11 дано сопоставление значений G_{Icd} для трех марок сталей, полученных на описанных выше образцах (рис. 6.10.9) со значениями *KCV*, полученными на тех же сталях. Видно, что метод тепловой волны дает значения вязкости существенно меньше, чем *KCV*.

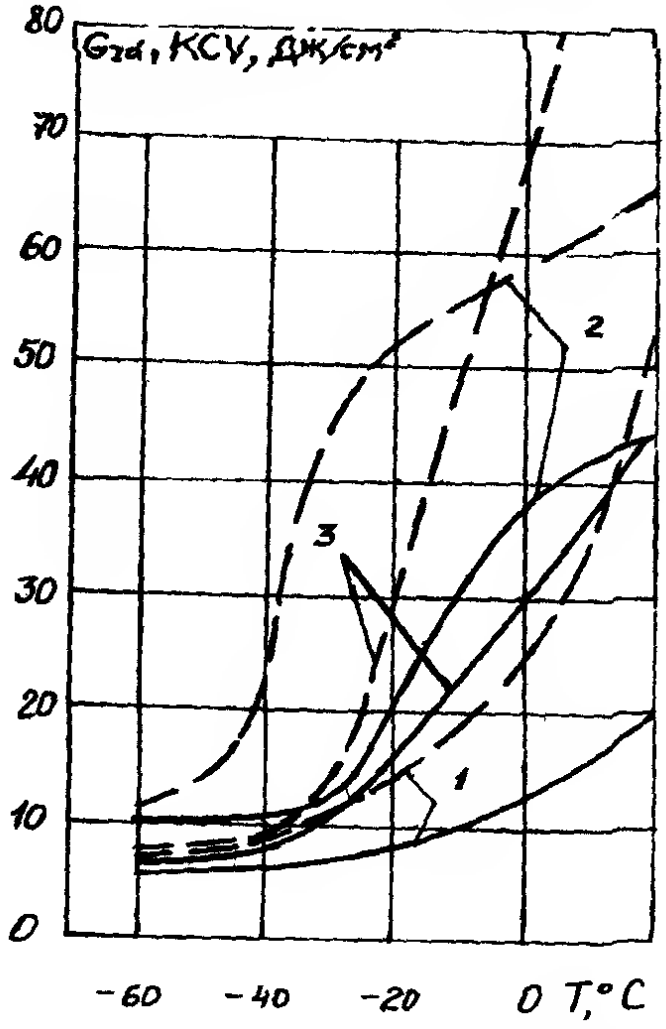


Рис.6.10.11. Сопоставление значений *KCV* и G_{cd} сталей ВСт3сп (1), 09Г2 (2) и 16Г2АФ (3):

——— — G_{Icd}; — — — — *KCV*

Метод тепловой волны, по-видимому, следует считать наиболее универсальным и достоверным для определения сопротивляемости металлов динамическому распространению трещин.

Дальнейшее развитие и использование методики исследования трещиностойкости методом тепловой волны обобщено В.Е.Реморовым в статье [264].

Фрактографические методы определения сопротивляемости динамическому распространению трещин используют различные признаки рельефа поверхности разрушения для суждения о свойствах металла. Простейшим в этой группе методов является определение процента поверхности разрушения *B* %, занятой волокнистым изломом. Рассматриваемый метод предназначен для определения условий, при которых использование конкретного металла становится нерациональным. Обычно в качестве критериального значения принимают 50% *B*, хотя существуют и другие нормативы от 25 до 75% *B*. Метод не может дать ответа на вопрос об уровне вязких свойств, так как два металла, разрушающихся оба либо полностью вязко, либо полностью хрупко, могут в несколько раз отличаться по уровню G_{cd}.

При наличии в листовых металлах смешанного разрушения и при наличии губ среза критерием может служить не только *B* %, но также и размер губ среза. Примером является испытание по методу Робертсона. В этом методе образцы натуральной толщины имеют по ширине различную температуру (рис.6.10.12, *а*). Перед разрушением их растяги-

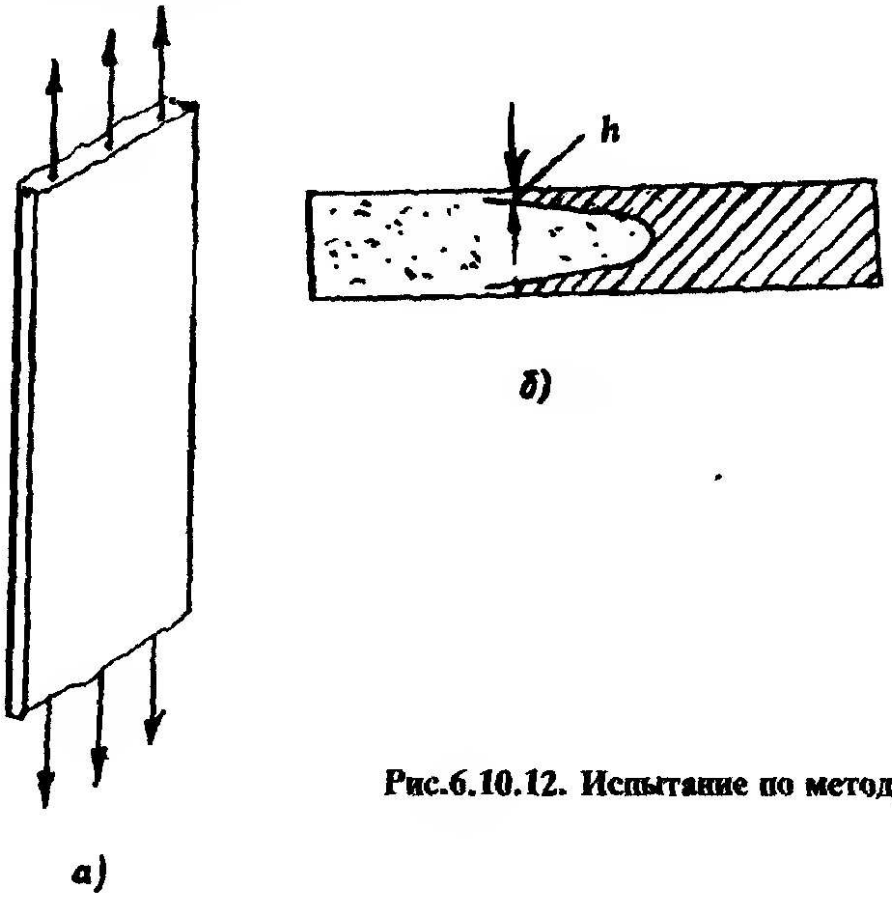


Рис.6.10.12. Испытание по методу Робертсона

вают до определенного уровня напряжений σ. Возникновение трещин инициируют ударом или пулей в области наиболее низких температур. Трещина, проходя различные участки образца, создает различный рельеф разрушения — от полностью хрупкого до вязкого. Имеется участок смешанного разрушения, в пределах которого ширина губ среза изменяется (рис.6.10.12, *б*). Размер губ среза косвенно указывает на вязкость металла при разрушении: чем губы среза больше, тем выше вязкость разрушения металла.

При конкретных условиях испытаний скорость распространения трещины зависит от энергии, поглощаемой металлом при разрушении. В ряде опытов при хрупких разрушениях металлов трещины распространялись со скоростями 400...2000 м/с [41, 39], а при вязких в диапазоне 50...300 м/с. Таким образом, $v_{тр}$ является косвенным признаком сопротивляемости металла разрушению.

Глава 7

РАБОТОСПОСОБНОСТЬ ОСНОВНОГО МЕТАЛЛА И СТЫКОВЫХ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ ПРИ МОНОТОННОМ НАГРУЖЕНИИ

§ 7.1. Общие положения

Под работоспособностью элемента, соединения или узла понимают его способность сопротивляться наступлению тех предельных состояний, которые ограничивают нормальную эксплуатацию сварного изделия. Наиболее опасным предельным состоянием является разрушение.

Потенциальная опасность катастрофических разрушений и связанных с этим материальных и экологических последствий предопределяет настоятельную необходимость совершенствования методов расчета, проектирования и изготовления конструкций с позиций исключения их разрушения в процессе эксплуатации. Актуальность такой задачи особенно остро ощущается применительно к сварным изделиям, поскольку нельзя игнорировать практическую неизбежность присутствия в них различного рода несплошностей (дефектов) как технологического, так и эксплуатационного характера.

Действительную (конструкционную) прочность конкретного изделия принято оценивать уровнем среднего напряжения $\sigma_к$ в расчетном сечении, при котором достигается та стадия разрушения, что принята в качестве предельного состояния. Наличие трещины малого размера l практически не снижает $\sigma_к$ изделия, однако по мере увеличения размера l ее влияние проявляется все сильнее (рис. 7.1.1). В этих условиях для сохранения работоспособности изделия необходимо, чтобы размер трещины не превышал критического значения $l_{кр}$, вызывающего снижение прочности до уровня допускаемого напряжения $[\sigma]$.

Для исключения отказов изделий в процессе эксплуатации возможны два подхода. В первом случае используют периодический контроль, с тем чтобы выявить растущую трещину и устранить ее до того, как она приведет к отказу в работе, то есть в период эксплуатации между точкой A, когда размер трещины становится доступным для обнаружения, и точкой B, соответствующей достижению размера $l_{кр}$. Во втором случае путем рационального выбора материала, конструктивного оформления и технологии изготовления, а также ограничением допустимых размеров исходных дефектов стремятся обеспечить такую сопротивляемость возникновению и росту трещин, чтобы исключить

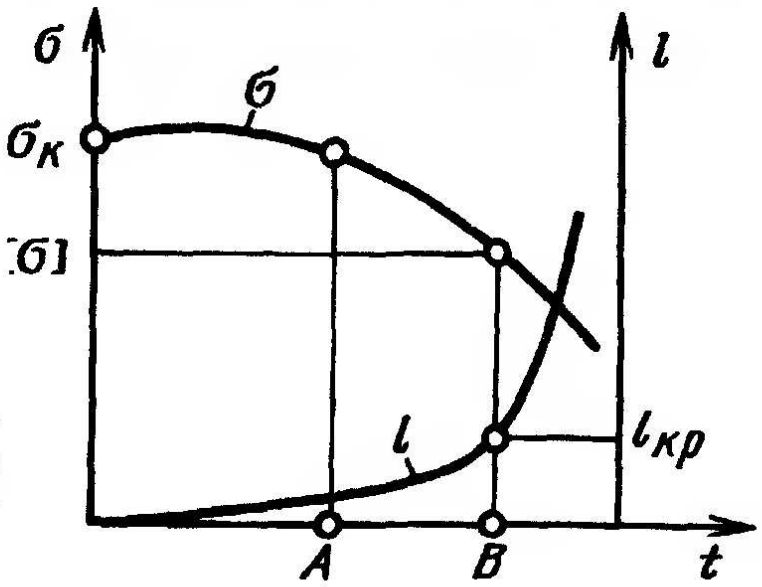


Рис.7.1.1. Схема снижения прочности изделия по мере увеличения размера трещины в процессе эксплуатации

возможность достижения трещиной размера $l_{кр}$ в течение расчетного срока t службы изделия [16, 131].

Таким образом, при оценке работоспособности сварного изделия необходимо исходить из анализа процесса возникновения и развития разрушения с учетом его специфики в каждом отдельном случае. Сложность такого анализа определяется, во-первых, многообразием сочетания факторов, оказывающих влияние на процесс разрушения (рис.7.1.2) и, во-вторых, ограниченностью существующих представлений

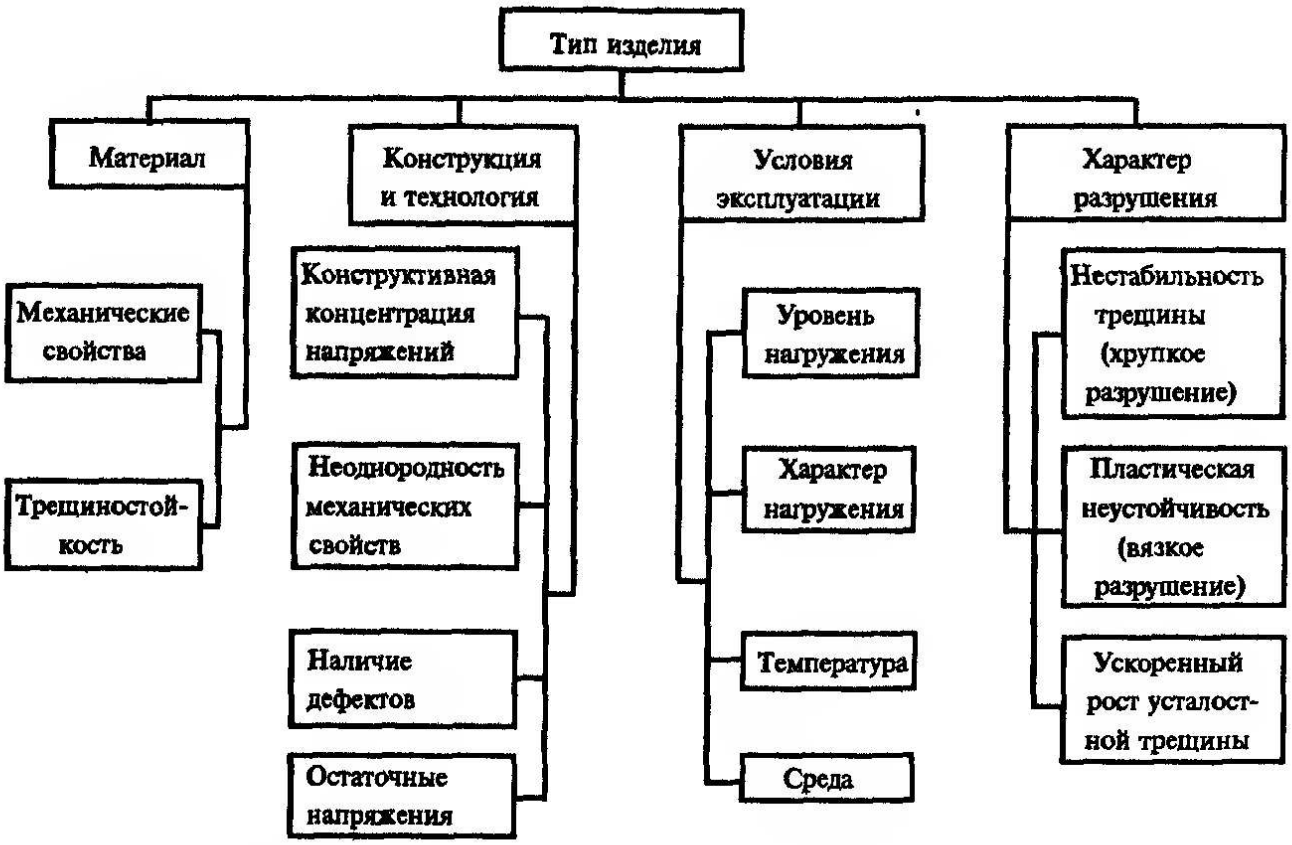


Рис.7.1.2. Факторы, определяющие возможность наступления предельного состояния разрушения и его характер

о механизмах возникновения и роста трещин применительно к металлу с неоднородными механическими свойствами.

В настоящей главе наступление предельного состояния разрушения при монотонном нагружении сначала рассматривается применительно к гладкому элементу без концентратора, затем при наличии трещиноподобного концентратора и только после этого осуществляется переход к рассмотрению реального стыкового соединения с присущей ему неоднородностью механических свойств.

Первое представление о поведении металла при нагружении в условиях любой схемы напряженного состояния позволяет получить знание деформационной характеристики материала, т.е. зависимости интенсивности истинных напряжений от интенсивности истинных деформаций $\sigma_i = f(\varepsilon_i)$.

Величины σ_i и ε_i выражаются через компоненты главных напряжений и деформаций следующим образом.

$$\sigma_i = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}\,, \qquad (7.1.1)$$

$$\varepsilon_i = \frac{\sqrt{2}}{2(1+\mu)} \sqrt{(\varepsilon_1 - \varepsilon_2)^2 + (\varepsilon_2 - \varepsilon_3)^2 + (\varepsilon_3 - \varepsilon_1)^2}\,. \qquad (7\ 1.2)$$

В переходной области от упругих деформаций к упругопластическим целесообразно воспользоваться истинной логарифмической деформацией

$$\varepsilon_1 = \int_{l_0}^{l} \frac{dl}{dl} = \ln \frac{l}{l_0}\,, \qquad (7.1.3)$$

которая обладает свойством аддитивности, что позволяет условие несжимаемости материала при пластической деформации выражать уравнением

$$\varepsilon_{1\,пл} + \varepsilon_{2\,пл} + \varepsilon_{3\,пл} = 0 \qquad (7.1.4)$$

даже в области весьма больших деформаций, а также суммировать упругие $\varepsilon_{i\,упр}$ и пластические $\varepsilon_{i\,пл}$ составляющие:

$$\varepsilon_i = \varepsilon_{i\,упр} + \varepsilon_{i\,пл}\,. \qquad (7\ 1\ 5)$$

Поведение металла при нагружении существенно зависит от его способности к упрочнению от деформации. Эту способность характеризуют показателем степени упрочнения n в выражении

$$\sigma_i = A\,\varepsilon_i^n , \qquad (7.1.6)$$

аппроксимирующем действительную зависимость $\sigma_i = f(\varepsilon_i)$ данного материала. Однако в области упругих и упругопластических деформаций зависимость (7.1.6) дает заметную погрешность. Более целесообразно степенную аппроксимацию использовать только в пластической области, т.е. принять

$$\sigma_i = A\,\varepsilon_{i\,\text{пл}}^n . \qquad (7.1.7)$$

Тогда общее выражение для деформаций будет

$$\varepsilon_i = \varepsilon_{i\,\text{упр}} + \varepsilon_{i\,\text{пл}} = \frac{\sigma_i}{E} + \left(\frac{\sigma_i}{A}\right)^{\frac{1}{n}} . \qquad (7.1.8)$$

Коэффициенты A и n можно определить построением экспериментально найденной зависимости $\sigma_i = f(\varepsilon_{i\,\text{пл}})$ в логарифмических координатах. Если эта зависимость действительно имеет степенной характер $\sigma_i = A\,\varepsilon_{i\,\text{пл}}^n$, то в логарифмических координатах она должна изображаться прямой линией $\ln\sigma_i = \ln A + n \ln\varepsilon_{i\,\text{пл}}$. В этом случае значения коэффициентов A и n определяются наклоном этой прямой и величиной отрезка, отсекаемого на оси ординат.

При экспериментальном определении зависимости $\sigma_i = f(\varepsilon_i)$ в условиях монотонного возрастания нагрузки обычно используют простое растяжение гладкого образца. Обработка результатов испытания позволяет получить зависимость истинных напряжений от истинных деформаций в пределах равномерного распределения удлинений по длине образца, т.е. до образования шейки. При нагружении плоского листового образца методом гидростатического выпучивания зависимость $\sigma_i = f(\varepsilon_i)$ может быть получена вплоть до разрушения (см. рис.6.3.6).

По уровню прочности (низкий, средний, высокий) материалы обычно разделяют на основе сравнения значений параметров $\sigma_{0,2}$ или $\sigma_в$.

Однако различие удельного веса γ и модуля упругости E таких материалов, как стали, сплавы алюминия, титана и др., приводит к тому, что при выборе материала простое сравнение уровей $\sigma_{0,2}$ и $\sigma_в$ оказывается недостаточным и возникает необходимость учета их удельной прочности $\sigma_в / \gamma$, деформативности $\sigma_{0,2} / E$, накопленной упругой энергии $\sigma_в^2 / E$ и т.д.

Так, в табл. 7.1.1 приведены диапазоны значений $\sigma_{0,2}$ для сталей и сплавов, соответствующие классификации материалов по уровню деформативности $\sigma_{0,2} / E$ [12].

По мере увеличения $\sigma_в$ материала, во-первых, возрастает удельная прочность $\sigma_в / \gamma$ (рис.7.1.3,*а*) и повышается чувствительность к наличию

Таблица 7.1.1

Классификация материалов с позиций прочности и деформативности

Материал	$\frac{\sigma_{0,2}}{E}$	Предел текучести $\sigma_{0,2}$, МПа		
		Стали	Сплавы *Al*	Сплавы *Ti*
Высокопрочный	> 1/150	> 1300	> 400	> 800
Средней прочности	1/150...1/300	1300...650	400...200	800...400
Низкой прочности	< 1/300	< 650	< 200	< 400

концентратора напряжений, что может способствовать возникновению трещины, а во-вторых, повышается уровень запасенной упругой энергии деформации $\sigma_в^2 / E$, (рис.7.1.3,*б*), что увеличивает вероятность наступления нестабильности возникшей трещины. Совокупное влияние этих факторов ограничивает возможности эффективного использования

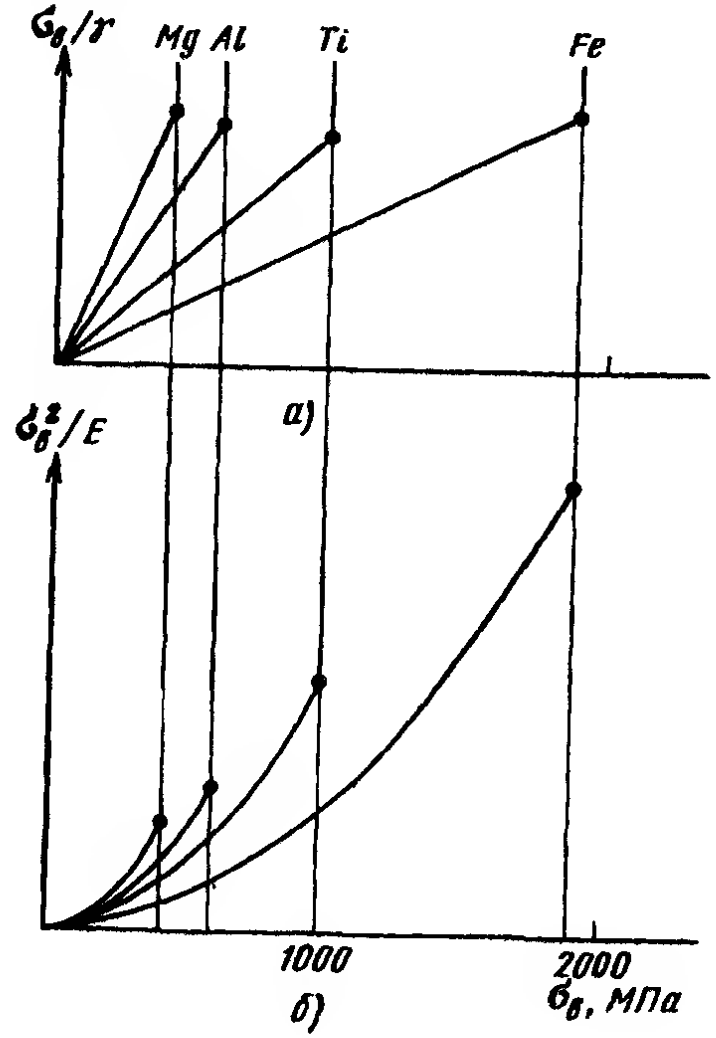


Рис.7.1.3. Зависимость удельной прочности $\sigma_в / \gamma$ и упругой энергии деформации $\sigma_в^2 / E$ от уровня прочности различных материалов [12]

материалов сверхвысокой прочности. В нижней части рис.7.1.3 штриховкой показаны те предельные значения $\sigma_в$ для ряда материалов, превышение которых уже не сопровождается увеличением конструкционной прочности узла или изделия [282]. Насколько существенным является это ограничение, можно видеть на примере высокопрочных сталей. Так несмотря на обширные исследования у нас и за рубежом в конце 50 х и начале 60-х годов по использованию сталей с пределом прочности 2000 МПа и выше для тонкостенных сосудов, положительного результата получить не удалось [131], так как наличие даже незначительных дефектов или отклонений от оптимальных условий изготовления конструктивных элементов приводило к резкому снижению конструкционной прочности изделия. Поэтому дальнейшие работы по повышению уровня прочности стали свыше 2000 МПа для различных нужд народного хозяйства были признаны нецелесообразными [282].

Как видно на рис.7.1.3,*а*, значения удельной прочности $\sigma_в/\gamma$, соответствующие предельным значениям $\sigma_в$ для сплавов титана, алюминия и магния, мало отличаются от уровня $\sigma_в/\gamma$ для сталей.

Любой известный метод расчетной оценки работоспособности конструкции сводится к сопоставлению модели ее напряженнодеформированного состояния (НДС) с моделями предельных состояний. С развитием вычислительной техники сложность модели перестает быть принципиальной преградой для ее применения в инженерной практике. В то же время автоматизация проектирования повышает требования к универсальности применяемых моделей и унификации процедур расчета для широкого класса конструкций. В качестве такого универсального метода хорошо себя зарекомендовал метод конечных элементов (МКЭ), позволяющий совместить моделирование НДС и целого ряда предельных состояний. При этом необходимой исходной информацией является деформационная характеристика материала, в то время как концентрация напряжений, изменение формы конструкции, потеря устойчивости могут быть определены в процессе расчета.

Целью настоящей главы является изложение экспериментально-расчетных подходов к оценке работоспособного конструкционного элемента из условия недопущения наступления предельного состояния разрушения при монотонном нагружении. Постановка измерений и обработка результатов эксперимента позволяет непосредственно определять те критические значения параметров, которые соответствуют наступлению страгивания трещины и характеризуют ее развитие от исходного концентратора или дефекта применительно к конкретным условиям постановки эксперимента. Процесс страгивания и роста трещины при монотонном нагружении поддается описанию с помощью математического моделирования на основе численного метода конечных элементов (МКЭ) с использованием аппарата теории упругопластического течения для материала с упрочнением. Сопоставление резуль-

татов эксперимента с соответствующими результатами математического моделирования позволяет проверить адекватность модели и зафиксировать ее критическое состояние. После включения в математическую модель критериев страгивания и движения трещины она может быть использована для расчетной оценки работоспособности элементов с дефектами в САПР [128].

§ 7.2. Максимально возможная несущая способность элемента из однородного металла

Максимально возможную несущую способность простейшего элемента конструкции из однородного металла можно определить, рассматривая нагружение металла вплоть до наступления пластической неустойчивости, когда равномерная деформация сменяется локализованной и достигается максимальное значение нагружающего усилия [131]. Применительно к этому случаю примем следующие упрощающие положения.

1. Нагружение простое, статическое.

2. Металл изотропный, и в процессе нагружения зависимости σ_i и ε_i от компонентов главных истинных напряжений и деформаций определяются выражениями (7.1.1) и (7.1.8).

3. Зависимость $\sigma_i = f(\varepsilon_i)$, начиная с некоторого уровня $\varepsilon_{i\,пл}$, можно аппроксимировать степенной функцией $\sigma_i = A\,\varepsilon_{i\,пл}^{n}$, где A и n — коэффициенты, постоянные для данного состояния металла.

Максимально возможную несущую способность определим для таких элементов конструкций, как стержень круглого сечения, нагруженный растягивающим усилием X и тонкая стенка цилиндрического сосуда, нагруженная внутренним давлением P. При этом будем считать, что эти элементы имеют идеальные геометрические формы, а их сварные стыковые соединения однородны по свойствам с основным металлом, не имеют дефектов и в процессе нагружения локализации деформаций не вызывают.

В процессе растяжения элемента имеют место две противоположные тенденции: увеличение сопротивления деформированию вследствие упрочнения материала и снижение сопротивления из-за уменьшения поперечного сечения.

При осевом растяжении стержня его максимально возможная несущая способность достигается в тот момент, когда для дальнейшего увеличения деформации уже не требуется повышения растягивающего усилия X. При этом равномерное распределение деформаций по длине стержня сменяется сосредоточенным и начинается образование шейки. Это явление называют потерей пластической устойчивости, и в качестве условия его возникновения принимают $dX = 0$.

В условных напряжениях предельная несущая способность металла оценивается, как известно, значением временного сопротивления $\sigma_в$, определяемого при растяжении стандартных образцов. Значения истинного напряжения и истинной деформации, соответствующие предельной несущей способности, можно определить из условия $dX = 0$. Так как приложенное к стержню усилие равно $X = \sigma_1 \pi r^2$, то после дифференцирования и преобразования получаем

$$\frac{d\sigma_1}{\sigma_1} + 2\frac{dr}{r} = 0 . \qquad (7.2.1)$$

Поскольку при растяжении стержня круглого сечения $\sigma_2 = \sigma_3 = 0$, из (7.1.1) следует, $\sigma_1 = \sigma_i$. Из условий несжимаемости и $\varepsilon_{2\,пл} = \varepsilon_{3\,пл}$ получаем $dr/r = \varepsilon_{2\,пл} = \varepsilon_{3\,пл} = -0{,}5\, d\varepsilon_{1\,пл}$, тогда из (7.1.2) $\varepsilon_{1\,пл} = \varepsilon_{i\,пл}$, и выражение (7.1.7) дает $\sigma_1 = A\,\varepsilon_{i\,пл}^n$, $d\sigma_1/\sigma_1 = n\, d\varepsilon_{1\,пл}/\varepsilon_{1\,пл}$. Подстановка в уравнение (7.2.1) дает $n\dfrac{d\varepsilon_{1\,пл}}{\varepsilon_{1\,пл}} - d\varepsilon_{1\,пл} = 0$, откуда

$$\varepsilon_{1\,пл} = n \quad \text{и} \quad \sigma_{1\,max} = A n^n . \qquad (7.2.2)$$

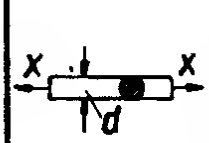
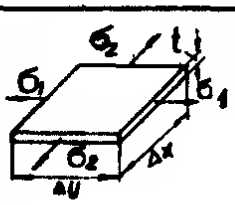
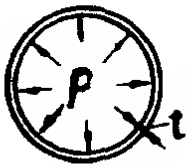
Таким образом, максимально возможная несущая способность растянутого стержня реализуется в тех случаях, когда разрушению предшествует достижение равномерной пластической деформации, равной показателю степени упрочнения, то есть $\varepsilon_{1\,пл} = n$.

Применительно к растяжению листового элемента в двух направлениях в [131] показано, что при любом соотношении компонентов двухосного растяжения σ_1 и σ_2 максимум усилия X_1 в направлении наибольшего главного напряжения достигается при величине деформации того же направления $\varepsilon_{1\,пл} = n$.

Своеобразие работы сосуда заключается в том, что момент достижения максимального усилия X_1, разрывающего стенку сосуда, не совпадает с моментом достижения максимума давления P внутри сосуда. Результаты анализа соотношений X_1 и P для различных случаев нагружения листового металла из работы [131] представлены в виде табл.7.2.1. Максимальное давление внутри сосуда достигается раньше, то есть при меньших истинных деформациях и напряжениях, чем наступает пластическая неустойчивость, соответствующая максимуму усилия, приложенного в направлении наибольшего главного напряжения. Поэтому для цилиндрического сосуда, нагруженного внутренним давлением, величины истинного напряжения $\sigma_1 = 2\,A\,n^n/\left(\sqrt{3}\right)^{n+1}$ и равномерной деформации $\varepsilon_{1\,пл} = n/2$, соответствующие достижению максимального давления, являются предельными, так как их превышение предопределяет возможность самопроизвольного развития деформаций за счет накопленной упругой энергии и может сопровождаться разрушением.

Таблица 7.2.1

Результаты сопоставления несущей способности элемента конструкции в условиях осевого и двухосного растяжения в зависимости от схемы нагружения

Характер напряженного состояния		Одноосное $\sigma_2 = \sigma_3 = 0$	Двухосное $\sigma_3 = 0$			
			Пластина	Цилиндр	Сфера	Выпучина
Схема нагружения						
		Соотношение напряжений	$0 < \sigma_2/\sigma_1 \le 1$	$\sigma_2/\sigma_1 = 0{,}5$	$\sigma_2/\sigma_1 = 1$	$\sigma_2/\sigma_1 = 1$
x_{max}	ε_{1p}	$\varepsilon_{1p} = n$				
	σ_1	$\sigma_1 = A n^n$	$A n^n \le \sigma_1 \ge A(2n)^n$	$\sigma_1 = An^n\left(\frac{2}{\sqrt{3}}\right)^{n+1}$	$\sigma_1 = A(2n)^n$	
P_{max}	ε_{1p}			$\varepsilon_{1p} = \frac{n}{2}$	$\varepsilon_{1p} = \frac{n}{3}$	$\varepsilon_{1p} > n$
	σ_1			$\sigma_1 = An^n\frac{2}{(\sqrt{3})^{n+1}}$	$\sigma_1 = An^n\left(\frac{2}{3}\right)^n$	$\sigma_1 > A(2n)^n$

Так как значения показателя степени упрочнения n, как правило, ниже у более прочных металлов, то максимум усилия, растягивающего стержень, или максимум давления внутри сосуда в случае материала высокой прочности достигается при меньшей равномерной деформации, чем для материала низкой прочности. Следовательно, с повышением прочности материала склонность к локализации пластических деформаций проявляется даже при отсутствии концентратора напряжений. При этом для одного и того же материала максимально возможная несущая способность оказывается различной при нагружении стержня растягивающим усилием ($\sigma_в$) и при нагружении стенки цилиндрического сосуда

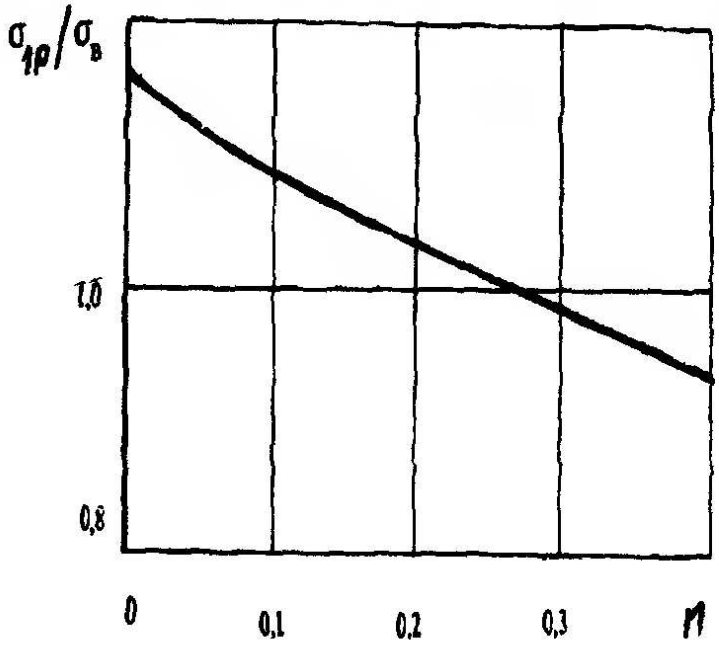


Рис.7.2.1. Зависимость максимально возможной несущей способности стенки цилиндрического сосудв от показателя степени упрочнения материала

внутренним давлением ($\sigma_{1\,р}$). На основе данных табл. 7.2.1 нетрудно показать, что отношение $\sigma_{1\,р} / \sigma_в$ изменяется в зависимости от значения показателя степени упрочнения n [131]. Для стенки цилиндрического сосуда

$$\sigma_{1\,р} / \sigma_в = 2 / \left(\sqrt{3} \right)^{n+1}. \qquad (7.2.3)$$

Изменение отношения этих величин в функции показателя степени упрочнения материала n показано на рис.7.2.1. Можно видеть, что несущая способность стенки цилиндрического сосуда может быть больше $\sigma_в$, если $n < 0{,}26$ или меньше $\sigma_в$ при $n > 0{,}26$.

§ 7.3. Реакция материала на наличие надреза

Действительная несущая способность реального элемента, содержащего концентраторы или несплошности, может оказаться ниже, чем при их отсутствии. Численное значение, характеризующее несущую способность конкретного элемента или конструкции (конструкционную прочность $\sigma_к$), может быть определено путем нагружения до наступления той стадии разрушения, которая для данного типа конструкции считается недопустимой, с последующим подсчетом максимального условного напряжения $\sigma_к$, достигнутого в сечении, где это предельное состояние наступило.

Непосредственное определение $\sigma_к$ путем нагружения готовой конструкции до разрушения слишком трудоемко и дорого, его используют сравнительно редко, например с целью проверки новых конструктивных или технологических решений, либо для выборочного контроля выпускаемой продукции. Более привлекательным представляется опре-

деление $\sigma_к$ расчетным путем на основе моделирования процесса разрушения. Реализация такого подхода требует, во-первых, наличия имитационной модели, обеспечивающей расчетное описание изменения напряженно-деформированного состояния в зоне концентратора по мере роста нагрузки, а во-вторых, определения тех значений деформаций и напряжений, которые следует считать критическими применительно к наступлению предельного состояния элемента, подвергаемого расчету.

При монотонном нагружении конструктивного элемента реакцию материала на наличие несплошности (концентратора или дефекта) целесообразно характеризовать размером пластической зоны $r_{пл}$ и значением пластической деформации $\varepsilon_{разр}$ у вершины дефекта к моменту страгивания трещины (рис.7.3.1). Поскольку непосредственное определение $r_{пл}$ и $\varepsilon_{разр}$ трудно осуществимо, то обычно их оценивают косвенно, путем фиксирования раскрытия кромок дефекта, количественно отражающего суммарное влияние упругих и пластических деформаций у вершины дефекта в процессе нагружения.

Так, например, при растяжении плоского образца со сквозным центрально расположенным надрезом (рис.7.3.2,*а*) перемещения кромок *V* фиксируют с помощью датчика (рис.7.3.2,*в*) в виде упругого элемента *1* с наклеенными тензорезисторами *2*, ножки *3* которого прижимаются к кромкам надреза *4* на некотором расстоянии от его вершины за пределами зоны пластических деформаций, где в процессе нагружения практически сохраняется параллельность кромок исходного сквозного надреза.

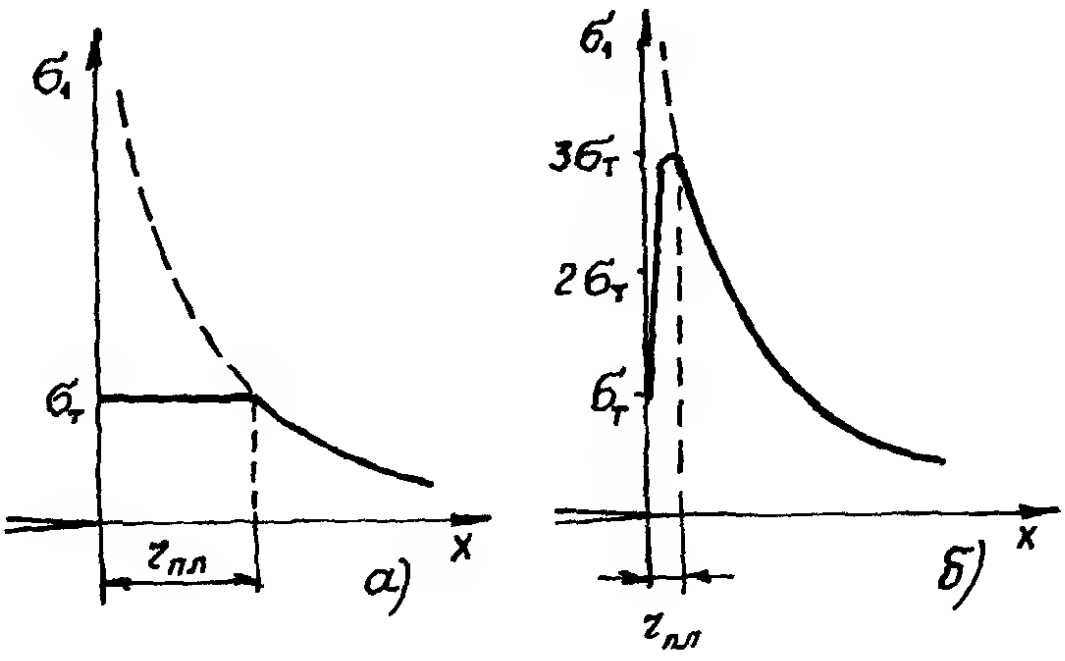


Рис.7.3.1. Схема расположения зоны пластических деформаций у вершины трещиноподобного дефекта и распределение упругих напряжений при плоском напряженном *состоянии (а)* и плоской деформации (*б*)

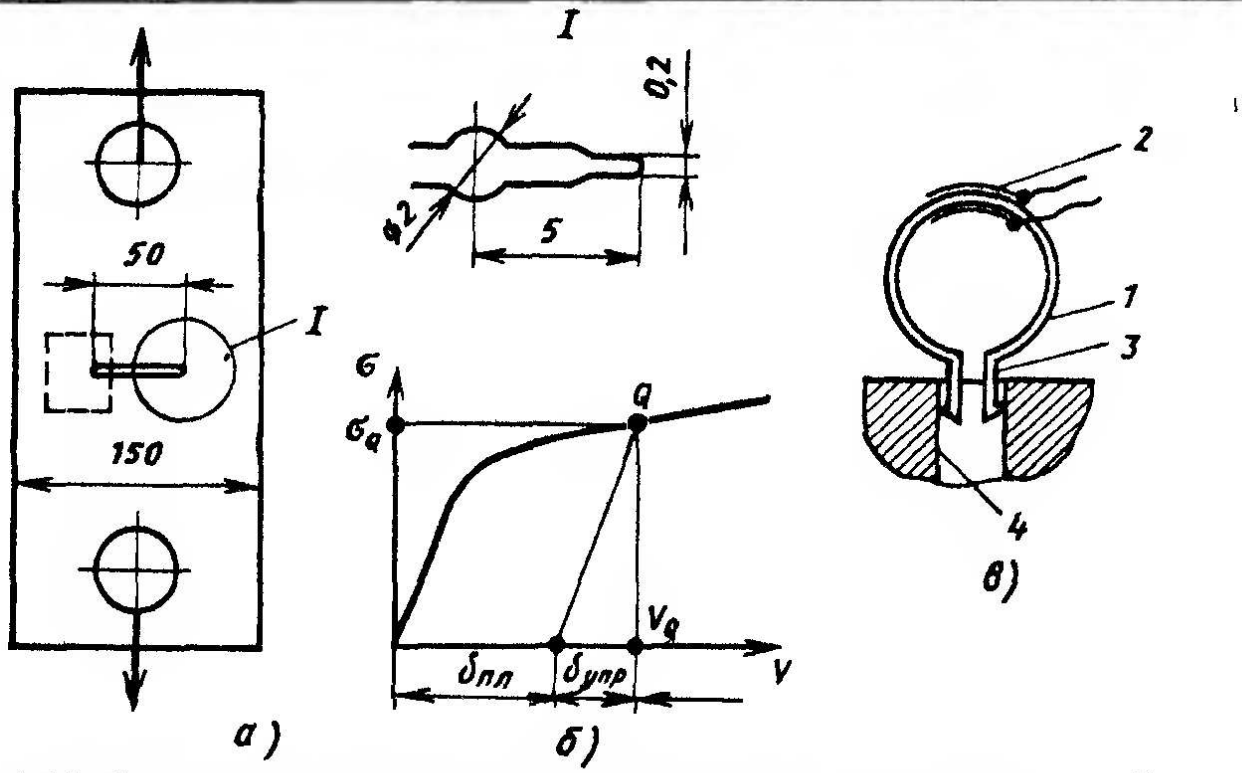


Рис.7.3.2. Измерение перемещений кромок в процессе растяжения плоского образца: *а* — образец; *б* — зависимость $\sigma = f(v)$; *в* — схема установки датчика

Вначале пластические деформации в вершине трещиноподобного дефекта протекают настолько локально, что преобладает упругая составляющая перемещения, и зависимость $\sigma = f(V)$ выражается прямой линией (рис.7.3.2,*б*). При возрастании нагрузки зона пластических деформаций начинает интенсивно расширяться и $\sigma = f(V)$ отходит от прямой. Если в дальнейшем трещина подрастает стабильно, то положение точки Q, соответствующей страгиванию, на кривой $\sigma = f(V)$ остается неизвестным.

Измерения расстояний между кромками надреза до нагружения $\delta_н$ и $\delta_к$ после нагружения под микроскопом позволяют определить остаточную (пластическую) составляющую критического раскрытия (рис.7.3.3,*а*) с учетом расстояния между берегами образовавшейся трещины [141]:

$$\delta_{пл} = \delta_к - \delta_н - \delta_{тр} . \qquad (7.3.1)$$

Измеренное датчиком критическое раскрытие V_Q, кроме остаточной составляющей $\delta_{пл}$, включает упругую составляющую $\delta_{упр}$, то есть $V_Q = \delta_{пл} + \delta_{упр}$ (рис.7.3.2,*б*). Откладывая $\delta_{пл}$ на оси абсцисс и проводя прямую, параллельную начальному прямолинейному участку зависимости $\sigma = f(V)$, можно определить точку Q и значение σ_Q, соответствующее моменту страгивания трещины.

Поскольку страгивание трещины начинается не одновременно по всему дну сквозного надреза, ее критическое раскрытие по толщине образца оказывается не постоянным. Поэтому измерения значений $\delta_{тр}$

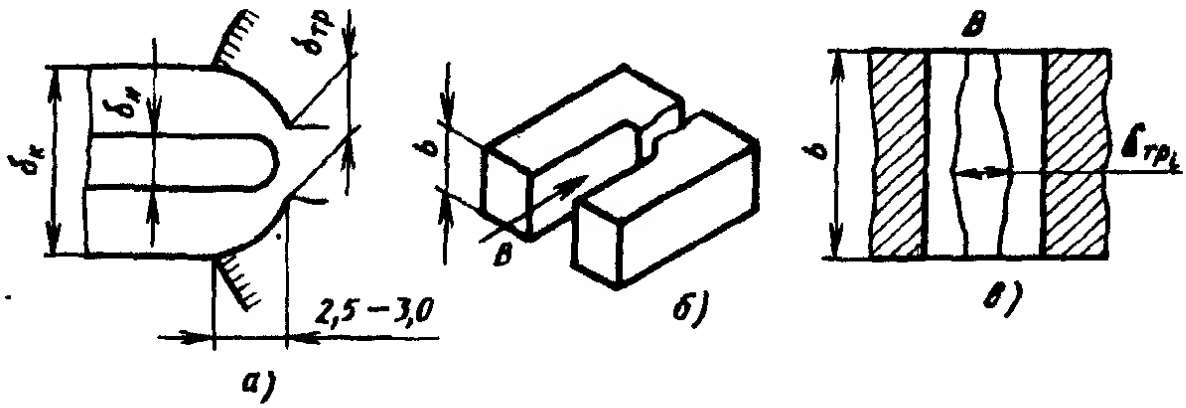


Рис.7.3.3. Схема измерения раскрытия кромок после испытания:
а — в плоскости образца; *б, в* — по толщине образца

на разных уровнях по толщине приходится выполнять на вырезанной части образца, содержащей вершину надреза (рис.7.3.3,*б,в*).

На рис.7.3.4 представлены результаты измерений, выполненных на образце толщиной $b_н$ = 12 мм из стали Ст3кп при +20 °С [141]. Распределение значений $\delta_{пл}$ по толщине служит наглядным подтверждением изменения чувствительности металла к дефекту в зависимости от схемы напряженно-деформированного состояния (НДС). В середине толщины, где НДС было близким к условиям плоской деформации, страгивание трещины произошло при значении $\delta_{Q\,пл}$, существенно меньшем, чем у поверхности, где преобладало плоское напряженное состояние. Этим объясняется тот факт, что при страгивании трещины от сквозного надреза она сначала туннелирует в направлении вдоль надреза,сохраняя исходную длину на поверхности.

Иначе происходит страгивание и развитие трещины от несквозного надреза, когда трещина растет в направлении толщины элемента с выходом на противоположную поверхность. Особенности этого процесса были показаны в [144, 314], где изложены результаты испытаний *широких плоских* образцов толщиной b = 8...11 мм (рис.7.3.5) со ступенчатым поверхностным надрезом. Измерения параметров P и V в функции времени записывали на осциллограмме, измерения удлинений волокон $\delta_{пл}$ по толщине перемычки выполняли после разрушения, представление о кинетике деформирования и разрушения элемента с поверхностным надрезом при монотонном нагружении получали дифференцированием зависимости $V = \varphi(t)$.

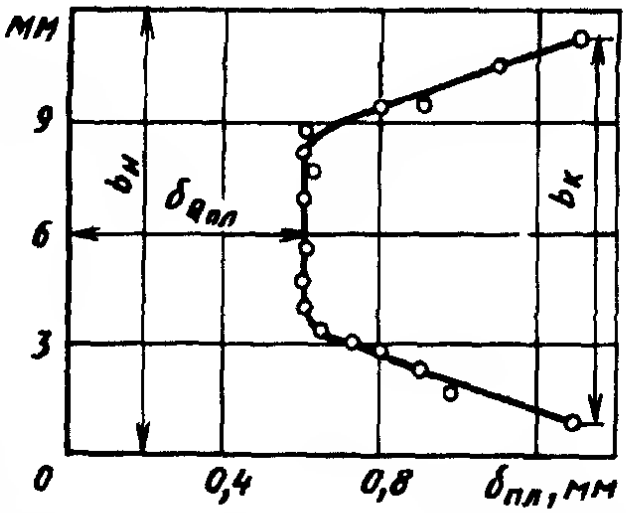


Рис.7.3.4. Распределение пластической составляющей критического раскрытия кромок $\Delta_{пл}$ по толщине

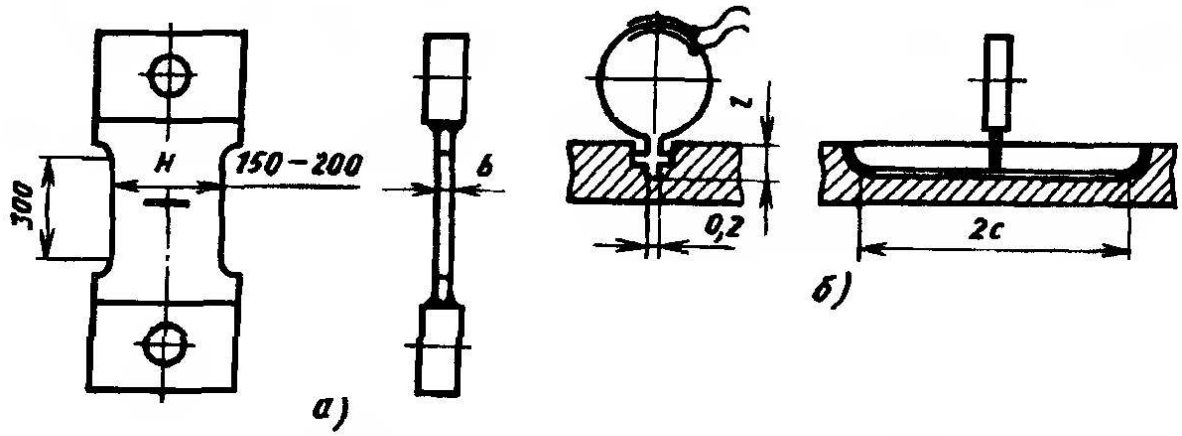


Рис.7.3.5. Образцы с длинным поверхностным надрезом $2c > 3b$:
а — форма и размеры образца; *б* — схема установки датчика раскрытия кромок надреза

Наглядное представление о результатах испытания конкретного образца дает рис.7.3.6, где в верхней части приведены зависимости $\sigma = f(V)$, $dV/dt = \varphi(V)$, а в нижней — распределение пластических удлинений волокон $\delta_{пл}$ по толщине перемычки после разрушения.

Для диаграммы σ — V характерными точками являются: Q — страгивание трещины от исходного надреза, M — достижение максимума усилия ($\sigma = \sigma_{max}$), и P — превращение поверхностной трещины в сквозную. Кроме того, на диаграмме σ — V можно выделить участок стабильного роста трещины с восходящей ветвью QM и участок с ниспадающей ветвью MP на котором рост трещины происходит самопроизвольно, не нуждаясь в возрастании приложенной нагрузки. При построении зависимости $\delta_{пл} = F(z)$ (рис.7.3.6) процесс деформирования и разрушения образца схематизировали следующим образом (рис. 7.3.7,*а*). Половина образца слева от оси $0z$ закреплена неподвижно, тогда как правая половина является абсолютно жесткой, и при нагружении *перемещается, как бы вытягивая фибры металла из левой половины.* Для обеспечения совместного рассмотрения зависимостей $\sigma = f(V)$, $dV/dt = \varphi(V)$ и $\delta_{пл} = F(z)$ в надрезе устанавливали два датчика раскрытия кромок V_1 и V_2 на различной глубине z_1 и z_2, как показано на рис.7.3.7,*б*. Использование показаний этих датчиков обеспечивает построение сопряженных точек диаграмм $\sigma = f(V)$ и $\delta_{пл} = F(z)$. Так, точке A на рис.7.3.6 соответствует раскрытие кромок V_1, характеризуемое точкой L, и раскрытие кромок V_2 (точка N). Эти точки определяют положение "жесткой" кромки правой части образца в этот момент времени. При этом раскрытие $V_1 = OD$ включает пластическую составляющую OB и упругую BD. Смещение прямой LN влево на отрезок BD позволяет определить положение точки A' на кривой $\delta_{пл} = F(z)$, тем самым фиксируя положение вершины трещины по толщине (точка A) и значение удлинения волокна $\delta_{пл}$ (отрезок AA') в момент, соответствую-

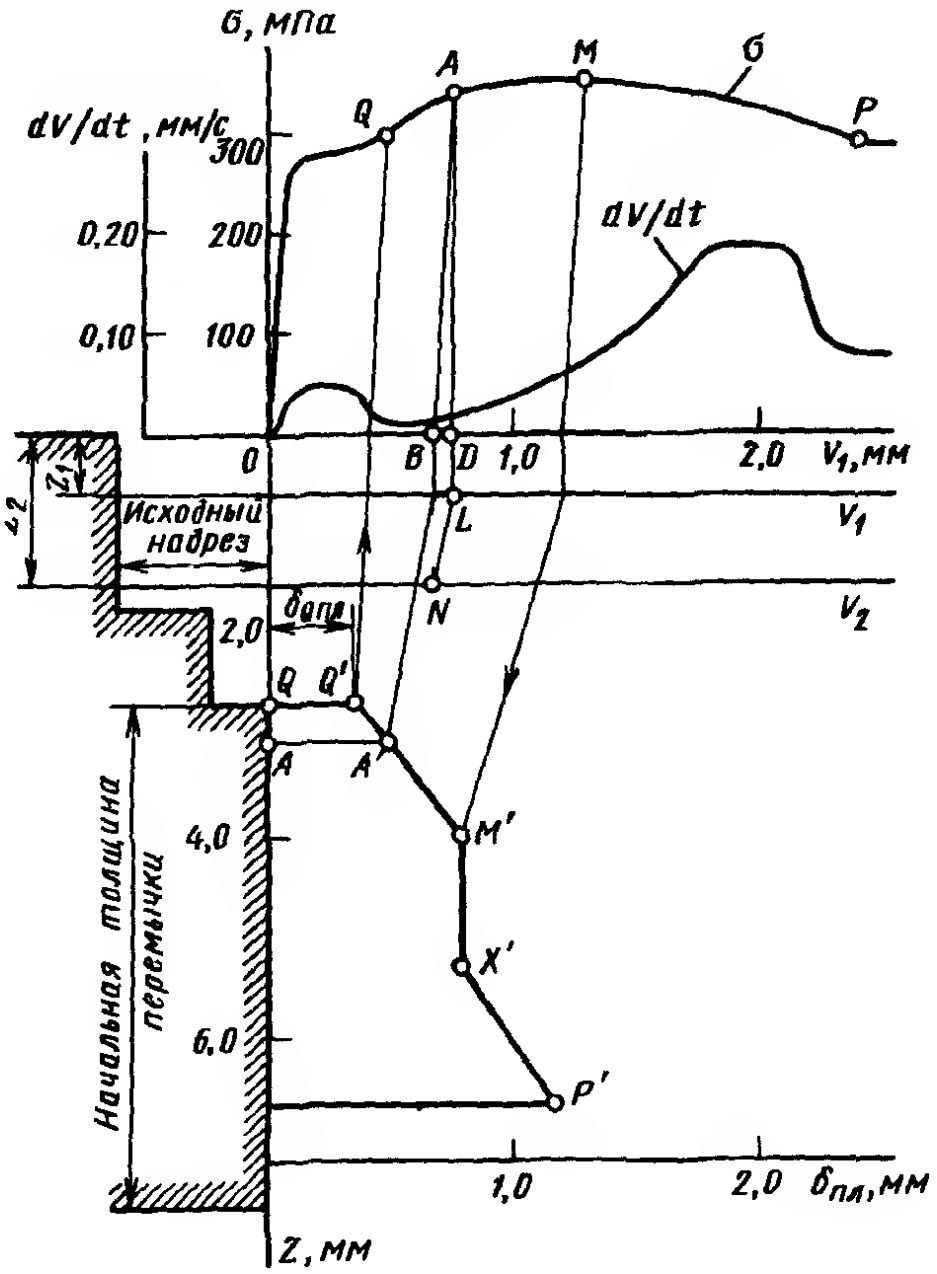


Рис.7.3.6. Обработка результатов испытания образца из стали Ст3пс шириной 150 мм и толщиной 8 мм с несквозным надрезом 2 c = 50 мм и l = 2,7 мм

щий положению точки A на диаграмме σ — V. Использование такого приема позволяет перенести точки Q' и P' с диаграммы $\delta_{пл}$ — V на диаграмму σ — V, а точку M в обратном направлении, как показано стрелками. На рис.7.3.6 можно видеть, что в данном случае точка M' попала в место перелома диаграммы $\delta_{пл}$ - z. Заметное уменьшение роста пластических удлинений $d\delta_{пл}/dz$ при продвижении трещины на участке $M'X'$ сопровождается существенным возрастанием скорости раскрытия кромок dV/dt, тогда как увеличение $d\delta_{пл}/dz$ за точкой X' приводит к резкому падению dV/dt.

Таким образом, представленное на рис.7.3.6 взаимосвязанное изменение параметров σ, $\delta_{пл}$, $d\delta_{пл}/dz$ и dV/dt отражает сопротивление

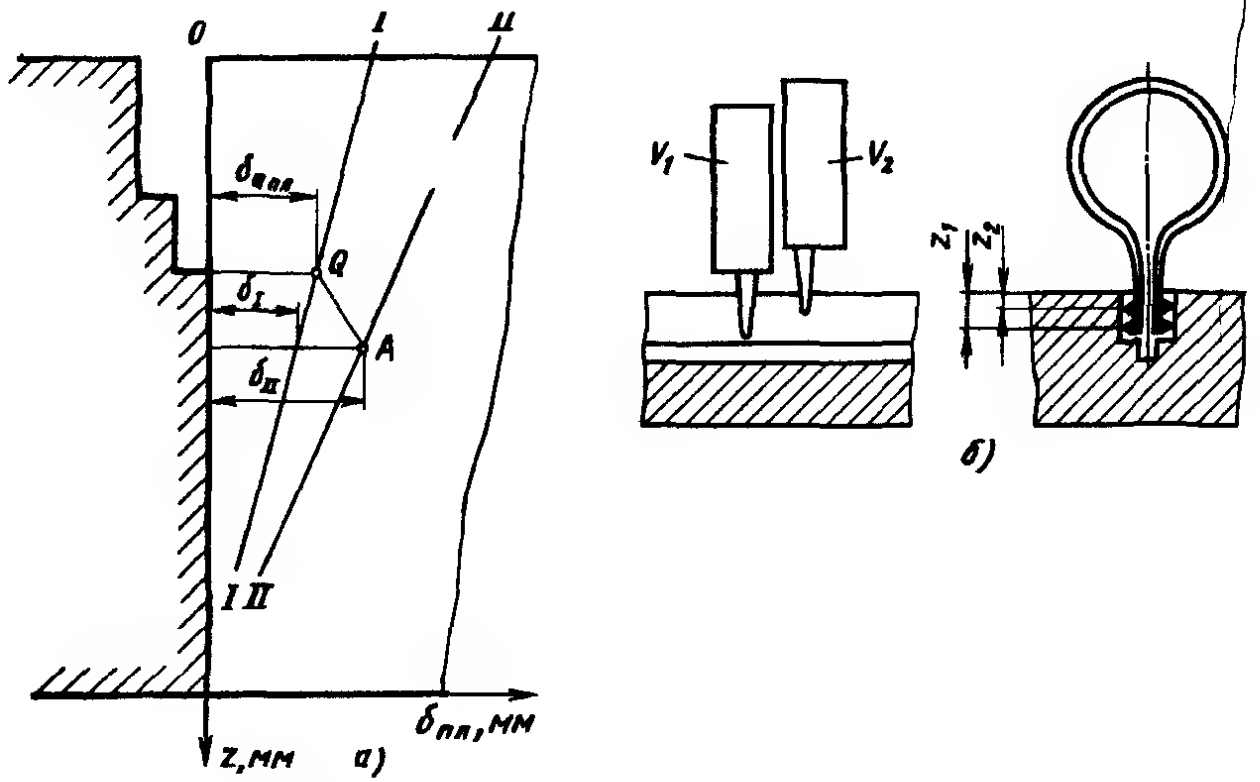


Рис.7.3.7. Схематизация процесса деформирования (*а*) и расположения датчиков в надрезе (*б*)

материала разрушению не только при страгивании трещины от исходного несквозного надреза, но и в процессе ее стабильного подрастания и самопроизвольного развития.

Условия страгивания и развития трещины зависят от податливости нагружающего устройства. Так, на рис.7.3.8 показано, что при монотонном мягком нагружении образца из сплава АМг6 с поверхностной трещиной (кривая *1*) после страгивания наблюдается этап устойчивого

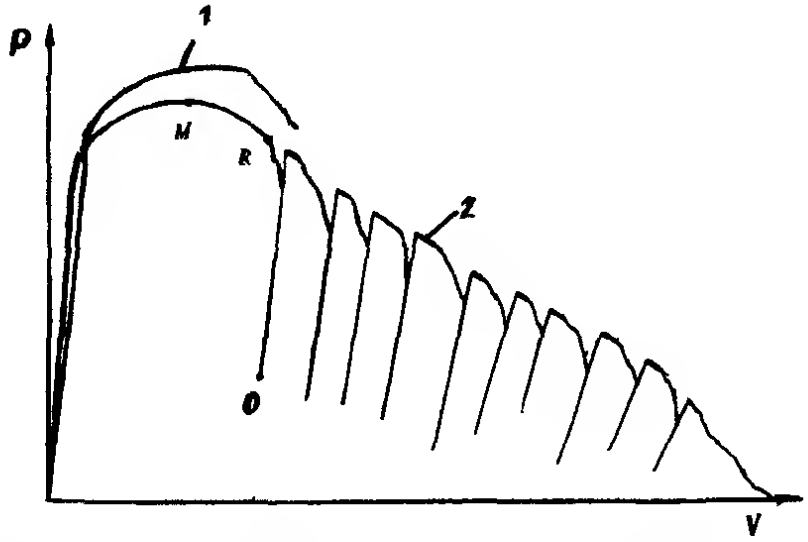


Рис.7.3.8. Диаграмма *P — V* при растяжении плоских образцов из сплава АМг6 с поверхностной трещиной при мягком (*1*) и жестком (*2*) режимах статического нагружения

роста трещины вплоть до достижения максимума нагрузки с последующим переходом к неустойчивому (самопроизвольному) росту. В случае жесткого нагружения (кривая *2*) устойчивый рост трещины происходил не только при максимальном значении, но и при плавном снижении нагрузки (участок *MR*), сменяясь нестабильным ростом с упругой разгрузкой (точка 0) и дальнейшим неоднократным повторением повышения и спада нагрузки в результате перемещения подвижного захвата нагружающего устройства и скачкообразного продвижения трещины [295].

§ 7.4. Методика экспериментальной оценки трещиностойкости однородного металла

Наиболее типичными и опасными дефектами для конструктивных элементов являются несквозные трещины. Развитие таких трещин в направлении толщины элемента может приводить как к нарушению сплошности (герметичности) элемента, так и к внезапному катастрофическому разрушению конструкции в целом [241].

С позиций линейной механики разрушения (ЛМР) оценку опасности наступления предельного состояния разрушения может дать использование уравнения типа $K_I = \sigma\sqrt{\pi l}$ из условия, что коэффициент интенсивности напряжений достигает критического значения $K_I = K_{Ic}$, при котором стронувшаяся трещина сразу становится нестабильной. Однако область использования подобного подхода к расчетам на прочность обычно оказывается ограниченной. Причиной этого являются следующие моменты [134].

Во-первых, необходимо знать величину K_{Ic}, а ее экспериментальное определение оказывается не всегда возможным. Это связано с тем, что напряженно-деформированное состояние (НДС) металла у вершины трещины достаточно четко характеризуется параметром K_I только при отсутствии макропластических деформаций в сечении элемента с трещиной. Появление макропластических деформаций изменяет характер НДС у вершины трещины, и определение K_{Ic} становится некорректным. Именно это обстоятельство затрудняет определение значений K_{Ic} для вязких металлов относительно невысокого уровня прочности, которые наиболее широко используются при изготовлении сварных конструкций.

Во-вторых, отечественные и зарубежные стандарты на определение статической трещиностойкости предусматривают только испытания образцов из однородного металла, содержащих сквозную, краевую или кольцевую трещину, тогда как для сварных конструкций наиболее характерной причиной наступления предельного состояния разрушения является наличие несквозной трещины в той или иной зоне сварного

соединения с неоднородными механическими свойствами, которая внезапно превращается в сквозную. Только нагружение образца с поверхностной трещиной позволяет выявить своеобразие процесса страгивания и развития несквозной трещины малого размера в направлении толщины конструктивного элемента, приблизить условия разрушения образца к условиям разрушения реальных элементов конструкций и использовать полученное в результате испытания критическое значение K_I в качестве критерия наступления предельного состояния разрушения в расчетах с позиций линейной механики разрушения.

К тому же расположение вершины поверхностной полуэллиптической трещины в глубине металла способно обеспечить сохранение объемно-напряженного состояния в локальной зоне пластичности вплоть до уровня средних напряжений, близких к пределу текучести, когда начинается развитие макропластических деформаций всего сечения. Это позволяет существенно снизить требования к толщине образцов по сравнению с образцами со сквозной трещиной.

Изложенное выше показывает, что существующие рекомендации по оценке статической трещиностойкости не отвечают своему назначению не только в части выбора конструктивного оформления образца для испытаний, но и из-за недостаточного соответствия экспериментально определяемого критического значения K_I наступлению предельного состояния разрушения элемента сварной конструкции. По-видимому, к типу образца, схеме его нагружения и методике обработки результатов следует предъявлять требования возможно более близкого отражения процесса разрушения элемента конструкции, работоспособность которой рассматривается.

Такой подход был положен в основу исследований, выполненных в МГТУ применительно к конструкциям оболочкового типа, исходя из недопустимости наступления предельного состояния разгерметизации стенки оболочки. Близкое соответствие процесса разрушения стенки оболочки под давлением и растянутого широкого образца с центральной поверхностной трещиной послужило основанием для использования составного образца, ранее показанного в главе 6 на рис.6.9.2.

Образец нагружается монотонно возрастающим усилием P. В процессе растяжения предусматривается одновременная запись сигналов от датчика усилия P и датчика перемещения берегов трещины V на ленту шлейфового осциллографа во времени.

После разрушения образца осмотр и обмер поверхностей разрыва обеспечивает получение информации как о размерах исходной трещины, так и о распределении пластических удлинений волокон, сопровождающих продвижение поверхностной трещины в направлении толщины. Схема, поясняющая постановку таких измерений, показана на рис. 7.4.1,*а*. Предполагается, что в исходном состоянии до приложения растягивающего усилия берега исходной усталостной трещины соприка-

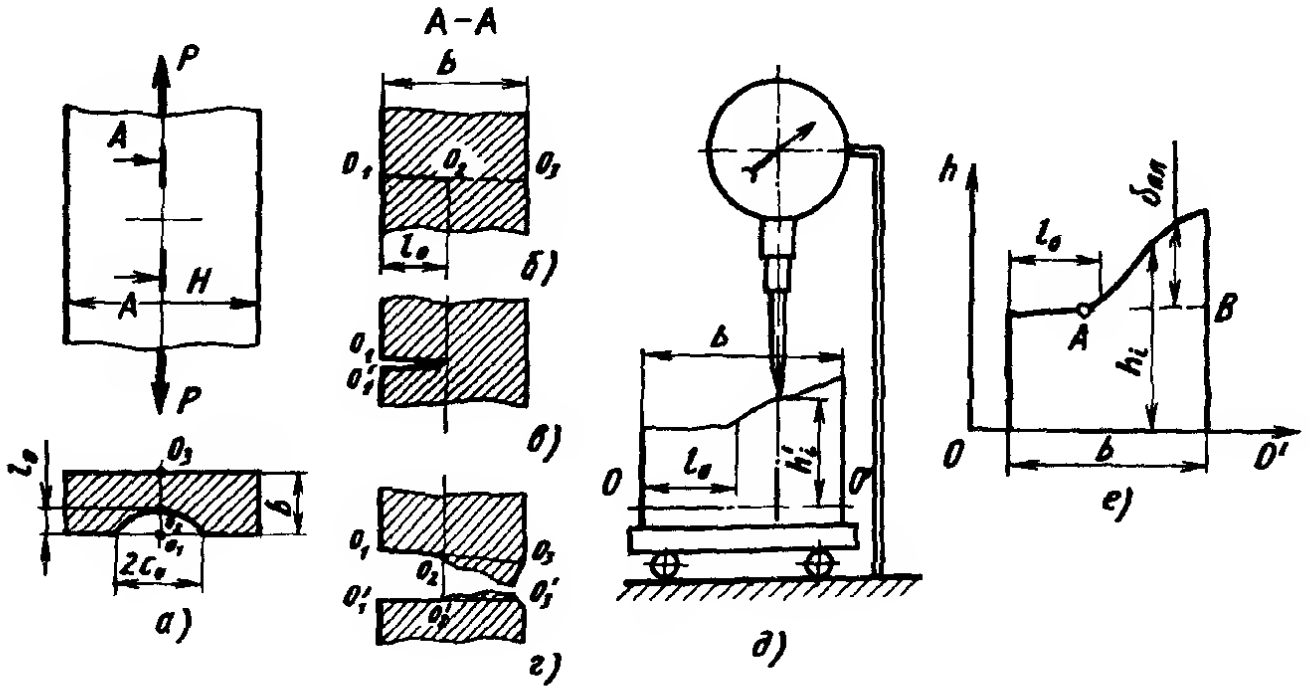


Рис.7.4.1. Методика измерения распределения удлинений волокон $\delta_{пл}$ на пути движения вершины поверхностной трещины в направлении толщины элемента

саются по линии O_1O_2 (рис.7.4.1,*б*). По мере роста усилия P берега трещины расходятся и развитие пластических деформаций в зоне ее вершины вызывает образование притупления (рис.7.4.1,*в*). Продвижение вершины трещины после ее страгивания сопровождается дальнейшим удлинением волокон в направлении приложенного усилия, и точки поверхностей разрыва смещаются за пределы плоскостей, соответствующих положению берегов исходной усталостной трещины O_1O_2 и $O_1'O_2'$, на рис.7.4.1,*г*.

Распределение пластических удлинений волокон определяют снятием профиллограмм каждой из поверхностей разрушения двух половин образца в одной и той же продольной плоскости, проходящей через точки $O_1O_2O_3$ (рис.7.4.1,*а*) [138]. Для этого с помощью индикатора перемещений часового типа с острым щупом-иглой (рис.7.4.1,*д*) снимаются численные показания о высоте расположения точек профиля относительно плоскости OO', соответствующей нулю шкалы индикатора. Последующее суммирование парных отсчетов $h = h_i' + h_i''$ в сопряженных точках поверхностей разрыва двух половин образца дает суммарное распределение удлинений волокон вдоль линии измерения (рис.7.4.1,*е*). При этом участок слева от точки A, соответствующий поверхности усталостной трещины, оказывается практически прямолинейным. Продолжение этой прямой на участке AB является как бы линией отсчета значений пластических удлинений волокон $\delta_{пл}$, сопровождающих продвижение трещины в направлении толщины.

При обработке результатов измерений (рис.7.4.2,*а*) можно видеть, что отклонение от прямой, соответствующей поверхности исходной

усталостной трещины глубиной l_0, начинается на некотором расстоянии a слева от ее вершины. Это расстояние a характеризует размер зоны пластичности к моменту страгивания трещины, а ордината $\delta_{пл} = \delta_{Q\,пл}$ в точке, соответствующей начальному положению вершины трещины, дает значение пластической составляющей раскрытия кромок $\delta_{Q\,пл}$ в момент страгивания.

Монотонное возрастание значений $\delta_{пл}$ свидетельствует о том, что продвижение вершины трещины требует подвода энергии от нагружающего устройства, подрастающая поверхностная трещина является стабильной. Напротив, отсутствие увеличения $\delta_{пл}$ характеризует переход к нестабильности, так как подвода энергии не требуется. При этом максимальным значением удлинения волокна $\delta_{пл} = \delta_{M\,пл}$ (рис. 7.4.2,*а*) можно характеризовать пластическую податливость зоны разрушения, которая реализуется в процессе превращения поверхностной трещины в сквозную. Весьма существенным является использование значения $\delta_{Q\,пл}$ для установления усилия P_Q в момент страгивания трещины, которое необходимо для подсчета значения коэффициента интенсивности напряжений $K_I = K_{I\,Q}$. Предполагается, что на стадии нагружения, соответствующей линейному участку диаграммы P — V (рис.7.4.2,*б*) изгиб образца практически отсутствует и раскрытие кромок V_A протекает упруго. С началом криволинейного участка диаграммы P — V за точкой A к упругому перемещению кромок добавляется составляющая перемещения берегов трещины в направлении приложенного растягивающего усилия P, вызванная развитием пластических деформаций в зоне вершины трещины. Как показано на рис.7.4.2,б, в этом случае для

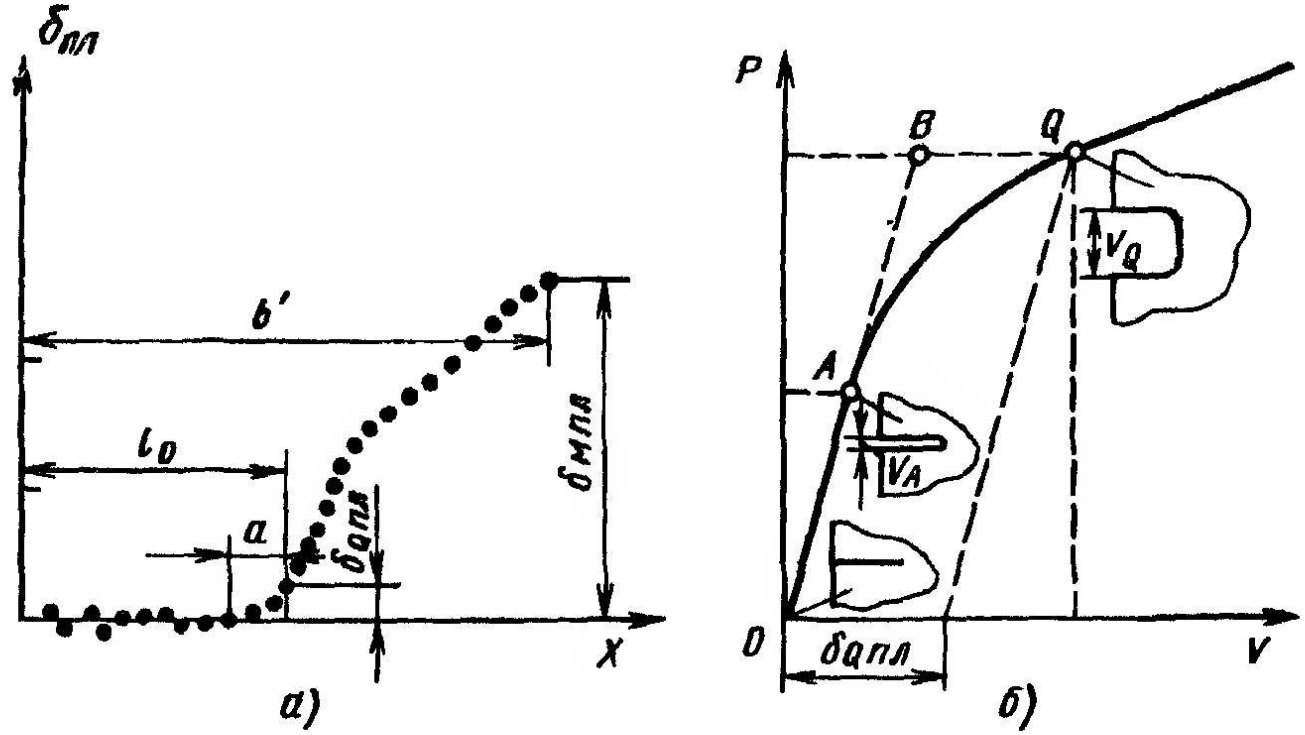


Рис.7.4.2. Схемы использования результатов измерений распределения $\delta_{пл}$ (*а*) для определения значений δ_Q, δ_M и P_Q (*б*)

построения положения точки Q на диаграмме P — V используется значение пластической составляющей критического раскрытия кромок в вершине трещины $\delta_{Q\,пл} = BQ$.

Таким образом, применение изложенной методики испытаний позволяет судить об изменениях не только деформационных и силовых, но и кинетико-энергетических факторов в процессе превращения поверхностной трещины в сквозную. Обработка результатов испытания каждого образца включает определение следующих параметров.

Удлинение волокна у вершины трещины при ее страгивании $\delta_{пл} = \delta_{Q\,пл}$ и к моменту превращения поверхностной трещины в сквозную $\delta_{пл} = \delta_{M\,пл}$, что позволяет в первом случае судить о размере локальной зоны пластичности, а во-втором — о пластической податливости зоны разрушения.

Значение усилия P_Q, растягивающего образец, в момент страгивания исходной поверхностной трещины, и ее размеров l_0 и $2c$ на поверхности разрыва с последующим подсчетом значения коэффициента интенсивности напряжений K_{IQ} (КИН в момент страгивания).

Распределение приращения удлинений $d\delta_{пл}/dz$ дает представление о затратах энергии на пути движения трещины.

Графическое или численное дифференцирование записи $V = f(t)$ на ленте осциллографа с определением скорости dV/dt дает представление о кинетике процесса разрушения и позволяет судить об изменении баланса упругой и кинетической энергии в процессе разрушения. Так, крайне резкое возрастание скорости перемещения кромок $dV/dt\,dy$ на несколько порядков по сравнению со скоростью перемещения захвата нагружающего устройства свидетельствует о наступлении нестабильности трещины (хрупкое разрушение),когда накопленная упругая энергия практически полностью переходит в энергию кинетическую. Резкое, но ограниченное возрастание dV/dt свидетельствует о наступлении пластической неустойчивости зоны перед вершиной трещины (прохождении полосы скольжения).

§ 7.5. Обобщение результатов экспериментального исследования трещиностойкости однородного металла и имитационное моделирование процесса разрушения

Непрекращающиеся случаи катастрофических разрушений сварных конструкций свидетельствует о несовершенстве учета наличия трещиноподобных дефектов технологического и эксплуатационного происхождения. Достигнутый уровень науки о прочности таков, что позволяет разработать процедуру определения предельных размеров дефектов и концентраторов, исходя из эксплуатационных требований или оценить остаточную работоспособность конструктивного элемента, в котором

методами НРК обнаружены те или иные дефекты. Тем не менее в современных расчетах на прочность еще не принято заранее учитывать наличие дефекта как фактора, подлежащего учету на стадии проектирования или эксплуатации.

Для постановки подобных задач необходимы четкие представления об особенностях процесса разрушения конкретного элемента с трещиной, которые пока еще в литературе отсутствуют.

Разрушение, наступающее при однократном приложении возрастающей нагрузки, может быть либо хрупким (разрушение сколом) либо вязким, связанным с развитием пластических деформаций. При растяжении гладкого образца, когда $\sigma_1/\sigma_i \approx 1$, разрушению предшествуют, как правило, значительные пластические деформации. Наличие концентратора напряжений в той или иной степени увеличивает жесткость напряженного состояния в зоне вершины концентратора ($J = \sigma_1/\sigma_i > 1$) и тем самым ограничивает развитие пластических деформаций перед возникновением трещины в этой зоне. Условия наступления идеально хрупкого разрушения при $\sigma_i = 0$ и $\varepsilon_i = 0$ (то есть при $J = \sigma_1/\sigma_i = \infty$) не реализуются.

Максимально возможное значение коэффициента $J = 2{,}6 \ldots 3{,}0$ соответствует объемно-напряженному состоянию в условиях плоской деформации, которое может иметь место в локальной зоне у вершины поверхностной или внутренней трещины, вершина которой достаточно отстоит от свободных поверхностей конструктивного элемента [16, 121]. В этом случае хрупкий отрыв может наступать при крайне ограниченной пластической деформации, предшествующей моменту страгивания трещины. Отсюда следует, что анализ условий реализации характерных типов разрушения (хрупкого, квазихрупкого, вязкого) целесообразно проводить применительно к максимально жесткому НДС, то есть при растяжении элементов с поверхностной трещиной.

Экспериментальное исследование такого рода выполнялось в МГТУ им.Баумана в течение ряда лет под руководством С.А.Куркина (В.П.Новицким, С.С.Родионовым, В.В.Бородиным, В.В.Трубиным, С.И.Тарасовым, И И.Гуменшаймером, Ю.Ю.Лавряковым). Статическому растяжению подвергали широкие плоские образцы толщиной 12...30 мм. Составная конструкция таких образцов, включающая испытуемый элемент — вставку и приварные захватные головки, была описана ранее в §6.9 (см.рис.6.9.2). Центральную поверхностную трещину требуемого размера в каждом образце выращивали от поверхностного надреза пульсирующим нагружением по схеме трехточечного изгиба. Общие сведения о материалах, их механических свойствах, сечениях образцов, исходных размерах поверхностных трещин и результатах испытаний образцов из однородного металла представлены в табл. 7.5.1, где обозначения параметров и методика их определения соответствуют приведенным в §7.4. Рассмотрим результаты этого исследования

Таблица 7.5.1

Результаты испытаний образцов с поверхностной трещиной

№ по пор.	Сталь	Механические свойства			Размеры сечения, мм	Размеры трещины		Температура испытания, Т °С	Результаты эксперимента			
		$\sigma_{0,2}$, МПа	$\sigma_в$, МПа	δ, %		l, мм	$2c$, мм		$\delta_{Q\,пл}$, мм	δ_M, мм	σ_Q, МПа	Характер разрушения
1	15ГБ	335	465	28	25×130	8,55	32,2	+20	0,58	5,2	347	Вязкий
						8,35	33,0	-60	0,14	0,69	453	Вязкохрупкий
						8,7	31,0	-100	0,01	0,11	460	Хрупкий
2	АБ-IIШ	570 -590	670	22	20×130 25×130	10,1	43,0	+20	0,47	8,31	508	Вязкий
						9,25	32,0	-80	0,15	0,53	595	Вязкохрупкий
						10,5	38,5	-100	0,1	0,53	511	
						7,0	35,0	-130	0,01	0,05	398	Хрупкий
3	ЭП-678 (03Х11Н10М2Т)	920	1140	12	18×110	5,5	15,0	+20	0,04	1,13	855	Вязкий
						8,1	18,9	+20	0,05	2,2	785	
4	ДИ-52 (03Х11Н8М2Ф)	900	1050	12	18×110	9,1	37,0	+20	0,1	1,5	660	"
						8,9	29,4	+20	0,12	1,5	740	

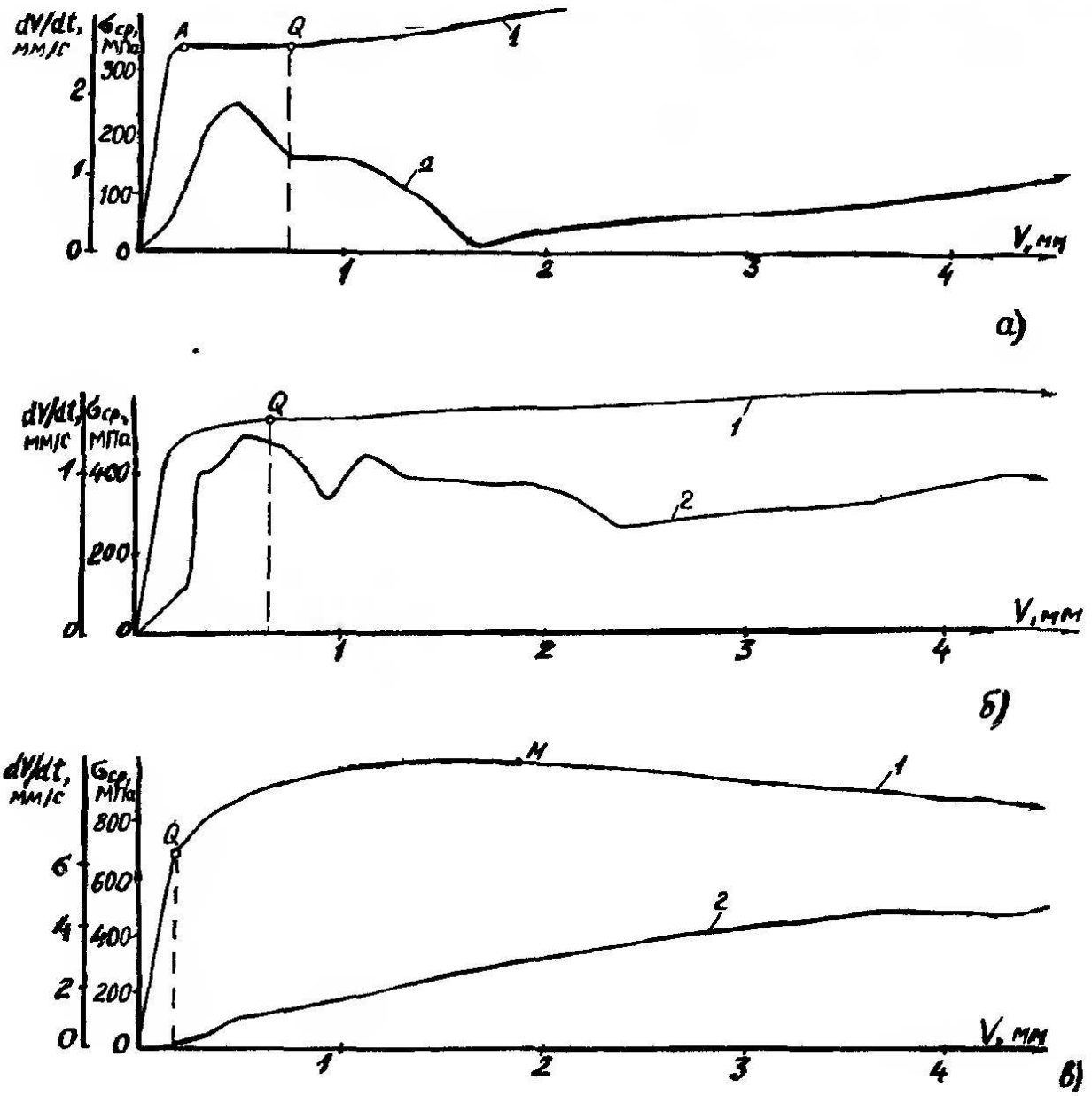


Рис.7.5.1. Диаграммы, полученные при монотонном нагружении образцов из сталей при Т = 20 °С:
а — 15ГБ; *б* — АБ-1Ш; *в* — 03Х11Н10М2Т; *1* — $\sigma_{ср}$ - *V*; *2* — d*V*/d*t* - *V*

На рис.7.5.1,*а,б,в* представлены зависимости $\sigma_{ср} = f(V)$ и $dV/dt = \varphi(V)$, отражающие изменения приложенного усилия *P* и раскрытия кромок поверхностной трещины *V* в процессе испытания сталей при температуре +20 °С.

Можно видеть, что для стали 15ГБ, имеющей четко выраженную площадку текучести, линейный характер зависимостей $\sigma_{ср}$ и dV/dt от *V* (рис.7.5.1,*а*) сохраняется вплоть до уровня $\sigma_{ср}$, близкого к пределу текучести $\sigma_т$ гладкого образца. Следовательно, на этой стадии нагружения у вершины поверхностной трещины, расположенной по толщине на достаточном расстоянии от свободных поверхностей образца, размер зоны пластичности остается ничтожно малым, т.е. все три компоненты истинных напряжений σ_1, σ_2, σ_3 являются растягивающими. Переход

от линейного участка кривой *1* в точке *A*, где прекращается рост приложенного усилия, указывает на начало макропластических деформаций всего сечения, что подтверждается резким возрастанием скорости раскрытия кромок dV/dt до уровня, близкого к скорости перемещения подвижного захвата нагружающего устройства. Это также свидетельствует о наступлении пластической неустойчивости в локальной зоне у вершины трещины и быстром распространении полосы пластичности на всю толщину перемычки между вершиной поверхностной трещины и противоположной поверхностью образца. В результате прохождения такой полосы вершина трещины притупляется, а на противоположной поверхности появляется утяжка. Дальнейшее развитие пластических деформаций в зоне у вершины трещины происходит при практически постоянном растягивающем усилии и некотором понижении скорости раскрытия кромок dV/dt (кривая *2*) и завершается страгиванием трещины от притупления исходной трещины при $\sigma_{Q\,пл} = 0{,}58$ мм (точка *Q* на кривой *1*). После страгивания продвижение вершины трещины в направлении толщины протекает стабильно, без резких изменений скорости dV/dt при интенсивном увеличении удлинений волокон $\delta_{пл} = \varphi(z)$ (рис.7.5.2,*а*) вплоть до превращения трещины в сквозную при $\delta_{M\,пл} = 4{,}7$ мм.

У более прочной стали АБ-1Ш площадка текучести выражена менее четко, чем у стали 15ГБ. Соответственно и на диаграмме $\sigma_{ср}$ - V (рис.7.5.1,*б*) отход от прямолинейного участка наступил при уровне $\sigma_{ср}$ заметно меньшем $\sigma_{0,2}$, а расширение зоны пластичности у вершины трещины происходило при возрастающей нагрузке вплоть до страгивания трещины при $\delta_{Q\,пл} = 0{,}47$ мм (точка *Q*, рис.7.5.2, *б*). Дальнейшее продвижение трещины в направлении толщины так же, как и в образце из стали 15ГБ, протекало стабильно, без резких изменений скорости dV/dt и при весьма интенсивном возрастании удлинений волокон $\delta_{пл}$.

Деформационная характеристика высокопрочной мартенситно-стареющей стали ЭП-678 (03Х11Н10М2Т) отличается от сталей 15ГБ и АБ-1Ш плавным отходом от прямолинейного упругого участка без какого-либо намека на площадку текучести. Соответственно на диаграмме $\sigma_{ср}$ - V (рис.7.5.1,*в*, кривая *1*) отход от начального прямолинейного участка практически совпадает с точкой *Q*, поскольку страгиванию трещины предшествует удлинение волокон $\delta_{Q\,пл}$ всего 0,05 мм (точка *Q* на кривой *1*). Однако несмотря на малое притупление исходной трещины, после страгивания дальнейшее продвижение трещины в направлении толщины сопровождается монотонным плавным возрастанием скорости dV/dt (кривая *2*) и интенсивным увеличением удлинения волокон на пути ее движения (рис.7.5.2,*в*) вплоть до превращения в сквозную.

Мартенситная сталь ДИ-52 (03Х11Н8М2Ф) по механическим свойствам близка к мартенситно-стареющей стали ЭП-678 (см. табл.

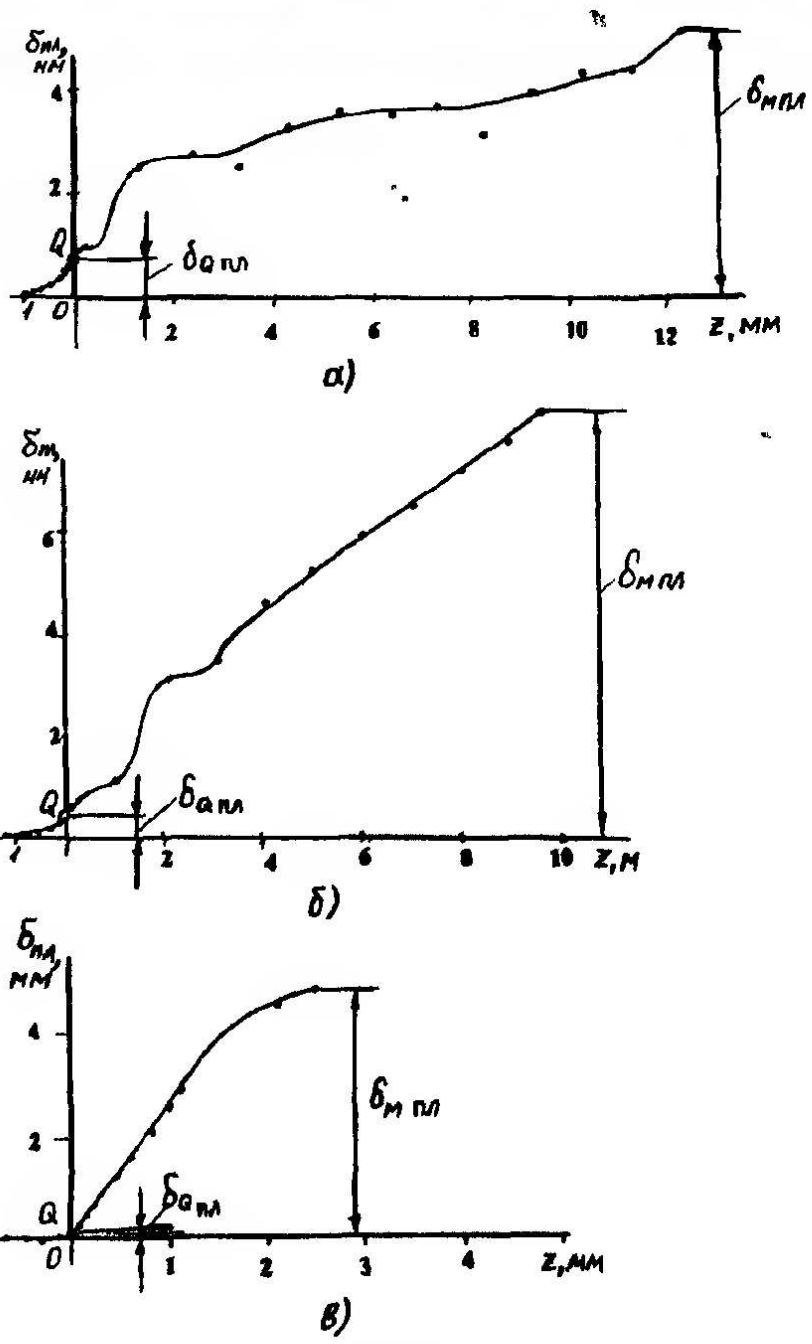


Рис.7.5.2. Распределение пластических деформаций волокон $\delta_{пл}$ по толщине перемычки в образцах из сталей, испытанных при Т = 20° С:
а — 15ГБ; *б* — АБ-1Ш; *в* — 03Х11Н10М2Т

7.5.1), ее зависимость $\sigma_i = f(\varepsilon_i)$ также не имеет площадки текучести. Соответственно и процесс разрушения образцов с поверхностной трещиной в случае стали ДИ-52 протекал подобно тому, как было описано выше для стали ЭП-678, имея отличие только в том, что макропластические деформации сечения в образцах из стали ДИ-52 начинались при более низком уровне напряжений $\sigma_{ср}$ и к моменту страгивания трещины $\delta_{Q\,пл}$ составляло 0,1...0,12 мм по сравнению с $\delta_{Q\,пл}$ = 0,04...0,05 мм для стали ЭП-678.

Таким образом, все образцы табл. 7.5.1, испытанные при температуре +20 °С, имели вязкий характер разрушения, признаками которого можно считать следующее.

1. Страгиванию трещины в направлении толщины предшествовало притупление ее вершины, характеризуемое пластической составляющей раскрытия кромок $\delta_{Q\,пл}$ в диапазоне 0,04 ÷ 0,58 мм (см. табл.7.5.1)

2. Стабильность развития трещины в процессе ее превращения из поверхностной в сквозную и монотонность возрастания удлинения волокон на пути движения трещины в направлении толщины.

3. Расположение точки Q за пределами прямолинейного участка диаграммы $\sigma_{ср}$ - V, что свидетельствует о начале пластических деформаций сечения образца до страгивания трещины.

Последний из перечисленных признаков вязкого разрушения позволяет предположить наличие непосредственной связи характера разрушения, с тем что уровень напряжений $\sigma_{ср} = \sigma_Q$ в сечении с трещиной в момент страгивания трещины для всех испытанных материалов оказался выше предела пропорциональности, соответствующего растяжению гладкого образца. Если это так, то характер разрушения образца с поверхностной трещиной может быть изменен за счет повышения сопротивления материала началу макропластических деформаций, например путем проведения испытаний образцов из конструкционных сталей 15ГБ и АБ-1Ш при низких температурах (см.табл.7.5.1).

Так, на рис.7.5.3,*а* можно видеть, что при температуре -60 °С повышение уровня начала макропластических деформаций образца из

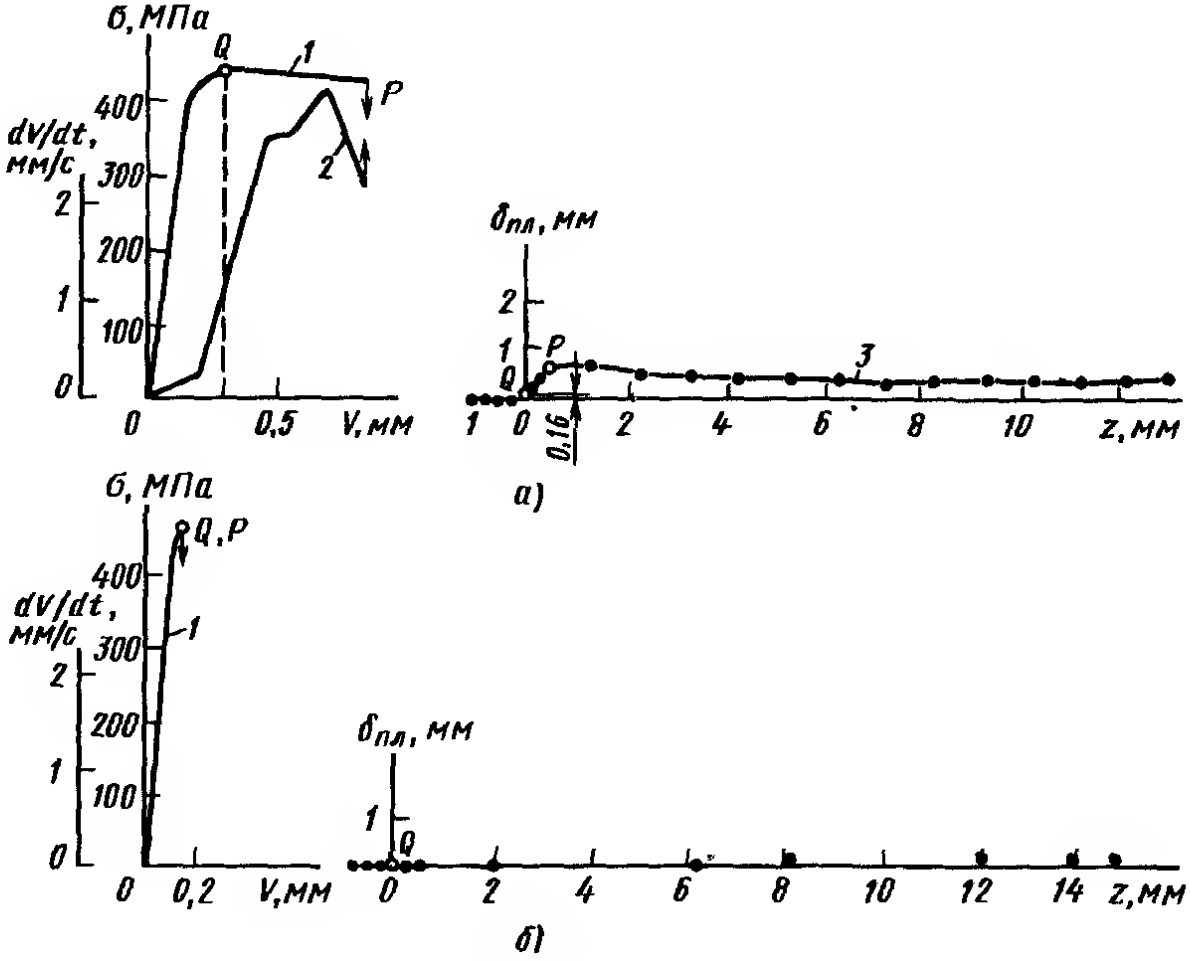


Рис.7.5.3. Результаты испытаний образцов из стали 15ГБ при низких температурах: 1 — $\sigma = f(V)$, 2 — $dV/dt - \varphi(V)$; 3 — $\delta_{пл} = F(z)$

стали 15ГБ привело к существенному снижению притупления вершины трещины перед страгиванием ($\delta_{Q\,пл} = 0{,}16$ мм) по сравнению с 0,58 мм при +20 °С. При этом подрастание трещины на участке QP после страгивания происходило при несколько снижающейся нагрузке и завершилось наступлением нестабильности трещины, о чем свидетельствует внезапное возрастание скорости dV/dt на несколько порядков, фиксирующее мгновенное разделение образца на две части. Наглядное подтверждение изменения характера разрушения при продвижении трещины в направлении толщины дает распределение пластических удлинений волокон $\delta_{пл} = F(z)$ этого образца. Можно видеть, что подрастание трещины на участке QP на $\Delta l \approx 0{,}5$ мм сопровождалось пластической деформацией всей толщины перемычки, а с момента наступления нестабильности трещины (точка P) дальнейший разрыв происходил хрупко, без каких-либо приращений $\delta_{пл}$. Поскольку этому хрупкому разрыву предшествовало развитие макропластических деформаций, то характер разрушения следует классифицировать как вязкохрупкий.

Понижение температуры испытания образца из стали 15ГБ до −100 °С привело к страгиванию трещины в упругой области нагружения, поскольку $\delta_{Q\,пл}$ не превышало 0,01 мм, причем трещина практически сразу стала нестабильной и разрушение всего сечения образца (7.5.3,*б*) имело хрупкий характер.

Испытания образцов из стали АБ-1Ш при температуре −80, −120 и −130 °С показали результаты по характеру разрушения (рис.7.5.4), близкие описанным выше. Отличие проявилось только в том, что при вязкохрупком разрушении на стадии подрастания трещины, снижения нагрузки, как при испытании образца из стали 15ГБ, не наблюдалось. По-видимому, это связано с отсутствием площадки текучести на кривой деформирования стали АБ-1Ш.

Выполненный анализ процесса разрушения большого количества образцов с поверхностной трещиной позволяет конкретизировать условия наступления разрушения того, на какой стадии процесс деформирования (рис.7.5.5. и табл.7.5.2) оказывается прерванным страгиванием трещины.

Трещина, стронувшаяся на этапе *I*, когда размер пластической зоны у вершины трещины крайне мал ($\delta_{Q\,пл} < 0{,}03$ мм), становится нестабильной (хрупкое разрушение). В этом случае совпадение условия начала разрушения и потери несущей способности элемента представляется естественным, поскольку затраты энергии на пластическую деформацию ничтожны, и энергии, выделяющейся от разгрузки берегов трещины, оказывается достаточно, чтобы обеспечить разрыв связей между атомами и образование двух новых поверхностей на линии фронта трещины без подвода энергии извне. При этом пластическая податливость зоны разрушения образца оказывается ничтожной ($\delta_{M\,пл} \approx \delta_{Q\,пл}$).

Если страгивания на первом этапе не произошло и уровень $\delta_{1\ ср}$ достиг $\delta_{пц}$, то зона пластичности на этапе *II* расширяется, захватывая все сечение пластины. Образование линий скольжения, пересекающих все сечение, снижает объемность НДС у вершины трещины и устраняет барьер, препятствующий резкому увеличению раскрытия $\delta_{пл}$. В диапазоне раскрытия $\delta_{Q\ пл} < 0{,}15$ мм заметное притупление исходной трещины сохраняет ее стабильность в момент страгивания. Однако из-за ограниченности притупления по мере удаления от него вершина движущейся трещины снова может стать предельно острым концентратором, создавая условия для перехода от стабильного подрастания к нестабильности. В результате разрушение приобретает вязкохрупкий характер. При этом

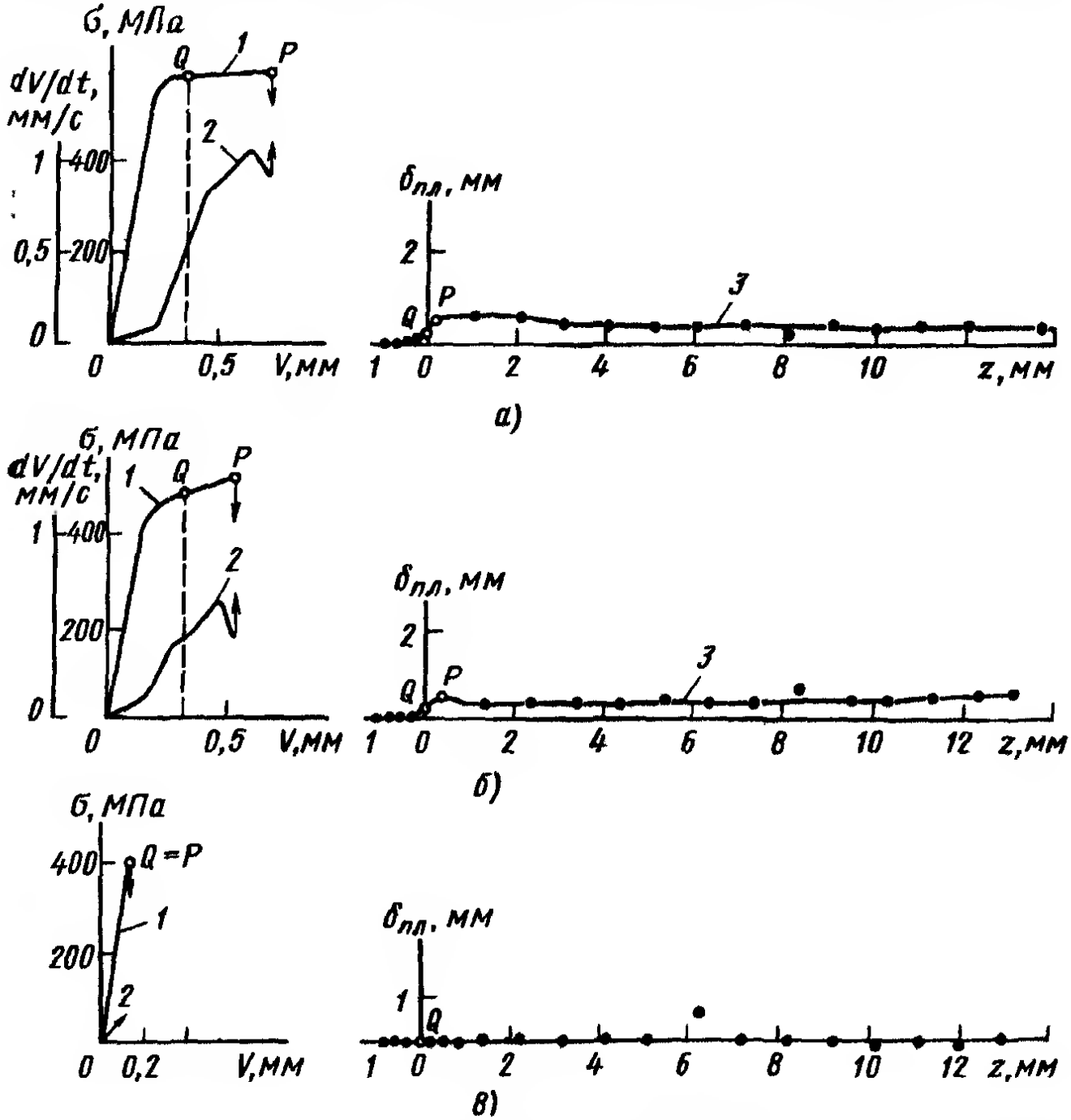


Рис.7.5.4. Результаты испытаний образцов из стали АБ-1Ш при низких температурах:
а — $T = -80$ °С; *б* — $T = -120$ °С; *в* — $T = -130$ °С;
1 — $\sigma = f(V)$; *2* — $dV/dt = \varphi(V)$; *3* — $\delta_{пл} = F(z)$

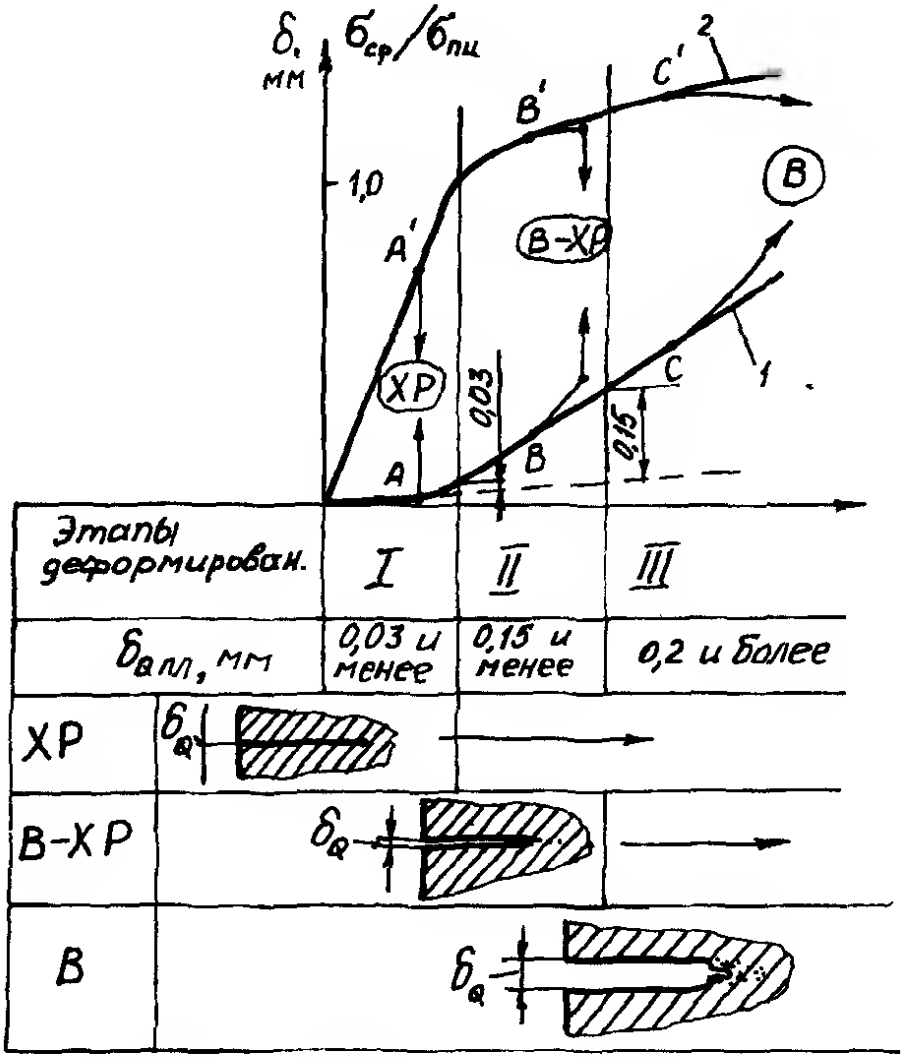


Рис.7.5.5. Схема зависимости характера разрушения от стадии деформирования, предшествующей страгиванию поверхностной трещины:
1 — $\delta_{полн} = f(\varepsilon_{ср})$; 2 — $\sigma_{ср} = \varphi(\varepsilon_{ср})$

пластическая податливость зоны разрушения элемента $\delta_{M\,пл}$ остается того же порядка, что и $\delta_{Q\,пл}$.

Этап *III* отличается от этапа *II* большим диапазоном притупления исходной трещины до ее страгивания. При $\delta_{Q\,пл} > 0{,}2$ мм перед вершиной движущейся трещины оказывается зона, где НДС уже не соответствует условиям плоской деформации и не препятствует развитию пластических деформаций. Поэтому превращение поверхностной трещины в сквозную протекает стабильно, пластическая податливость зоны разрушения образца оказывается значительной, сохраняет ее стабильность, и разрушение происходит вязко.

Выше, в §7.4, отмечалась целесообразность использования образцов с поверхностной трещиной для оценки численных значений критерия K_{Ic}. Однако при реализации подхода линейной механики разрушения (ЛМР) в расчетах на прочность необходимо не только иметь экспериментально определенные значения K_{Ic}, но и установить, корректно ли они определены с позиций ЛМР.

Таблица 7.5.2

Условия наступления разрушения при растяжении элемента с поверхностной трещиной

Этап деформирования	Удлинение волокна у вершины трещины к моменту страгивания δ_Q, мм	Развитие трещины после страгивания		Пластическая податливость зоны разрушения δ_M, мм	Тип разрушения	Корректность использования критерия K_{Ic}
		Характер развития трещины	Скорость расхождения берегов трещины dV/dt			
I	0,03	Нестабильность сразу после страгивания трещины	$dV/dt \uparrow$	$\delta_M \approx \delta_Q$	Хрупкий	$K_{IQ}=K_{Ic}$
II	Менее 0,1...0,2	Подрастание трещины при $dV/dt \approx V_{захв}$ с переходом к нестабильности при $dV/dt \uparrow$		Менее 0,6...1,5	Вязкохрупкий	$K_{IQ}\approx K_{Ic}$
III	Более 0,2	Стабильный рост трещины при $dV/dt \approx V_{захв}$		Более 1,5	Вязкий	Не используется

Обозначения: $V_{захв}$ — скорость перемещения захвата нагружающего устройства; $dV/dt \uparrow$ — мгновенное возрастание скорости расхождения берегов трещины на несколько порядков по сравнению с $V_{захв}$.

Понятие корректности пока четкого определения не получило. По-видимому, применительно к элементу с поверхностной трещиной основными признаками корректности определения значений K_{Ic} следует считать, во-первых, сохранение объемно-напряженного состояния в условиях плоской деформации в зоне у вершины трещины вплоть до ее страгивания, а во-вторых, наступление нестабильности развития трещины после ее страгивания. При реализации характерных типов разрушения условия соблюдения этих признаков корректности представлены в табл. 7.5.2 [134].

Так, в случае хрупкого разрушения, когда стронувшаяся трещина становится сразу нестабильной, корректность использования равенства $K_{IQ} = K_{Ic}$ сомнений не вызывает. При вязкохрупком разрушении, поскольку нестабильность трещины наступает не сразу, а после ее подрастания на Δl порядка 0,5 мм, то значение нагружающего усилия $P_{разр}$ в момент наступления нестабильности может несколько отличаться от значения усилия P_Q в момент страгивания. Однако эти поправки, которые в случае необходимости могут быть учтены по результатам испытания, обычно мало изменяют значение K_{Ic}, подсчитанное исходя из равенства $K_{IQ} = K_{Ic}$. При вязком характере разрушения использование критерия K_{Ic}, естественно, становится некорректным.

При постановке испытаний с целью оценки трещиностойкости металла условия корректности, приведенные в табл. 7.5.2, необходимо дополнить рекомендациями по выбору толщины образца и размеров поверхностной трещины.

При анализе результатов испытаний элемента со сквозной или краевой трещиной нередко используют зависимость критического значения КИН от исходного размера трещины l (рис. 7.5.6,*а*) [199, 200, 201]

$$K_c = f(l). \qquad (7.5.1)$$

Однако в нашем случае, применительно к несквозной трещине — поверхностной или внутренней (рис.7.5.6,*б*,*в*), установление зависимости типа (7.5.1) осложняется тем, что размер трещины приходится характеризовать одновременно двумя параметрами: глубиной l или $2l$ и длиной $2c$. Преодолеть это затруднение можно введением обобщенного размера несквозной трещины W согласно выражению $K_I = \sigma\sqrt{\pi W}$, откуда

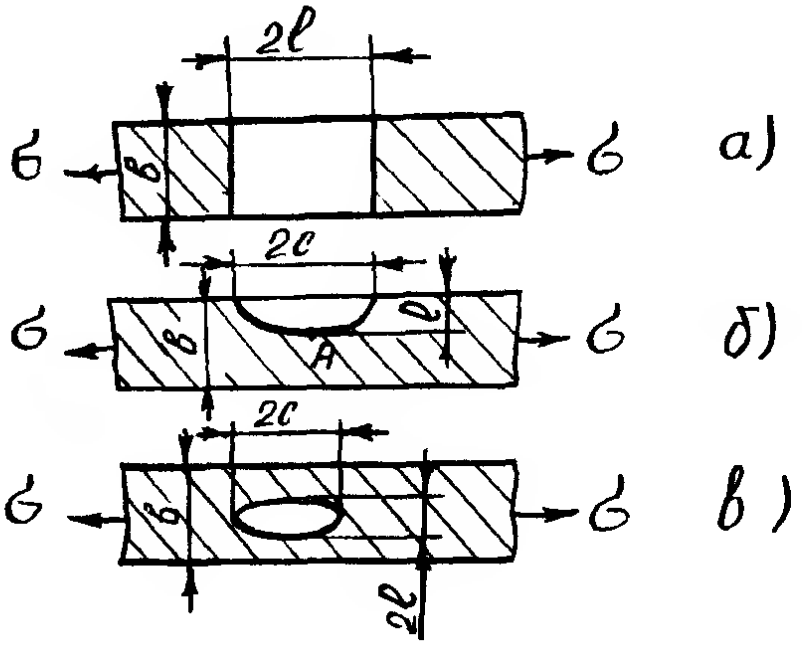


Рис.7.5.6. Характерные размеры трещин:
а — сквозной; *б* — поверхностной; *в* — внутренней

$$W = \frac{K_1^2}{\sigma^2 \pi}. \qquad (7.5.2)$$

В этом случае обобщенный размер полуэллиптической поверхностной трещины численно равен полудлине сквозной трещины, расположенной в бесконечном теле с таким же уровнем растягивающих напряжений, коэффициент интенсивности напряжений которой равен максимальному значению K_1 по фронту эллиптической трещины. Для подсчета K_1 поверхностной трещины методические указания [195] рекомендуют использовать выражение

$$K_1 = \sigma \sqrt{\frac{\pi l}{Q}} \left[1 + 0{,}12 \left(1 - \frac{l}{c}\right)\right] \left(\frac{2b}{\pi l} \operatorname{tg} \frac{\pi l}{2b}\right)^{1/2}. \qquad (7.5.3)$$

Отсюда с учетом (7.5.2) получаем

$$W = \frac{l}{Q} \left[1 + 0{,}12 \left(1 - \frac{l}{c}\right)\right]^2 \left(\frac{2b}{\pi l} \operatorname{tg} \frac{\pi l}{2b}\right), \qquad (7.5.4)$$

где c и l — размеры трещины; b — толщина элемента (см. рис. 7.5.6); Q — коэффициент формы поверхностной трещины.

Зависимость $K_{1Q} = f(W)$, полученная при испытании серии образцов из конкретного материала, позволяет судить, в каком интервале значений размера W и толщины b использование равенства $K_{1Q} = K_{1c}$ оказывается корректным.

Применение такого подхода рассмотрим на примере анализа результатов испытаний образцов из магниевого сплава ИМВ2.

Образцы толщиной 10, 12 и 18 мм были выполнены путем механической обработки пластин толщиной 30...40 мм, сваренных элекронным лучом (табл.7.5.3).

Таблица 7.5.3

Образцы с поверхностной трещиной

Материал	Механические свойства				Тип сварного соединения	Метод сварки
	$\sigma_{0,2}$, МПа	$\sigma_в$, МПа	δ_5, %	ψ, %		
Магниевый сплав ИМВ2	140	210	12-17	13	Стыковое	Электронно-лучевая

Размеры сечений образцов, размеры поверхностных трещин, их расположение относительно выполненного электронным лучом стыкового шва и результаты испытаний приведены в табл. 7.5.4.

Таблица 7.5.4

Результаты статических испытаний образцов из сплава ИМВ2

№ образца	Место расположения трещины	Размеры трещины, мм			Размер сечения, мм×мм	Результаты испытания			
		l	c	W		δ_M, мм	σ_Q, МПа	σ_p, МПа	K_{IQ}, МПа$\sqrt{м}$
1	Основной металл	6,1	11,75	5,86	12×100	0,54	134	159	18,1
2		5,1	13	5,28	12×100	0,48	122	153	15,7
3		4,1	9,9	4,08	10×100	0,62	124	162	14,0
4		11,1	27	14,3	18×110	0,38	86	106	18,2
5	Металл шва	9,05	19,8	15,2	12×100	0,28	108	121	23,5
6		6,62	12,5	7,89	10×100	0,22	125	—	19,7
7		9,67	12	12,5	12×100	0,32	111	130	22,1
8		7,9	9,65	7,76	10×100	0,3	121	—	18,9
9		4,7	7,75	6,4	10×100	0,38	130	—	18,4
10		4,48	13,25	5,06	10×100	0,31	125	141	15,7
11		13	24,5	18,1	18×110	0,38	76,5	98	18,2
12	Плоскость сплавления	5,4	10,15	4,83	12×100	0,49	137	152	16,9
13		9,62	13,75	14,9	12×100	0,17	124	128	26,7
14		8,14	14,5	9,66	12×100	0,28	107	124	18,7
15		6,85	16,5	8,24	12×100	0,20	109	126	17,6
16		6,7	10,5	5,85	12×100	0,27	136	156	18,5
17		2,8	13,5	3,24	10×100	0,17	115	130	11,6
18		13,5	27	21,2	18×110	0,3	79	91	20,4

Характерные диаграммы σ - V образцов, с поверхностной трещиной в основном металле ИМВ2 приведены на рис.7.5.7,*а*, распределение пластических удлинений $\delta_{пл}$ при расположении трещины в различных зонах сварного соединения показаны на рис.7.5.7, *б,в,г*. Особенностью разрушения всех образцов из сплава ИМВ2 является страгивание трещины при крайне низких значениях пластической составляющей $\delta_{пл}$ порядка 0,01 мм, что соизмеримо с точностью измерений неровностей поверхности разрыва (0,01 мм) Поэтому при определении положения точки Q на диаграмме σ - V считали, что $\delta_{Q\,пл}$ = 0,02 мм для всех испытанных образцов.

Удлинения волокон $\delta_{M\,пл}$ на пути продвижения вершины трещины после страгивания даже для основного металла не достигают 0,5 мм (рис.7.5.7,*а*), не говоря о зоне сплавления или шва (рис.7.5.7,*б,в,г*). Тем не менее переход к стадии нестабильного развития трещины наступает

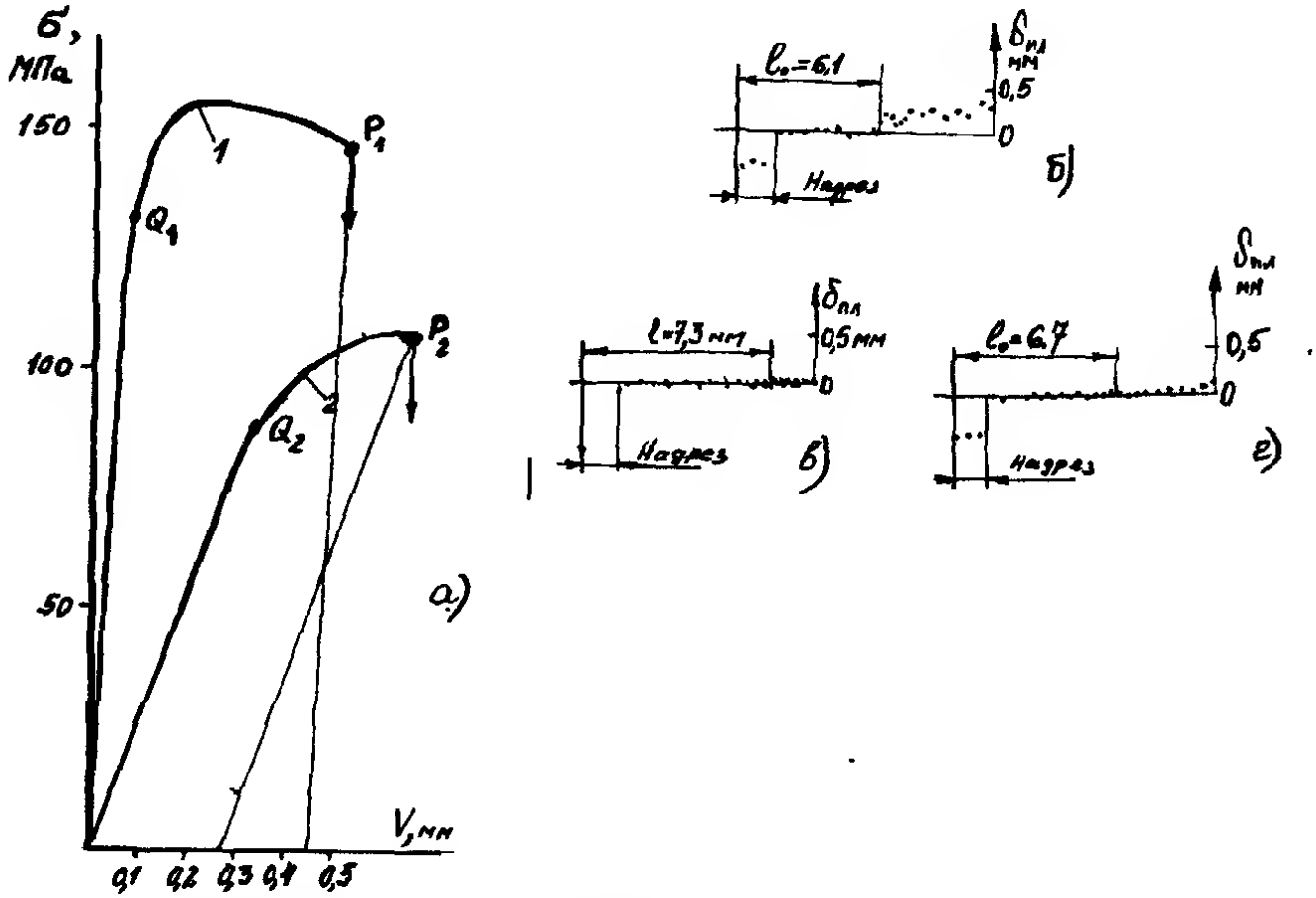


Рис.7.5.7. Результаты испытаний образцов из сплава ИМВ2:
а — диаграммы $\sigma_{ср}$ - *V*; *б,в,г* — распределение пластических удлинений волокон $\delta_{пл}$ по толщине перемычки в образцах № 1, 8, и 17. Номера образцов соответствуют табл.7.5.4

не сразу после страгивания, а сопровождается подрастанием исходной трещины, хотя $V_{пл}$, соответствующее $\delta_{пл}$ в момент превращения поверхностной трещины в сквозную, не превышает 0,5 мм даже в случае $\sigma_р > \sigma_{0,2}$ (рис.7.5.7,*а*).

Таким образом, согласно ранее приведенной табл.7.5.2, характер разрушения всех образцов с поверхностной трещиной (табл.7.5.4) является хрупким и, казалось бы, сомневаться в корректности использования равенства $K_{IQ} = K_{Ic}$ нет оснований. Однако построенные по данным табл.7.5.4 зависимости K_{IQ} - *W* и σ_Q - *W* на рис.7.5.8 наглядно показывают наличие ограничений геометрического характера, связанных с необходимостью сохранения условий плоской деформации в зоне вершины трещины в момент наступления нестабильности ее развития. Можно видеть, что по мере увеличения обобщенного размера трещины до *W* = 6...7 мм значения K_{IQ} растут (рис.7.5.8), пока средние напряжения страгивания σ_Q не оказываются близкими к пределу пропорциональности $\sigma_{пц}$ металла образца. Это значит, что K_{IQ} еще не достигло *критического уровня* K_{Ic}, *и страгивание трещины и ее нестабильность* вызваны локализацией пластических деформаций, связанных с началом

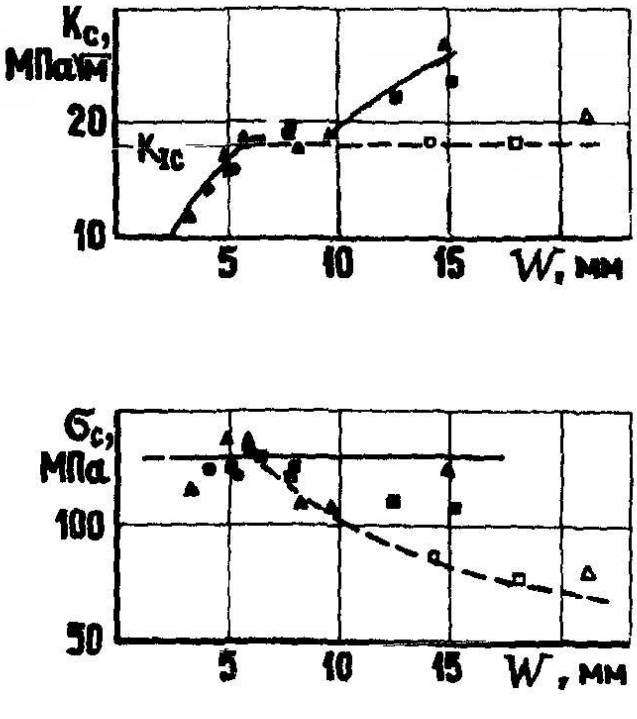


Рис.7.5.8. Статическая трещиностойкость сварных соединений сплава ИМВ2 (ЭЛС) :
●■▲ — основной металл, шов, плоскость сплавления для толщины b = 10...12 мм;
○□△ — то же, для толщины b = 18 мм

макропластических деформаций всего сечения образца. Для трещин с размером $W > 7$ мм значение K_{IQ} остается практически постоянным, тогда как σ_Q становится заметно ниже уровня $\sigma_{0,2}$. Независимость K_{IQ} от размера W в этом случае свидетельствует о том, что значение K_{IQ} достигло уровня K_{Ic}. Расположение трех черных значков на рис. 7.5.8,*б* выше уровня $K_{IQ} = K_{Ic}$ объясняется слишком большой глубиной трещины l этих образцов для толщины 12 мм (более 0,75 толщины образца), то есть влиянием противоположной поверхности образца на НДС у вершины трещины. Увеличение толщины образцов с 12 до 18 мм дало значения $K_{IQ} = K_{Ic}$ (светлые значки на рис.7.5.8,).

Таким образом, можно констатировать, что для сплава ИМВ2 корректность использования равенства $K_{IQ} = K_{Ic}$ обеспечивается при глубине поверхностной трещины не менее 6...7 мм, но не более 0,7 от толщины образца. Однако для других материалов соотношения параметров W, l и b, обеспечивающие корректность использования равенства $K_{IQ} = K_{Ic}$ могут быть совсем иные. Учитывая большую трудоемкость и высокую стоимость экспериментальных исследований такого направления, представляется целесообразным создание имитационной модели процесса разрушения, в которой необходимой информацией служит исходная геометрия конструкции и деформационная характеристика материала, в то время как концентрация напряжений, изменение формы конструкции, потеря устойчивости процесса деформирования должны определяться непосредственно в процессе расчета [129, 152].

Такое моделирование осуществлялось численным методом конечных элементов (МКЭ) применительно к плоскому листовому элементу с поверхностной полуэллиптической трещиной, нагруженному растягивающим усилием (рис.7.5.9). Модель предусматривала применение

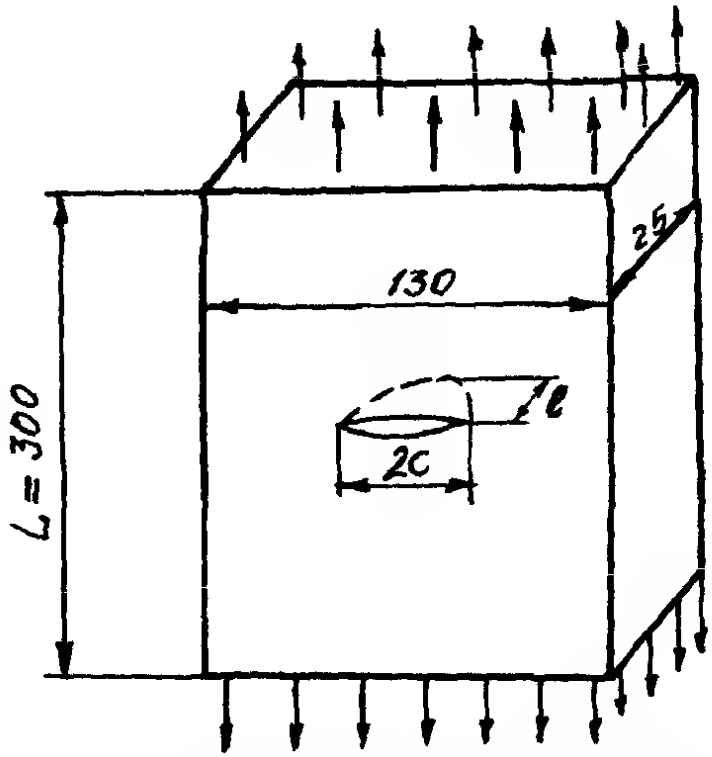


Рис.7.5.9. Схема модели, соответствующая экспериментальному образцу с поверхностной трещиной

трехмерных КЭ, сгущение конечно-элементной сетки вокруг фронта трещины и использование аппарата теории течения для материала с упрочнением. Обеспечение возможности сопоставления поведения конкретного экспериментального образца и математической модели потребовало, во-первых, соответствия граничных условий модели схеме эксперимента, а во-вторых, учета изменения остроты исходной трещины в процессе деформирования.

В ходе отладки модели [129] было показано, что при решении задачи с однородной деформацией (без трещины) модель точно отражала деформационную характеристику с произвольным законом упрочнения, при решении упругой задачи распределение деформаций и перемещений у вершины трещины соответствовало вычисленному по критерию K_I, а при решении задачи для материала без упрочнения главное напряжение σ_1 у вершины трещины в три раза превышало предел текучести, что согласуется с [16]. Сопоставление результатов эксперимента в виде записи во времени усилия P и раскрытия трещины V с соответствующими результатами моделирования, выполненное для стали АБ-1Ш при температуре +20 °С, представлено на рис 7 5.10, где $\delta_{пл}$ — пластическая составляющая раскрытия кромок, $\sigma_{ср}$ — среднее напряжение в сечении образца, $\sigma_{пц}$ — предел пропорциональности материала и ε — средняя деформация образца, определяемая на базе L = 300 мм (рис.7.5.9) [129]. Достаточно близкое соответствие экспериментальных результатов (непрерывные линии) и расчетных (зачерненные точки) показывает, что модель отражает поведение образца с трещиной.

Соответствие расчетных и экспериментальных зависимостей $\delta = f(\varepsilon_{ср})$ и $\sigma_{ср} / \sigma_{пц} = \varphi(\varepsilon_{ср})$ образцов из различных материалов убеждает в том, что процесс деформирования металла протекает по единому механизму, который прерывется страгиванием трещины (светлые точки Q_1, Q_2, Q_3 на кривых рис.7.5.10, полученные экспериментально).

Для определения положения точки Q расчетным путем требуется установить то критическое соотношение параметров НДС перед фронтом исходной трещины или концентратора, при котором уровень накопленных повреждений становится достаточным для образования новой макротрещины.

Так, например, в ряде работ Института проблем прочности АН Украины [147, 332 и др.] разработана методика исследования влияния напряженного состояния с тремя растягивающими компонентами главных напряжений на кинетику накопления повреждений путем растяжения гладких образцов и образцов с кольцевой проточкой различного очертания (рис.7.5.11). Испытания этих образцов проводили в установке с регулируемой жесткостью нагружающей системы, достаточной для реализации условий равновесного деформирования образцов с концентраторами [148]. Продольные удлинения на базе 11 мм, а также изменения диаметра в сечении с концентратором измеряли в процессе нагружения с помощью специального деформометра. На всех ниспадающих

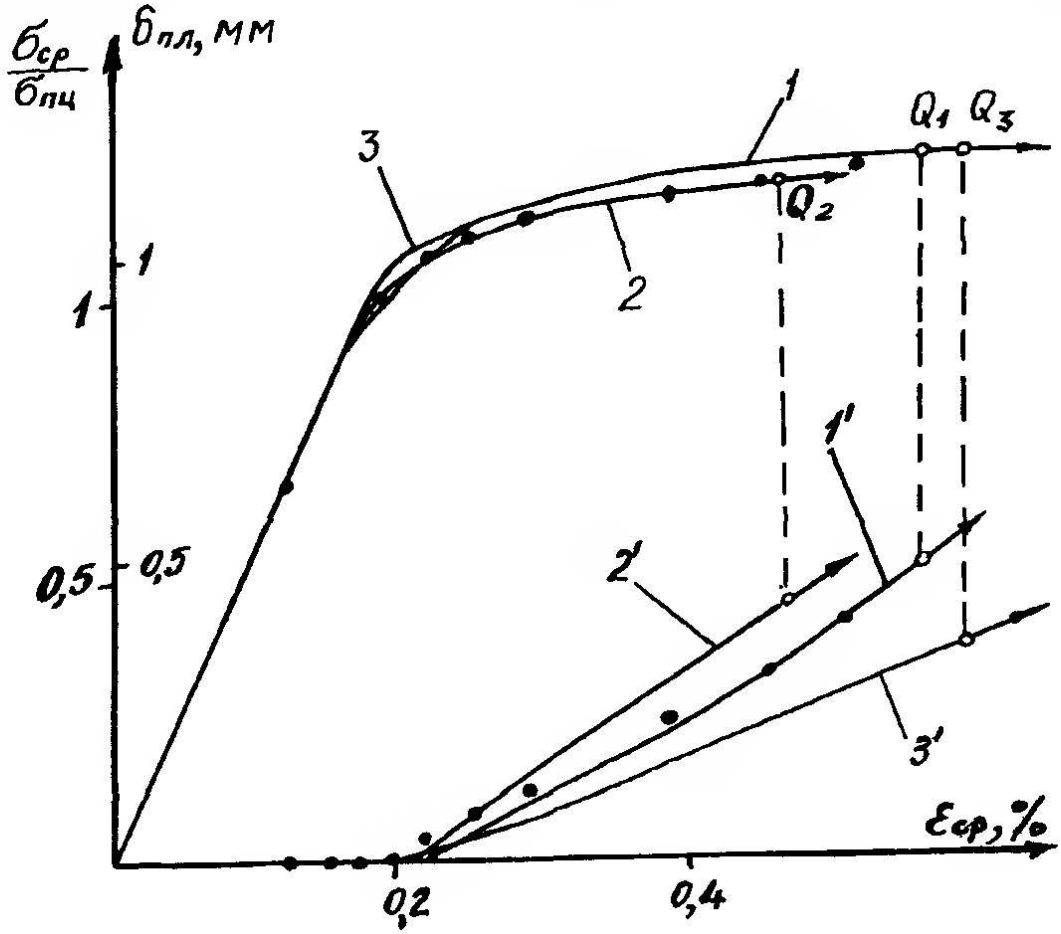


Рис.7.5.10. Сопоставление результатов моделирования (•) и эксперимента (—): *1, 2, 3* — $\sigma_{ср}/\sigma_{пк}$ - $\varepsilon_{ср}$; *1', 2', 3'* — $\delta_{пл}$ - $\varepsilon_{ср}$; 0 — момент страгивания трещины

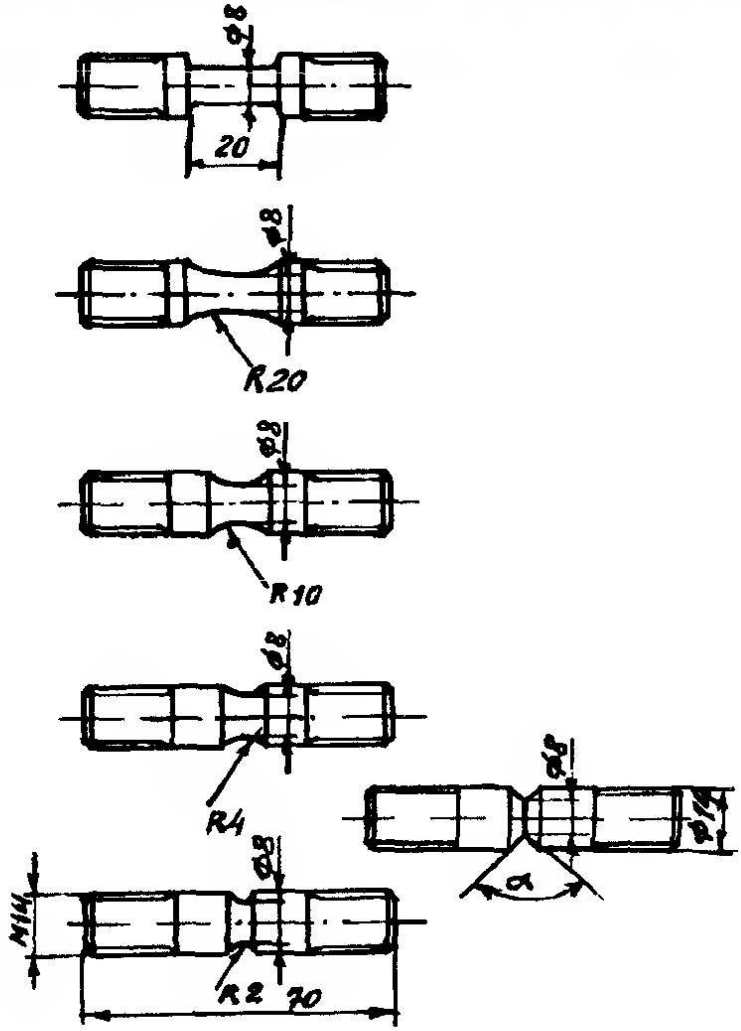


Рис.7.5.11. Образцы для испытаний

участках диаграмм деформирования (рис.7.5.12) имеются участки (K_iC_i), соответствующие стадии роста внутренней отрывной макротрещины в условиях трехосного растяжения, степень жесткости которого определяется начальным концентратором. После деформирования до заданного уровня образцы разрезали в продольном направлении так, чтобы плоскость среза после шлифования и полировки совпадала с осевым сечением. Фотографии шлифов образцов, соответствующие характерным точкам диаграммы деформирования, позволяют проследить накопление повреждений, образование макротрещины и ее рост.

Изложенная методика испытаний, а также конкретные данные этих работ [147, 332] были использованы А.С.Куркиным для построения упомянутой выше зависимости предельной пластичности от объемности НДС, т.е. $\varepsilon_{i\,пр} = f(\sigma_1 / \sigma_i)$. Для этого прежде всего по диаграмме деформирования гладкого образца (рис.7.5.12, кривая *1*) была установлена деформационная характеристика рассматриваемой стали $\sigma_i = \phi(\varepsilon_i)$. Затем на основе этой характеристики и использования имитационной модели с помощью МКЭ для каждого из образцов с кольцевым концентратором выполнялся расчет изменения НДС в процессе нагружения до K_i

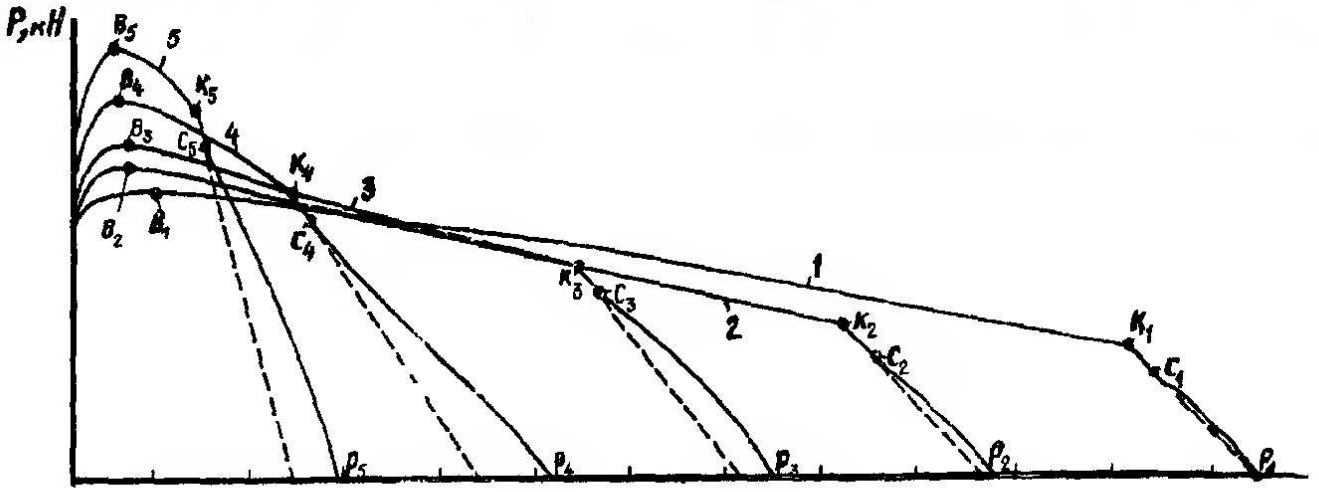


Рис.7.5.12. Полные диаграммы деформирования образцов из мартенситно-стареющей стали:
1 — гладкий образец ; 2,3, 4, 5 — образцы с исходным радиусом R соответственно 20, 10, 4, 2

точки на кривой деформирования (рис. 7.5.12, кривые *2* — *5*), соответствующей моменту образования макротрещины. Расчетные значения ε_i, полученные в зоне сечения с концентратором, где согласно экспериментальным результатам должна возникнуть макротрещина, принимались за $\varepsilon_{i\,пр}$ при соответствующей ей жесткости напряженного состояния j в этой зоне и использовались для построения зависимости $\varepsilon_{i\,пр} = f(j)$ Полученные таким методом диаграммы представлены на рис.7.5.13 [130].

Схема использования параметра $\varepsilon_{i\,пр}$ при моделировании условий наступления предельного состояния разрушения при проектировании сварного изделия рассмотрена в §14.5.

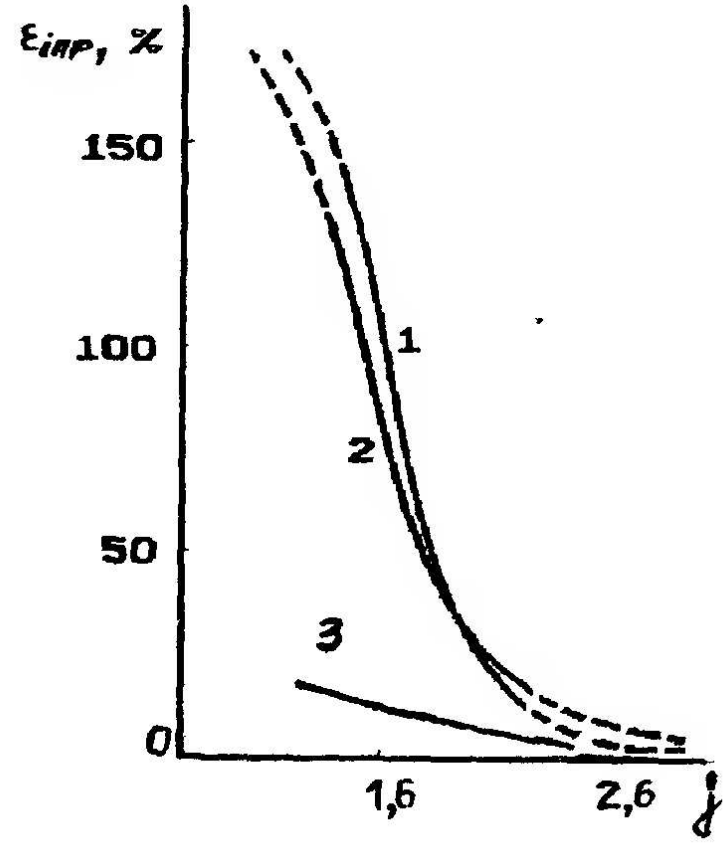


Рис.7.5.13. Диаграммы предельной пластичности $\varepsilon_{i\,пр}$ сталей 02Х10Н9МТ (1), 15Х2МФА (2) и магниевого сплава ИМВ2 (3) [130]

Общая схема экспериментально-расчетной оценки условий разрушения элемента конструкции с трещиной или концентратором при монотонном нагружении представлена на рис.7.5.14.

Позиции со *2* по *9* включают экспериментальное определение параметров разрушения путем растяжения образцов двух типов (поз. *3*, *5* и *9*). Испытания образцов — гладкого и с поверхностной трещиной (они были описаны выше) дают значения параметров механических свойств материала (поз.*4*), характера разрушения (поз. *6*,*7*), а также значения K_{Ic}, если испытанный образец обеспечивает корректность его оценки. Однако испытание образца с поверхностной трещиной при конкретных его геометрических параметрах (сечение $B \times b$, размеры трещин l, $2c$) еще не дает представления об условиях перехода от одного типа разрушения к другому, тогда как изготовление ряда типоразмеров большегабаритных образцов — элементов с поверхностной трещиной оказывается слишком трудоемким и дорогим.

Для сокращения этих затрат схема (поз.*9*,*10*) предусматривает условия страгивания трещины устанавливать путем растяжения малогабаритных относительно простых образцов с кольцевой трещиной или кольцевым надрезом (рис.7.5.15,*а*). Использование тех же приемов фиксации раскрытия кромок V и усилия P в процессе нагружения с последующим обмером поверхностей разрушения для установления $\delta_{Q\ пл}$ в момент страгивания трещины позволяет результаты испытания серии образцов представить в функции обобщенного размера трещины $W = f(D, d)$, как схематически показано на рис.7.5.15,*б*.

В диапазоне значений W, где страгивание кольцевой трещины происходит на этапе *I* ($\delta_{Q\ пл} < 0{,}03$ мм), можно экспериментально полученное значение K_{Ic} (рис.7.5.14,*б*, линия *1*) использовать для расчетов с позиций ЛМР. Если испытания образцов с кольцевой трещиной показали (рис.7.5.15,*б*, линия *2*), что для рассматриваемого материала корректное определение K_{Ic} не реализуется и страгивание трещины происходит вязко, на этапе *III* ($\delta_{Q\ пл} > 0{,}2$ мм), то для установления условий возникновения и развития трещины необходим переход к расчету на основе математического моделирования (поз.*11*, рис.7.5.14) с использованием понятия предельной пластичности и ее зависимости от объемности НДС.

Данные для построения зависимости $\varepsilon_{i\ пр} = f(\sigma_1 / \sigma_i)$ можно получить путем испытаний образцов с кольцевым надрезом или трещиной по методике ИПП АН Украины [147] (см. рис.7.5.12). Считая, что точки K_i соответствуют завершению процесса накапливания повреждений с образованием макротрещины, получаем возможность использовать координаты этих точек P и Δl для расчетного определения параметров НДС на основе математического моделирования (поз.*12*, рис.7.5.14) и установить значения $\varepsilon_{i\ пр}$ и σ_1 / σ_i для каждого типа кольцевого

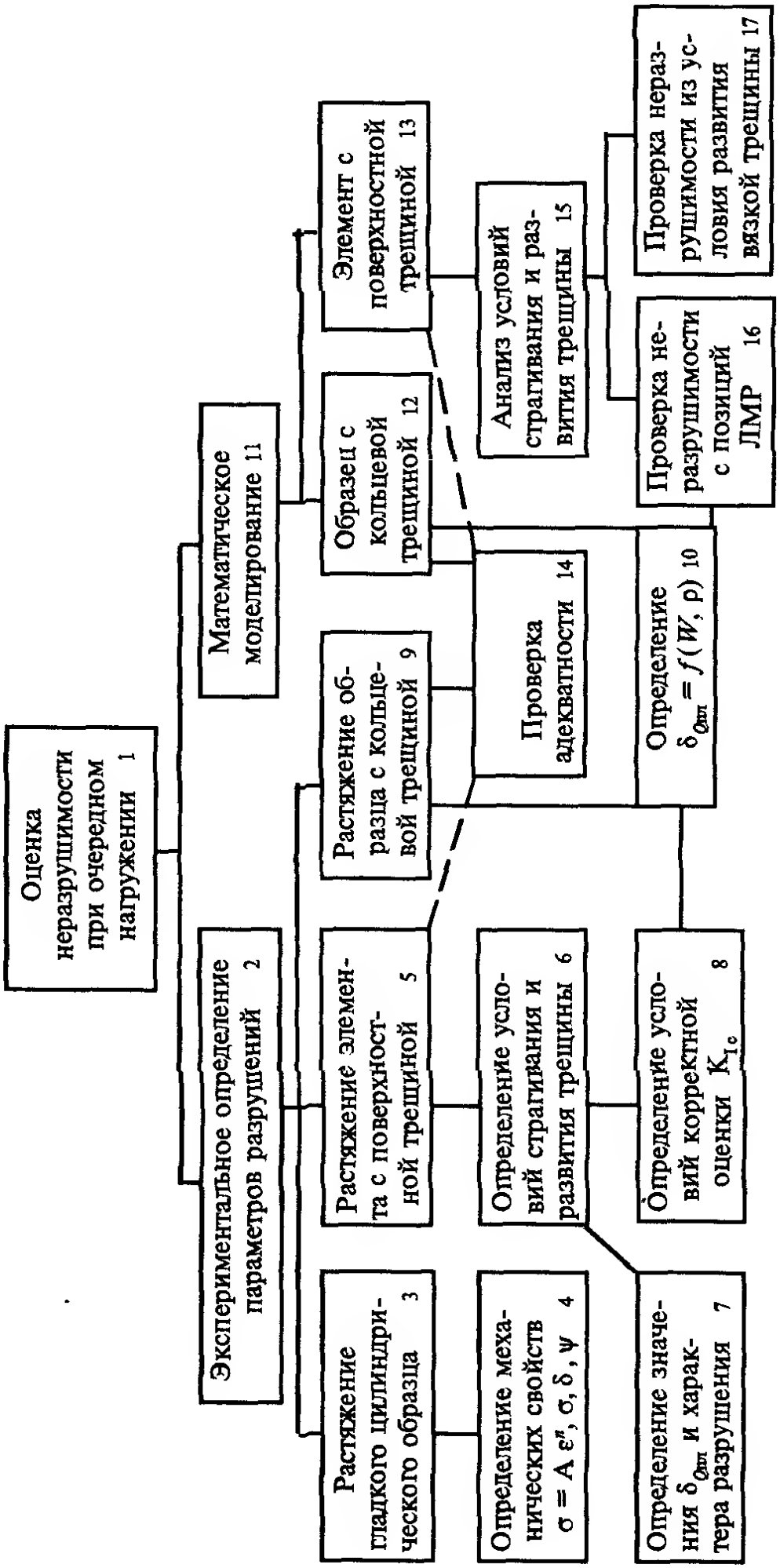


Рис.7.5.14. Схема экспериментально-расчетной оценки неразрушимости элемента с поверхностной трещиной при очередном нагружении

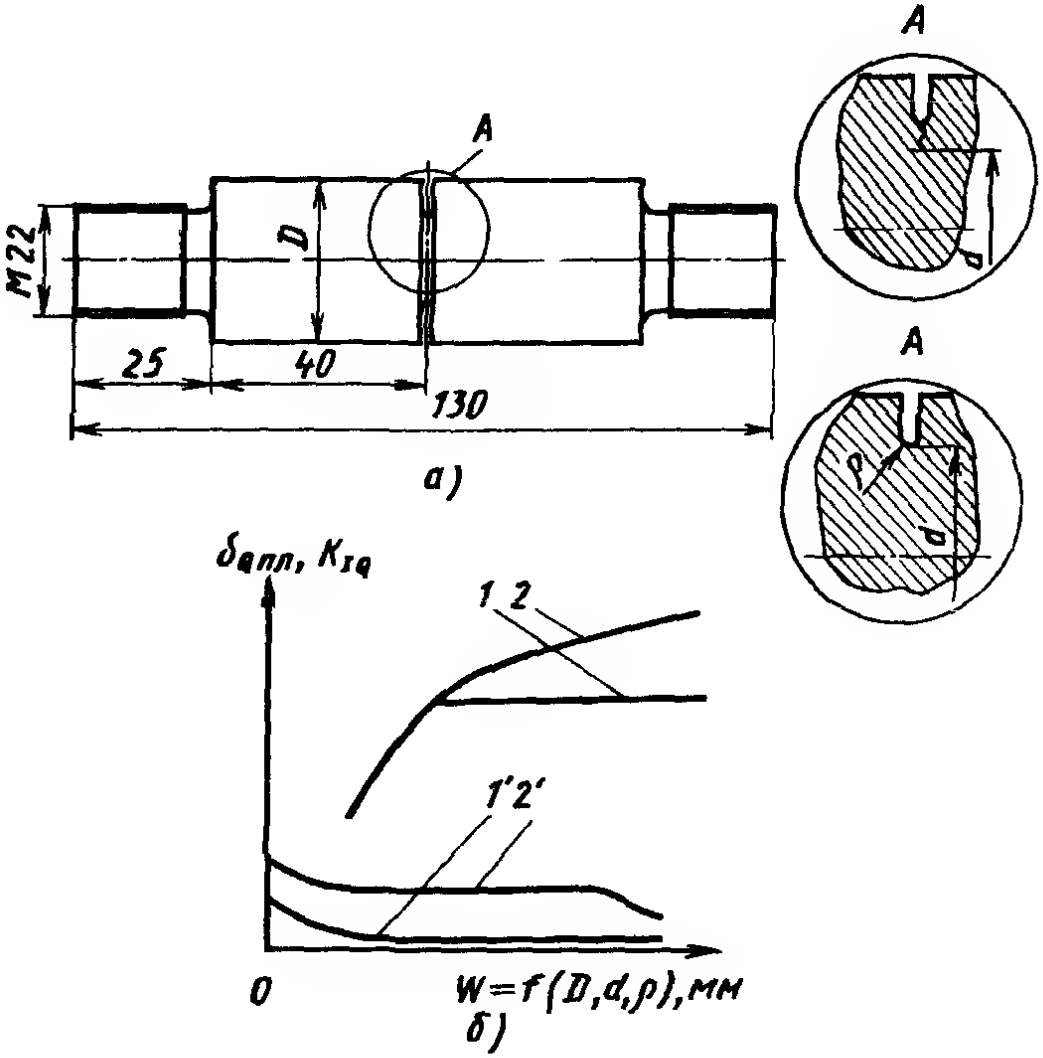


Рис.7.5.15. Образец с кольцевой трещиной или надрезом (*а*) и схема изменения условий страгивания трещины в зависимости от ее обобщенного размера *W* или радиуса надреза ρ (*б*)

концентратора (включая и кольцевую трещину) в тот момент процесса деформирования, что соответствует возникновению макротрещины.

Наличие построенной таким образом зависимости $\varepsilon_{i\,пр} = f(\sigma_1 / \sigma_i)$ позволяет использовать математическое моделирование элемента с поверхностной трещиной (поз.*13*, рис.7.5.14) и проверить адекватность этой модели с данными непосредственного эксперимента (поз. *5*, *14*).

Завершение такой подготовки обеспечивает возможность использования математического моделирования для анализа условий страгивания и роста трещины от различных концентраторов (включая трещину) в процессе монотонного увеличения нагрузки применительно к типовым конструктивным элементам с последующей постановкой расчетной оценки работоспособности узлов реальных конструкций, имеющих те или иные дефекты (поз.*15*, *16* и *17*, рис,7.5.14).

§ 7.6. Несущая способность и трещиностойкость стыкового сварного соединения при наличии неоднородности механических свойств

В большинстве случаев в зоне стыкового соединения имеет место неоднородность механических свойств, об этом наглядно свидетельствует распределение твердости в поперечном сечении соединения. В зонах с меньшей твердостью (мягкие прослойки) пластические деформации при нагружении возникают раньше, чем в зонах с большей твердостью. Влияние такой локализации пластической деформации на максимально достижимую прочность было исследовано О.А Бакши и его сотрудниками [6, 7].

При растяжении листового элемента характерны два случая расположения стыкового шва: вдоль и поперек приложенного усилия.

В первом случае (рис.7.6.1,*а,б*) можно принять, что при нагружении плоские сечения сохраняются и все зоны относительно мягкого металла (м) существенно более твердой подкаленной зоны термического влияния (ст) и "твердого" основного металла (т) получают одинаковые деформации. На рис.7.6.1,*в* можно видеть, что различие диаграмм растяжения σ - e отдельных зон соединения приводит к опережающему росту условных напряжений в наиболее твердом металле (ст) вплоть до уровня временного сопротивления $\sigma_в^{ст}$.

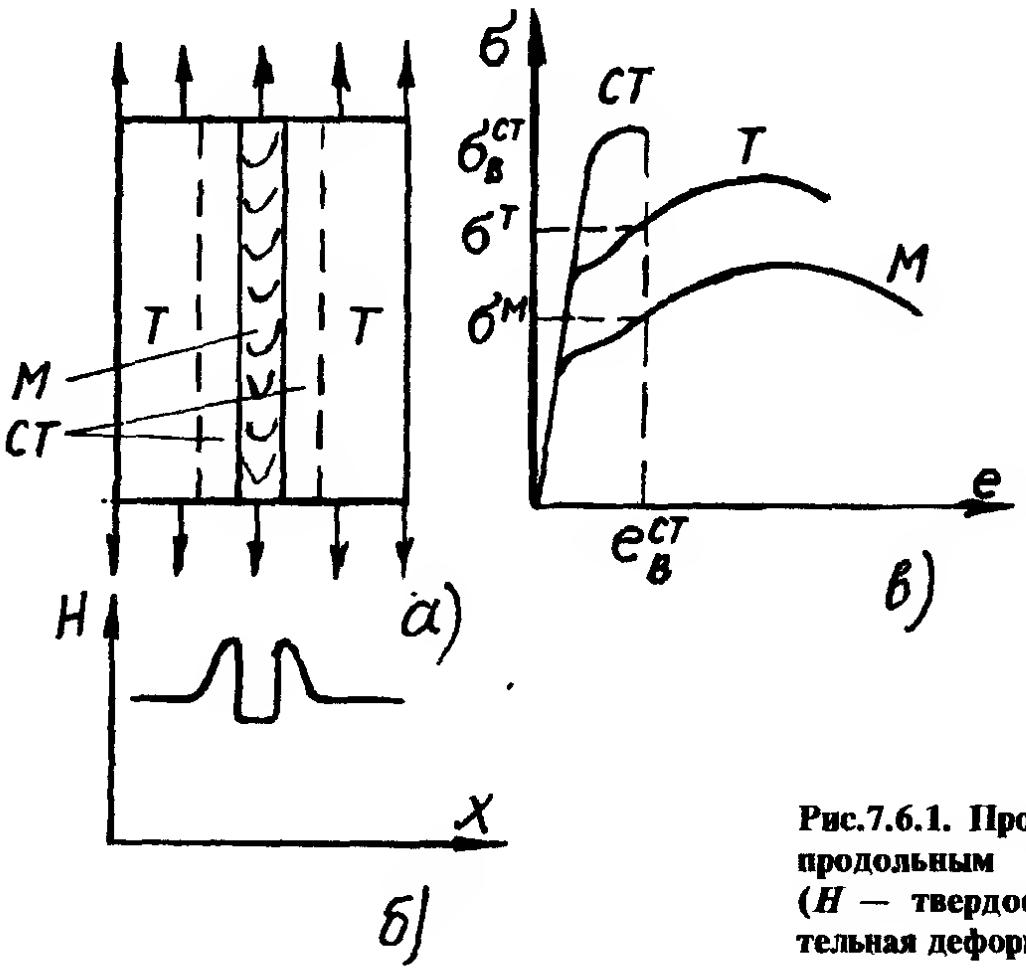


Рис.7.6.1. Прочность элемента с продольным стыковым швом (*H* — твердость; *e* — отиосительная деформация)

Таким образом, при расположении шва вдоль растягивающего усилия пониженная деформационная способность одной из зон может снизить максимально возможную прочность по сравнению с элементом без швов.

Во втором случае, при поперечном расположении шва относительно растягивающего усилия (рис.7.6.2), влияние неоднородности механических свойств проявляется иначе.

Благодаря различию значений коэффициента Пуассона в упругой и пластической областях участки более прочного металла, работающие в упругой области, препятствуют развитию пластических деформаций в соседней мягкой прослойке. Стесненность деформаций мягкой прослойки предопределяет появление объемно-напряженного состояния и повышение сопротивления развитию в ней пластических деформаций. В результате возникает эффект "контактного упрочнения" мягкой прослойки, который зависит от относительной толщины прослойки $\varkappa = h/d$ и формы поперечного сечения элемента.

Исходя из того, что материалы прослойки (м) и основного металла (т) приняты идеально упругопластическими и их пределы текучести находятся в соотношении $\sigma_T^{\text{м}} << \sigma_T^{\text{т}}$, были получены решения о наступлении текучести прослойки в составе соединения в зависимости от размера прослойки, формы поперечного сечения и значения $\sigma_T^{\text{м}}$ в виде

$$\sigma_T = \sigma_T^{\text{м}} K_\varkappa , \qquad (7.6.1)$$

где σ_T — предел текучести соединения; $K_\varkappa$ — коэффициент контактного упрочнения.

Переход к оценке прочности реального сварного соединения, учитывающий упрочнение мягкой прослойки в результате пластической деформации, осуществляют подстановкой в формулу (7.6.1) предела прочности $\sigma_в^{\text{м}}$ вместо $\sigma_T^{\text{м}}$.

Инженерный подход к выбору упрощающих допущений и их экспериментальная проверка обеспечили получение относительно простых формул и графических зависимостей, пригодных для расчетной оценки различных вариантов стыковых соединений с неоднородными механическими свойствами [6, 7].

Так, на рис.7.6.3 показана зависимость максимально возможной прочности соединения с мягкой прослойкой от ее относительной толщины $\varkappa$ для эле-

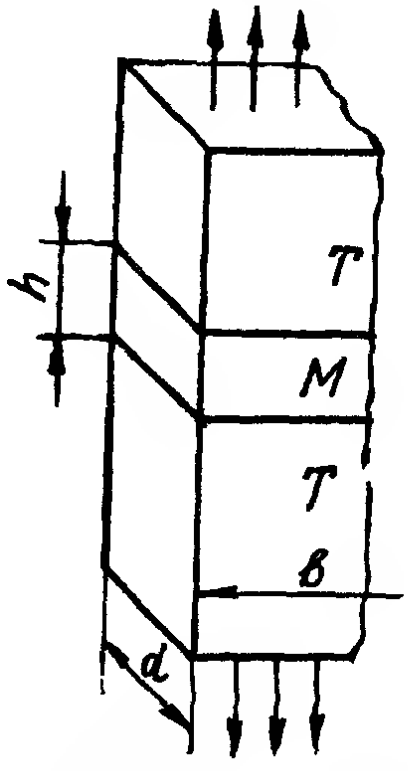


Рис.7.6.2. Схема расположения шва поперек растягивающего усилия

ментов с различной степенью компактности сечения в соответствии с выражением

$$\sigma_в = \sigma_в^м K_\varkappa . \qquad (7.6.2)$$

Как видно на рис.7.6.3, с уменьшением относительной толщины мягкой прослойки $\varkappa$ эффект контактного упрочнения усиливается, и при некотором ее значении обеспечивается возможность достижения прочности основного металла. Однако достижение столь полного упрочнения затрудняется тем, что схема напряженного состояния участков твердого металла вблизи прослойки оказывается значительно более мягкой по сравнению с трехосным растяжением мягкой прослойки, и они вступают в пластическую деформацию, в то время как вдали от прослойки металл работает еще упруго. Естественно, что такое смягчение металла в приконтактной области уменьшает сдерживание деформаций мягкой прослойки, ослабляя эффект упрочнения. В этом случае контактное упрочнение реализуется не полностью, и в выражение (7.6.2) приходится вводить коэффициент реализации контактного упрочнения $K_P \le 1$:

$$\sigma_В = \sigma_{Вм} K_\varkappa K_P . \qquad (7.6.3)$$

На рис.7.6.4,*а* сплошной линией *1* показана зависимость $K_\varkappa = f(\varkappa)$, а штрихпунктирной — зависимость $K_\varkappa K_P = \varphi(\varkappa)$ для случая распределения твердости *1* на рис.7.6.4, *б*. Если в зоне термического влияния имеются участки более прочные, чем основной металл, то сдерживание

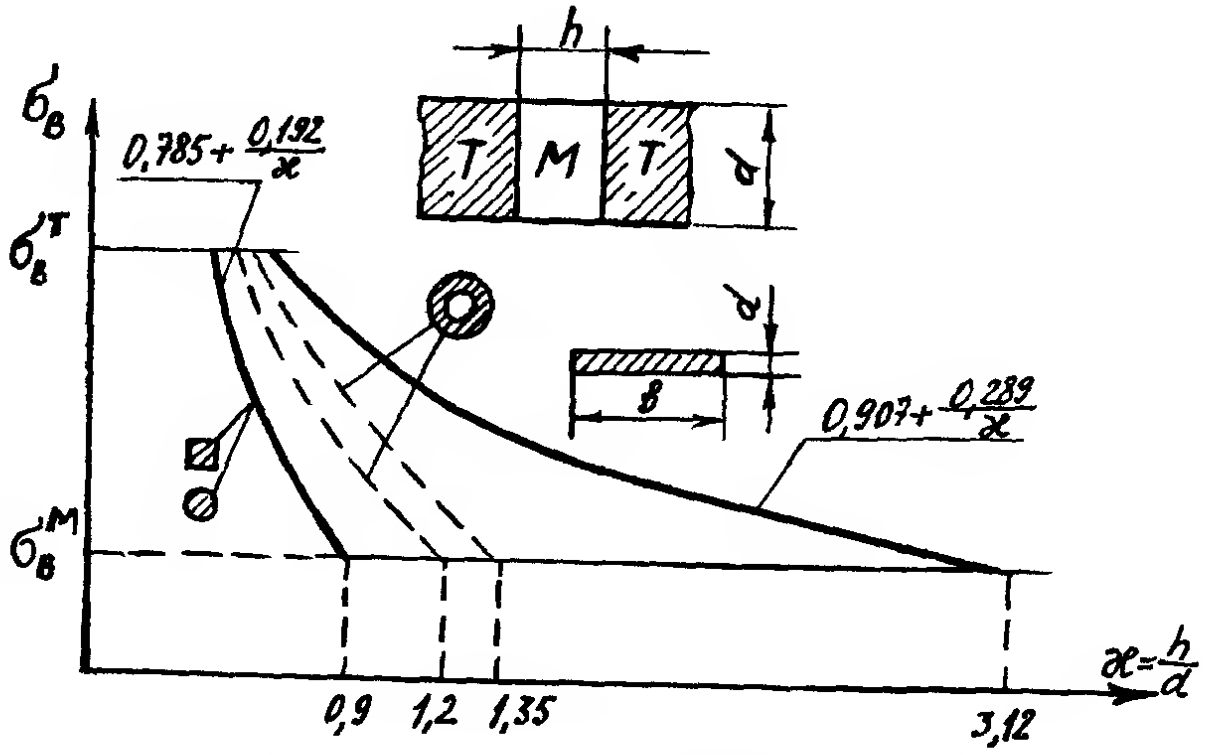


Рис.7.6.3. Зависимость максимально возможной прочности стыкового соединения от относительной толщины мягкой прослойки и формы поперечного сечения [7]

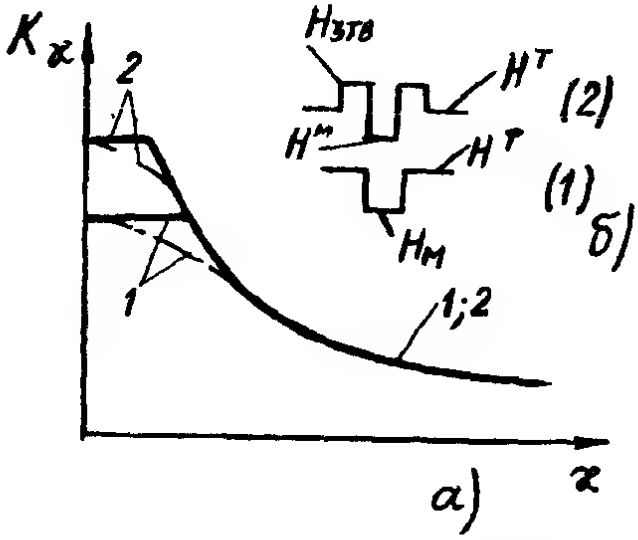


Рис.7.6.4. Зависимость коэффициента контактного упрочнения K_x от относительной толщины мягкой прослойки $\varkappa$:
1 — при отсутствии участка повышенной твердости в зоне термического влияния; *2* — при наличии участка повышенной твердости в зоне термическоого влияния

развития пластических деформаций в мягком шве продолжается до более высокого уровня напряжений, и эффект контактного упрочнения при малой относительной толщине прослойки $\varkappa$ возрастает, что можно видеть на рис.7.6.4,*а*, где сплошная и штрихпунктирная линии *2* показывают соответственно зависимости $K_x = f(\varkappa)$ и $K_x K_P = \varphi(\varkappa)$ для случая распределения твердости *2*, показанного на рис.7.6.4,*б*.

Таким образом, неоднородность механических свойств различных зон сварного соединения может приводить к снижению максимально возможной прочности элемента со стыковым швом по сравнению с элементом из однородного металла, а степень такого снижения сложным образом зависит от ряда параметров.

Стыковой шов может располагаться и под углом к направлению действующего усилия. В этом случае необходимо иметь в виду три различные ситуации.

1. Наступление текучести в зоне сварного соединения.

2. Геометрическая изменяемость изделия вследствие текучести металла зон сварного соединения.

3. Прочность соединений с пониженными значениями $\sigma_т$ и $\sigma_в$ металла отдельных зон по сравнению с основным металлом.

Так как наступление текучести для основного металла является, как правило, недопустимым предельным состоянием вследствие значительной геометрической изменяемости размеров конструкции, то общая текучесть часто отождествляется в инженерной практике с понятием недостаточной прочности. Иное дело текучесть какой-либо отдельной зоны по всему сечению сварного соединения (рис.7.6.5). Такой зоной $b_ш$ может быть шов, зона b мягкой прослойки или вся ширина $2b_P$ сварного соединения.

Пластическое течение металла в сварных соединениях может возникать по двум причинам:

1. Из-за наличия высоких остаточных напряжений.

2. Вследствие наличия пониженных пределов текучести металла шва, наличия зон высокого отпуска в закаленных металлах, снятия

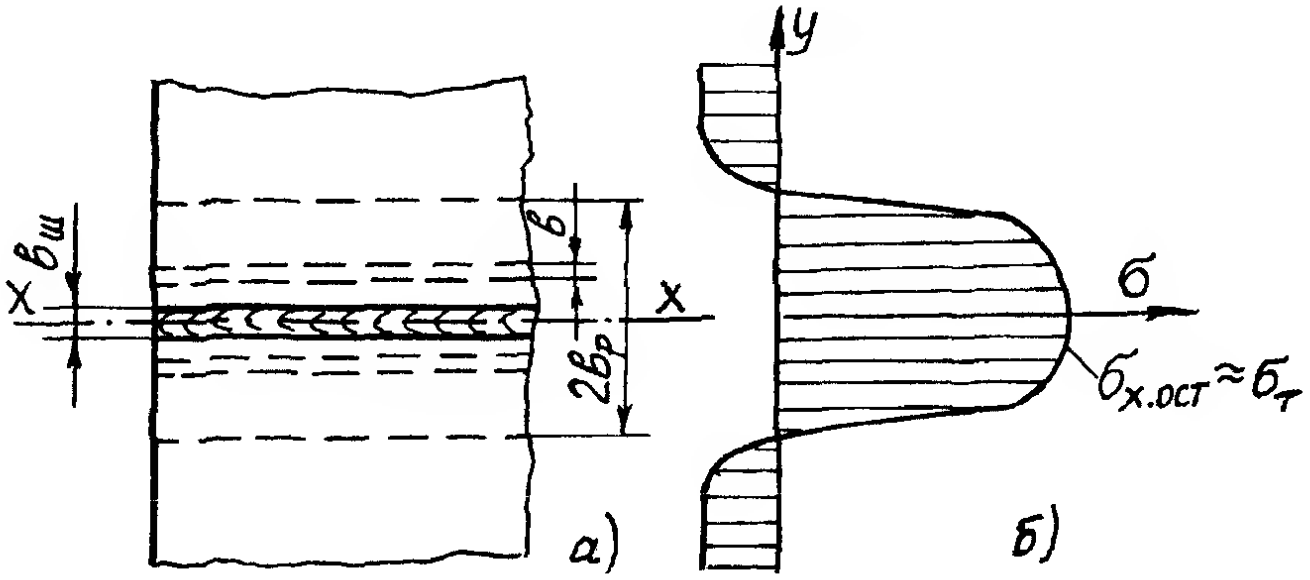


Рис.7.6.5. Схема расположения зоны текучести в стыковом соединении

наклепа в холоднокатаных сплавах из-за их высокотемпературного нагрева.

Для плоского напряженного состояния

$$\sigma_i = \sqrt{\sigma_x^2 - \sigma_x \sigma_y + \sigma_y^2 + 3\tau_{xy}^2}, \qquad (7.6.4)$$

где σ_x, σ_y — нормальные напряжения соответственно вдоль и поперек шва; τ_{xy} — касательные напряжения.

Очевидно, что не сам факт наступления текучести сварного соединения в какой-либо его зоне, а уровень изменяемости размеров и формы конструкции должен приниматься во внимание для суждения о допустимости текучести металла в сварном соединении. Если хотя бы один из компонентов, например собственное остаточное напряжение вдоль шва $\sigma_{x\,ост}$, равно $\sigma_т$, то в этом случае σ_i уже равно $\sigma_т$ еще до приложения эксплуатационных напряжений.

Текучесть от наличия остаточных напряжений обычно не рассчитывают. Если она недопустима вследствие искажения размеров и формы сварной кострукции, то назначают отпуск конструкции или вибрацию. При наличии разупрочненных зон текучесть возникает при $\sigma_{i\,раб} \geq \sigma_{т\,мп}$ и для ее прекращения требуется упрочнение металла мягкой прослойки в результате протекания пластической деформации при нагружении.

Если не учитывать остаточные напряжения, то оценку возможности наступления текучести следует выполнять по формуле (7.6.4) путем сравнения с пределом текучести металла $\sigma_{т\,мп}$ наиболее слабой зоны. Однако лишь значительная текучесть металла может привести к искажению размеров и формы сварного соединения.

Неучет контактного упрочнения при вычислении деформаций дает завышенный результат для узких прослоек, где деформации, как правило, малы. Для широких прослоек, где оценка уровня пластических деформаций может иметь практическое значение, контактное упрочнение проявляется слабо и поэтому его можно не учитывать, а расчет вести по схеме плоского напряженного состояния.

В общем случае прослойка может быть расположена под углом α к главным осям рабочих напряжений (рис.7.6.6). Несмотря на протекание пластических деформаций, напряжения σ_y и τ_{xy} (7.6.6,*б*) в прослойке, ввиду соблюдения уравнений равновесия, будет таким же, как и в основном металле. Их можно определить по известным формулам для вычисления напряжений при повороте осей xy через σ_1 и σ_2. Напряжение σ_x вдоль прослойки будет определяться уровнем возникших в прослойке деформаций ε_x, ε_y, ε_z, γ_{xy}. Следует подчеркнуть, что деформация ε_x вдоль прослойки будет зависеть только от деформаций основного металла, который работает в данном случае упруго:

$$\varepsilon_x = \frac{1}{E}(\sigma_x - \mu\,\sigma_y)\,. \qquad (7.6.5)$$

В дальнейших расчетах удобнее пользоваться не диаграммой в координатах $\sigma_i = f(\varepsilon_i)$, а диаграммой для одноосного растяжения $\sigma = f(\varepsilon)$. Выразим параметр $\phi = \dfrac{3\,\varepsilon_i}{2\,\sigma_i}$ в теории пластичности через σ и ε, имея в виду, что при одноосном растяжении $\sigma_i = \sigma$, а $\varepsilon_i = \varepsilon - \dfrac{1-3\mu}{3\,E}\sigma$;

$$\phi = \frac{3\,\varepsilon}{2\,\sigma} - \frac{1-2\,\mu}{2\,E}\,. \qquad (7.6.6)$$

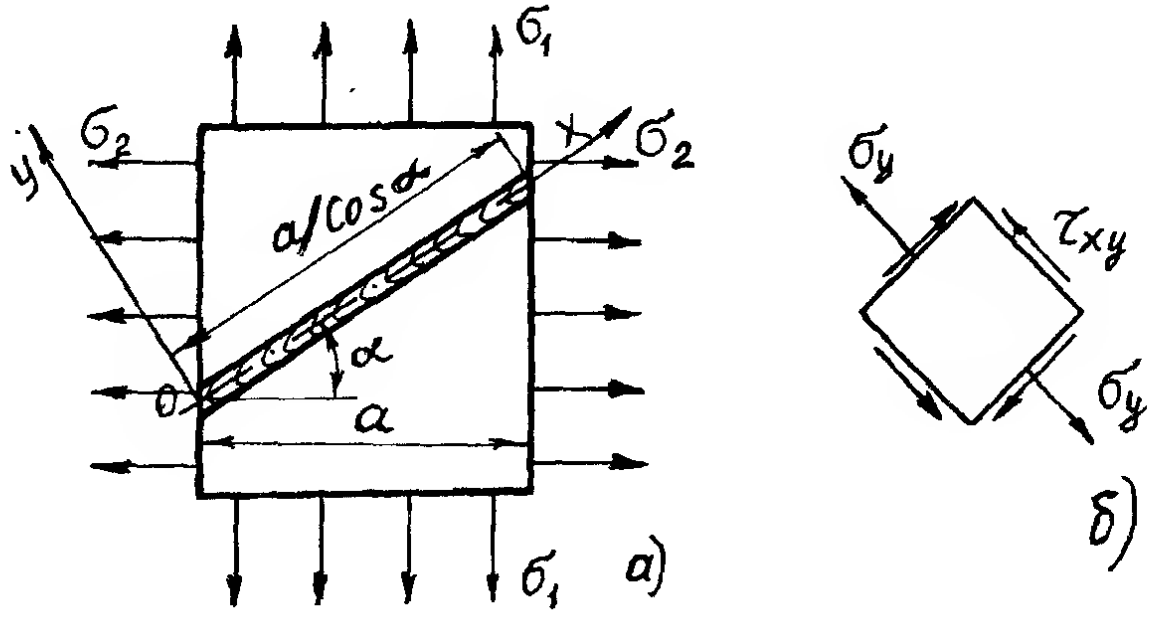


Рис.7.6.6. Схема ориентации косого стыкового шва (*а*) относительно осей главных напряжений (*б*)

Если воспользоваться тем, что в прослойке $\sigma_{y\ пр} = \sigma_y \tau_{xy\ пр} = \tau_{xy} \sigma_{z\ пр} = 0$, а ε_x определяется уравнением (7.6.5), то можно выразить с учетом (7.6.6) и аппарата теории упругопластических деформаций напряжение $\sigma_{x\ пр}$ в прослойке

$$\sigma_{x\ пр} = \sigma_x \frac{\sigma}{\varepsilon E} + \frac{\sigma_y}{2}\left(1 - \frac{\sigma}{\varepsilon E}\right), \qquad (7.6.7)$$

где σ и ε — достигнутые при пластической деформации напряжение и деформация на диаграмме одноосного растяжения.

Подставляя напряжения в прослойке $\sigma_{x\ пр}$, $\sigma_{y\ пр}$ и $\tau_{xy\ пр}$ в (7.6.4), получим

$$\sigma = \sqrt{\left(\frac{\sigma}{\varepsilon E}\right)^2 \left(\sigma_x - \frac{\sigma_y}{2}\right)^2 + \frac{3}{4}\sigma_y^2 + 3\tau_{xy}^2}. \qquad (7.6.8)$$

Таким образом, если известна конкретная диаграмма деформирования металла мягкой прослойки при одноосном растяжении $\sigma = f(\varepsilon)$, а также рабочие напряжения σ_x, σ_y, τ_{xy} в основном металле, то можно найти на диаграмме такую точку со значениями σ и ε, чтобы удовлетворить условию (7.6.8).

После того, как найдены σ и ε, можно вычислить дополнительные деформации в прослойке $\varepsilon_{y\ доп}$ и $\gamma_{xy\ доп}$, которые возникнут из-за наличия пластических деформаций. Для этого необходимо из полных деформаций ε_y и γ_{xy}, найденных по теории упругопластических деформаций, вычесть упругие деформации в основном металле. В результате получим

$$\varepsilon_{y\ доп} = \frac{3}{4}\sigma_y \frac{\varepsilon}{\sigma} + \frac{1 - 2\mu}{2E}\left(\sigma_x - \frac{\sigma_y}{2}\right)\frac{\sigma}{\varepsilon E} - \frac{(1+\mu)\sigma_y}{2E} - \frac{(1 - 2\mu)\sigma_x}{2E}; \qquad (7.6.9)$$

$$\gamma_{xy\ доп} = 3\tau_{xy}\frac{\varepsilon}{\sigma} - \frac{3\tau_{xy}}{E}. \qquad (7.6.10)$$

Если принять, что по ширине прослойки b имеется однородное напряженное состояние, то, умножая полученные пластические деформации (7.6.9), (7.6.10) на размер ширины зоны b, можно получить перемещение Δ одной части пластины относительно другой.

Таким образом, изложенный выше подход позволяет определить деформации сварных соединений в случае их текучести от эксплуатационных напряжений при наличии разупрочненных зон.

Вопросу прочности соединений при наличии мягких прослоек посвящены многочисленные публикации, главным образом, О.А. Бакши и сотрудников его научной школы прочности в ЧПИ [6, 7, 50, 233, 335].

В этих работах на основе аппарата теории линий скольжения рассматривается напряженно-деформированное состояние металла в мягкой прослойке при вполне конкретном отношении $\tau_т / \sigma_т$, принятом в какой-либо теории наступления пластических деформаций при неодноосном напряженном состоянии. В полученном решении значение $\sigma_т$ заменяется на $\sigma_в$. Большой экспериментальный материал и полученные эмпирические расчетные соотношения позволяют проводить расчеты на прочность сварных соединений при наличии в них механической неоднородности.

Двухосное нагружение при расположении мягкой прослойки под углом к главным осям напряжений (рис.7.6.6,*а*) изучено недостаточно. В работе [336] рассматривается случай так называемого "мягкого" и "жесткого" нагружения (рис.7.6.7). При мягком нагружении (рис.7.6.7,*а*) сварные детали имеют возможность за счет пластического сдвига перемещаться вдоль оси шва. При жестком нагружении (рис.7.6.7,*б*), благодаря боковому закреплению деталей, сдвиг вдоль оси шва не происходит, что в некоторых случаях приводит к более высокой прочности. В статье [336] эффекты повышения прочности соединений с косо расположенными швами объяснены с позиций влияния жесткого нагружения.

Между тем известны многочисленные случаи повышения несущей способности соединений с косо расположенными швами, которые не могут быть объяснены только жесткостью схемы нагружения. Прочность наклонных (косых) швов существенно зависит от отношения прочности на срез $\tau_в$ к прочности на разрыв $\sigma_в$.

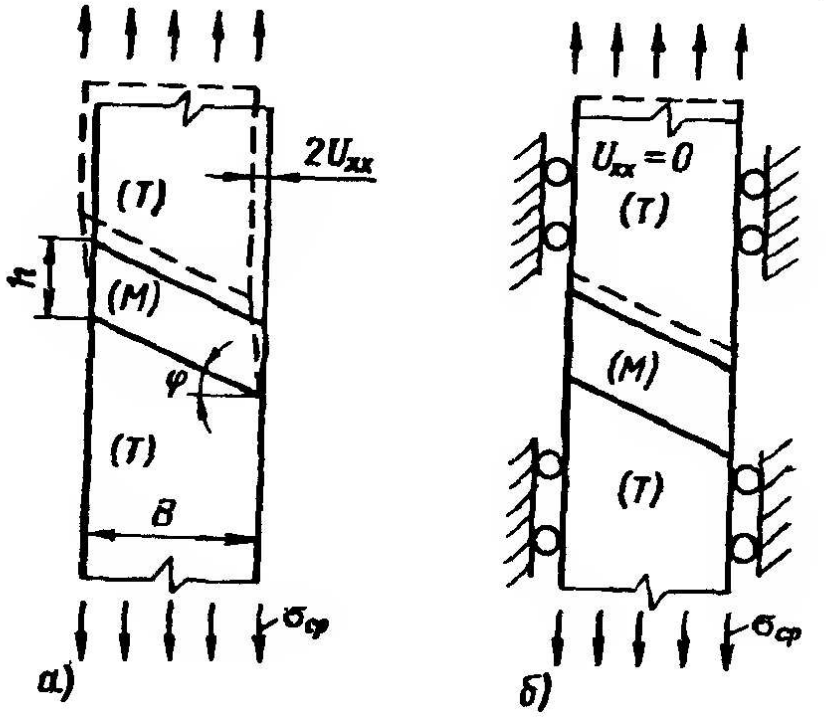


Рис.7.6.7. Схемы нагружения сварных соединений с косой мягкой прослойкой: *а* — "мягкая"; *б* — "жесткая"

Для объяснения указанного эффекта привлечем теорию прочности Бужинского [146]

$$A\,\sigma_i^2 + B\,\sigma_0^2 + C\,\sigma_0 = 1\,, \qquad (7.6.11)$$

где $\sigma_0 = \dfrac{\sigma_x + \sigma_y + \sigma_z}{3}$ — среднее напряжение; A, B, C — коэффициенты, определяемые из испытаний на прочность при растяжении, сжатии и срезе.

Если перейти к плоскому напряженному состоянию в прослойке ($\sigma_z = 0$) и считать, что прочность при срезе равна $\tau_в$, а при растяжении и сжатии одинакова и равна $\sigma_в$, то (7.6.11) можно привести к виду

$$\frac{(\sigma_x + \sigma_y)^2}{\sigma_в^2} - \frac{\sigma_x\,\sigma_y - \tau_{xy}^2}{\tau_в^2} = 1\,. \qquad (7.6.12)$$

Из формулы (7.6.7) следует, что при значительной деформации ϵ, характеризующей степень протекания пластической деформации в мягкой прослойке, $\sigma_{x\,пр}$ стремится к $\sigma_y/2$. Подставляя $\sigma_x = \sigma_y/2$ в (7.6.12), получим условие разрушения в виде

$$\sigma_y^2\left(\frac{9}{4\,\sigma_в^2} - \frac{1}{2\,\tau_в^2}\right) + \frac{\tau_{xy}^2}{\tau_в^2} = 1\,. \qquad (7.6.13)$$

Обозначим через $\sigma_в'$ разрушающее напряжение σ_y для шва, перпендикулярного силовому потоку (при $\alpha = 0$; $\tau_{xy} = 0$)

$$\sigma_в' = \frac{1}{\sqrt{\dfrac{9}{4\,\sigma_в^2} - \dfrac{1}{2\,\tau_в^2}}}. \qquad (7.6.14)$$

Будем рассматривать $\sigma'_в$ как агрегатную прочность мягкой прослойки в случае, если прослойка узкая, или как прочность металла шва, если шов широкий и уступает по прочности основному металлу. Тогда

$$\frac{\sigma_y^2}{(\sigma'_в)^2} + \frac{\tau_{xy}^2}{\tau_в^2} = 1\,, \qquad (7.6.15)$$

где σ_y — нормальные напряжения на площадке, параллельной оси шва, в момент наступления разрушения; τ_{xy} — касательные напряжения на той же площадке; $\sigma'_в$ — прочность сварного соединения при одноосном нагружении его поперек шва; $\tau_в$ — прочность сварного соединения на продольный срез (наименее прочного участка соединения).

Данное соотношение неоднократно проверялось и использовалось для описания прочности неравнопрочных сварных соединений, главным

образом с угловыми швами, которые нагружены силой, направленной под некоторым углом к оси шва, и для которых известна прочность соединения поперек шва $\sigma'_в$ и на срез вдоль шва $\tau_в$. Оно позволяет описать прочность и косо расположенных стыковых соединений при различной прочности швов на нормальный разрыв и срез. Для расчета прочности таких листовых элементов при двухосном напряженном состоянии должны сравниваться два уровня прочности: один по основному металлу при растяжении σ_1 и σ_2, как если бы никакого шва не было, и второй — по шву по плоскости *ox*. Тот уровень, который будет меньше, и определит несущую способность пластины со швом.

Для определения прочности пластины с косо расположенным швом необходимо выделить часть пластины (рис.7.6.6,*б*), чтобы определить средние напряжения σ_y и τ_{xy}, передаваемые швом. С учетом размеров сторон a и $a\,tg\,\alpha$ и длины шва $a/\cos\alpha$ имеем следующие соотношения:

$$\sigma_y = \sigma_1 \cos^2\alpha + \sigma_2 \sin^2\alpha\,, \qquad (7.6.16)$$

$$\tau_{xy} = (\sigma_1 + \sigma_2)\sin\alpha\cos\alpha\,. \qquad (7.6.17)$$

Если известно отношение σ_1/σ_2, то, подставив его, а также σ_y и τ_{xy} из (7.6.16) и (7.6.17) в (7.6.15), можно получить уравнение с одним неизвестным относительно σ_1, что и определит разрушающий уровень $\sigma_{1\,р}$ по известным $\sigma_в$ и $\tau_в$. Естественно, что σ_1 при проверке прочности по шву не может быть больше разрушающего значения σ_1 при определении прочности по основному металлу.

В частном случае одноосного нагружения, когда $\sigma_2 = 0$, из (7.6.14) с учетом (7.6.16) и (7.6.17), имеем

$$\eta = \frac{\sigma_{1\,р}}{\sigma'_в} = \frac{(1 + tg^2\alpha)}{\sqrt{1 + \dfrac{(\sigma'_в)^2}{\tau^2_в}tg^2\alpha}}\,, \qquad (7.6.18)$$

где η — коэффициент изменения прочности при расположении шва под углом α к силовому потоку при схеме мягкого нагружения.

Не при всех значениях отношения $\tau_в/\sigma_в$ и α достигается повышение прочности косого шва по сравнению с лобовым. Если принять $\eta = 1$, что означает отсутствие повышения прочности, то получим из (7.6.18)

$$\tau_в/\sigma'_в = \frac{1}{\sqrt{2 + tg^2\alpha}}\,. \qquad (7.6.19)$$

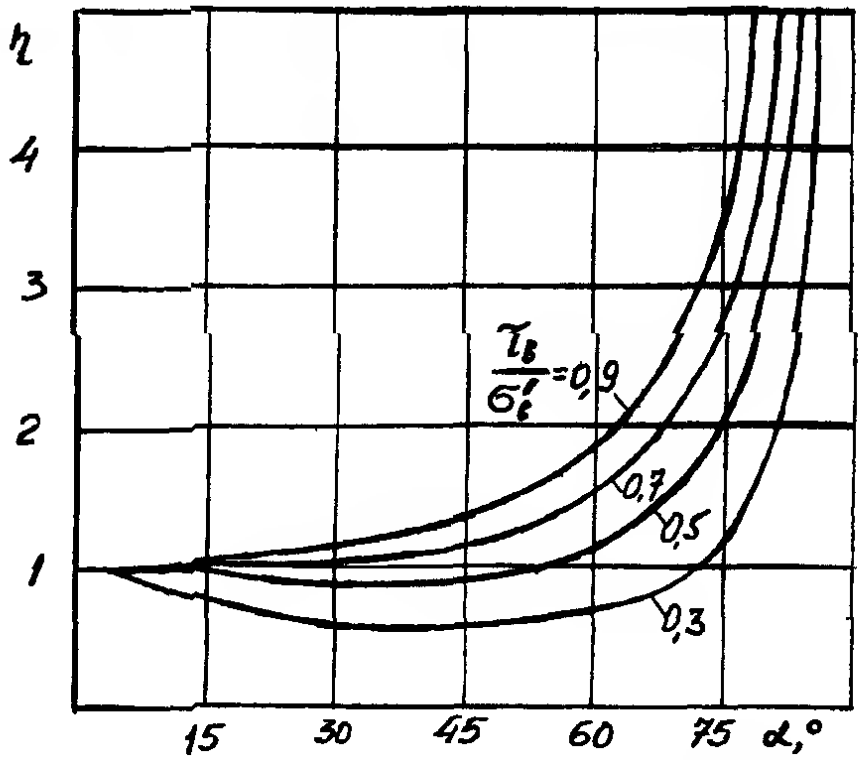


Рис.7.6.8. Зависимость коэффициента изменения прочности η от угла α и соотношения прочности металла при срезе и растяжении $\tau_в / \sigma'_в$

На рис.7.6.8 показана зависимость η от угла α при различных значениях $\tau_в / \sigma'_в$. Для определения угла α, при котором достигается равнопрочность косого шва в случае одноосного растяжения полосы, необходимо в формуле (7.6.18) положить σ_{1P} равным временному сопротивлению основного металла. Уровень прочности существенно зависит от отношения $\tau_в / \sigma'_в$ (рис. 7.6.8), причем наблюдается как повышение, так и снижение прочности в соединениях с косыми швами. Такие же по характеру изменения прочности экспериментальные данные приведены в работе [336] применительно к искусственно выполненным соединениям стали через прослойку из свинца (рис.7.6.9). Высокая прочность, достигаемая при одноосном разрыве по нормали к плоскости соединения, в случае узкой прослойки свинца ($\varkappa$ = 0,16, рис.7.6.9), уменьшается в 2 раза при угле α = 45°, так как прочность свинца на срез довольно низкая. Там же приводятся данные, когда при жесткой схеме нагружения прочность повышалась, несмотря на низкие значения $\tau_в / \sigma'_в$. Объясняется это следующим образом.

При жесткой схеме нагружения обязательно должны появиться поперечные силы, схематично показанные как σ_2 на рис. 7.6.10,*а*. Они могут быть как сжимающими (сплошные линии), так и растягивающими (прерывистые линии). Действие их проявляется в том, чтобы воспрепятствовать разрушению при преимущественном срезе по линии *ох* стыка. В стыке в момент разрушения имеются нормальные напряжения

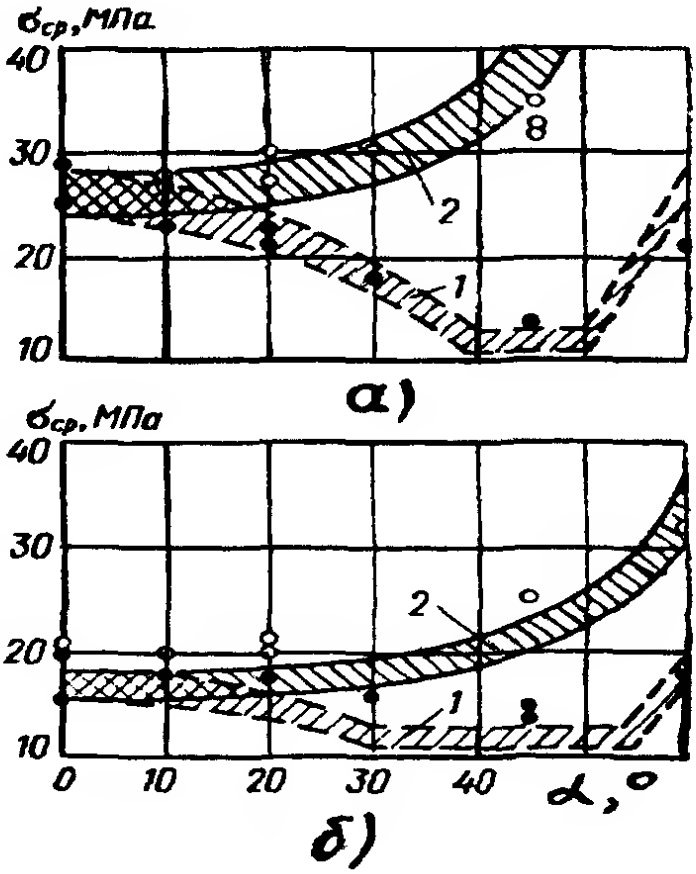


Рис.7.6.9. Сравнение экспериментальных и расчетных значений несущей способности соединений с косой мягкой прослойкой при испытании по "мягкой" (*1*) и "жесткой" (*2*) схемам:
а — $\varkappa = 0{,}16$; *б* — $\varkappa = 0{,}32$;
● ○ — данные эксперимента

σ_y (рис.7.6.10,*б*) и касательные τ_{xy} (рис.7.6.10,*в*). Нормальные напряжения σ_y в принципе не могут быть больше $\sigma'_в$ при нормальном разрыве, когда $\alpha = 0$, по той причине, что если в (7.6.15) $\tau_{xy} \neq 0$, то $\sigma_y < \sigma'_в$. Напряжения σ_y создают в направлении оси *y* силу $P_y = \sigma_y\, a / \cos\alpha$, проекция этой силы в направлении σ_1 равна $P_y \cos\alpha = \sigma_y\, a$ (рис.7.6.10,*б*).

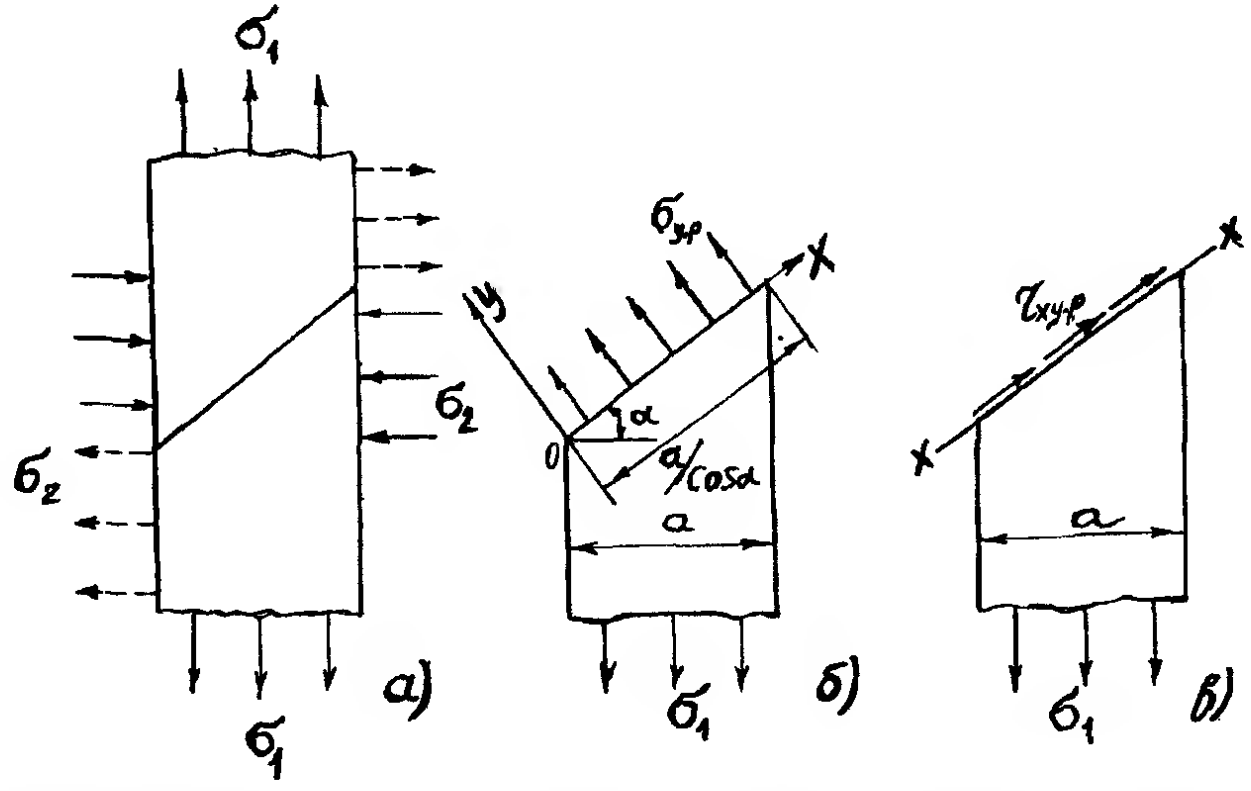


Рис.7.6.10. Схема появления поперечных сил в соединении с косым стыковым швом

Следовательно, повышение прочности при косом шве может быть достигнуто только за счет участия касательных напряжений τ_{xy}, которые дают составляющую в направлении σ_1, равную $\frac{\tau_{xy}\, a \sin\alpha}{\cos\alpha}$.

Среднее суммарное напряжение σ_1 в полосе от σ_y и τ_{xy} равно

$$\sigma_1 = \sigma_y + \tau_{xy} \operatorname{tg}\alpha . \qquad (7.6.20)$$

При этом должно соблюдаться соотношение (7.6.15). Выразим из него τ_{xy} и подставим в (7.6.20). Получим

$$\sigma_1 = \sigma_y + \operatorname{tg}\alpha\, \tau_в \sqrt{1 - \frac{\sigma_y^2}{(\sigma'_в)^2}}. \qquad (7.6.21)$$

Не ставя вопроса о том, как запрещением сдвига технически достичь максимума σ_1, отыщем его максимальное значение при фиксированном α, взяв призводную $\partial\sigma_1 / \partial\sigma_y$ и приравняв ее нулю. После преобразований получим

$$\frac{\sigma_{1\,max}}{\sigma'_в} = \sqrt{1 + \left(\frac{\tau_в}{\sigma'_в}\right)^2 \operatorname{tg}^2\alpha} . \qquad (7.6.22)$$

Как видно из (7.6.18) и (7.6.22), описывающих прочность соответственно при мягкой и жесткой схемах нагружения и косом расположении шва, положительный эффект существенно зависит от отношения $\tau_в / \sigma'_в$. Если прослойка узкая и можно получить повышение прочности $\sigma'_в$ за счет эффекта контактного упрочнения, то использование косых швов при малом значении $\tau_в / \sigma'_в$ может быть эффективным либо при больших α, либо при организации жесткой схемы нагружения.

Если ширина разупрочненной зоны велика, то эффект контактного упрочнения не может быть использован и повышение прочности можно получить только при косом расположении шва, причем тем значительнее, чем больше $\tau_в / \sigma'_в$ и чем жестче препятствие смещению одного свариваемого элемента относительно другого вдоль оси косого шва.

Полученные простые соотношения могут оказаться полезными при использовании косой нахлестки в паяных соединениях. Зная прочность паяного соединения на разрыв и на срез, можно рассчитать прочность при косом расположении нахлестки и правильно выбрать угол α. Они справедливы и для косых угловых сварных швов нахлесточных соединений, если известны прочность лобового шва (аналог $\sigma'_в$) и флангового шва ($\tau_в$).

Неоднородность механических свойств может послужить причиной снижения трещиностойкости стыкового соединения, когда в зоне мягкой прослойки имеет место повышение уровня напряжений начала развития макропластических деформаций.

Для выявления условий такого снижения трещиностойкости соединения испытаниям подвергали образцы с поперечным швом, где исходную поверхностную трещину располагали в различных зонах соединения, неоднородность механических свойств обеспечивали различием в уровне $\sigma_{0,2}$ основного металла по сравнению с $\sigma_{0,2}$ металла шва, а эффект контактного упрочнения — путем использования щелевой разделки при многослойной сварке или кинжального проплавления при электронно-лучевой сварке. Данные о материалах, размерах образцов и приемах выполнения сварных соединений приведены в табл. 7.6.1.

Испытаниям подвергали образцы трех партий стали 03Х11Н10М2Т, основной металл которых был перед сваркой термообработан на различный уровень прочности, тогда как металл шва неизменно имел $\sigma_{0,2} \approx 960$ МПа. Результаты испытаний этих образцов представлены в табл. 7.6.2 и на рис.7.6.11.

Можно видеть, что в координатах K_{IQ} - W большинство экспериментальных точек ложится на единую кривую вне зависимости от мест расположения исходной трещины в соединении (зачерненные точки, рис.7.6.11). Исключение составляют три светлые точки, соответствующие образцам 7, 8 и 9 из третьей партии, у которых притупление

Таблица 7.6.1

Данные о сварных образцах с поверхностной трещиной

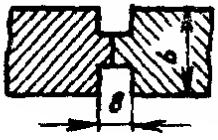
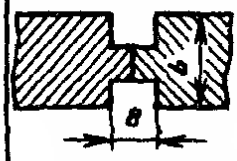
Материал	Партия	Механич.свойства основного металла			Размеры сечения	Тип сварного соединения	Метод сварки
		$\sigma_{0,2}$, МПа	$\sigma_в$, МПа	δ, %	$B \times H$, мм×мм		
Мартенситно-стареющая сталь 03Х11Н10М2Т	I II III	920 1060 1400	1040 1200 1445	12	18×100 20×100		Плавящейся проволокой Св-03Х12Н9М2С в щелевой зазор
Алюминиевый сплав АМг6, АМг6М	I	150 160	320	20	20×130 30×130		То же, Св-АМг6Н
АМг6Н	II	230	365		20×130		Электронно-лучевая с кинжальным проплавлением
АМг6НПП	III	300	400	13	14×130		

Таблица 7.6.2

Результаты испытаний сварных образцов из стали 03Х11Н10М2Т с поверхностной трещиной

Партия образцов	Номер образца	Место расположения трещины	Размеры трещины, мм			Раскрытие трещины, мм		σ_Q, МПа	K_{IQ}, МПа$\sqrt{м}$
			l	$2c$	W	$\delta_{Q\,пл}$	$\delta_{M\,пл}$		
I	1	Основной металл	5,5	15,0	3,51	0,04	1,13	855	90
	2		8,12	18,9	4,91	0,05	2,2	785	97
	3		12,0	25,4	8,89	0,05	4,7	760	127
II	4	Зона сплавления	11,8	27,8	8,53	0,03	0,6	740	118
	5		4,81	17,7	3,57	0,03	1,25	780	82
	6		7,0	30,0	6,8	0,03	0,5	750	110
III	7	Шов	8,85	35,0	8,8	0,01	0,4	660	110
	8	Шов	9,0	37,5	9,65	0,01	0,6	600	104
	9	Зона сплавления	12,3	34,1	12,5	0,012	0,5	700	139
	10	Основной металл	9,9	31,5	9,0	0,01	0,4	700	118

трещины перед страгиванием (точка Q на рис.7.6.12,*в*) практически отсутствовало, нестабильность трещины наступала почти сразу (точка P) и разрушение имело хрупкий характер. Для этих трех образцов корректность использования условия $K_{IQ} = K_{Ic}$ не вызывает сомнений и дает среднее значение $K_{Ic} = 110$ МПа $\sqrt{\text{м}}$.

Особый интерес представляет результат испытания образца № 6 из второй партии, где страгиванию трещины в точке Q (рис.7.6.12,*а*) предшествовало небольшое притупление трещины, а нестабильность наступала не сразу, а после некоторого устойчивого подрастания

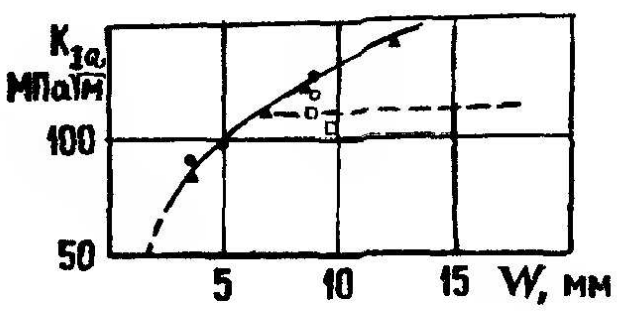


Рис.7.6.11. Статическая трещиностойкость сварных соединений мартеиситио-стареющей стали 03Х11Н10М2Т: — ● ○ — основной металл; □ — центр шва; ▲ — плоскость сплавления; ●■▲ — плоская деформация; ○□ Δ— плоское напряженное состояние

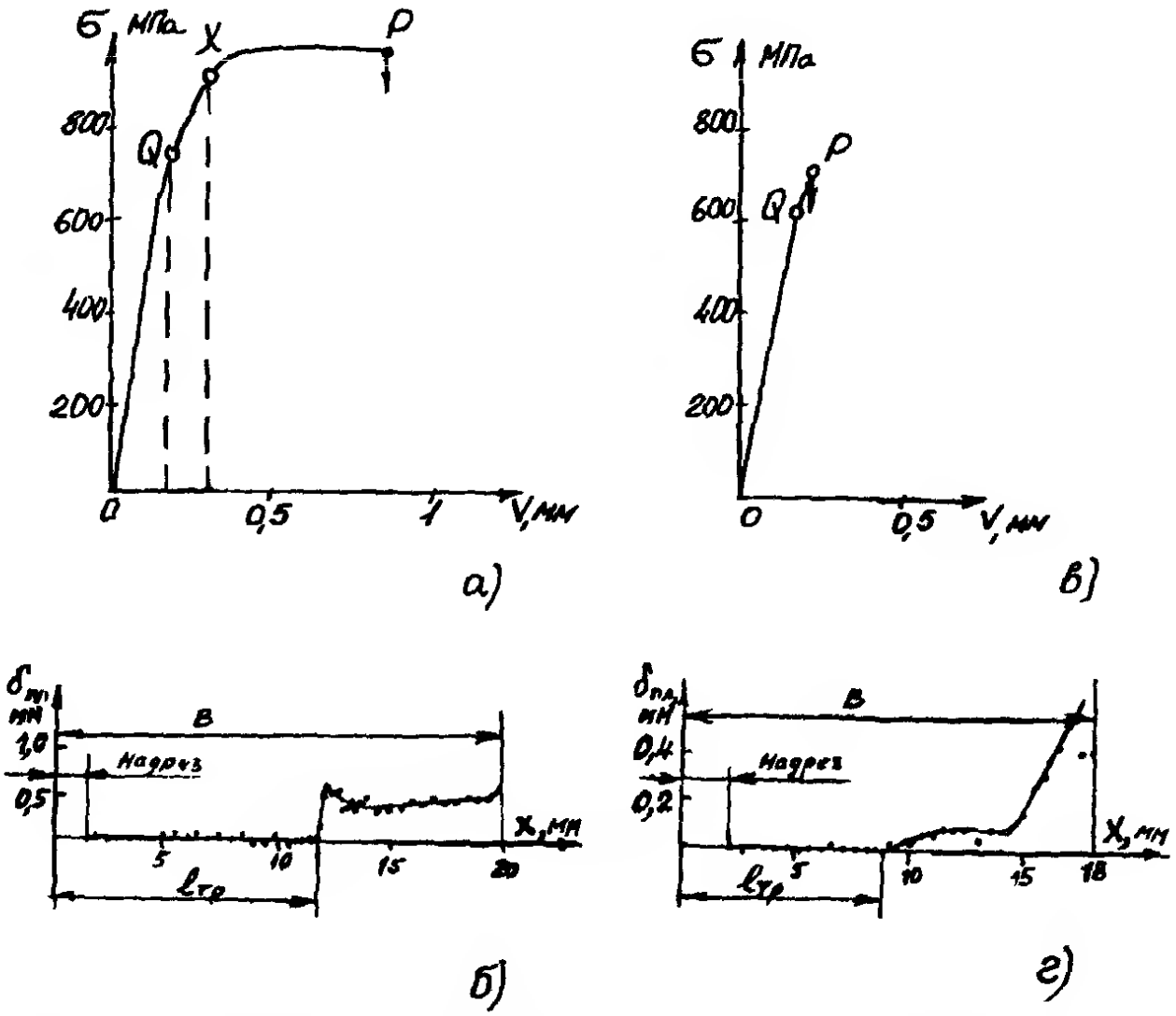


Рис.7.6.12. Результаты испытаний стыковых сварных соединений стали 03Х11Н10М2Т с поверхностной трещиной, где зона шва являлась мягкой прослойкой:
а, б — образец № 6; *в, г* — образец № 8 (см. табл.7.6.2)

трещины на участке QX с переходом к нестабильности в точке P. Можно видеть, что черная точка на рис.7.6.11, соответствующая этому образцу, хотя и располагается на общей кривой $K_{I\,Q} = f(W)$, но одновременно ее уровень $K_{I\,Q}$ соответствует $K_{I\,c}$, а пластическая податливость зоны разрушения составляет всего $\delta_{M\ пл} = 0{,}5$ мм. Это позволяет считать характер разрушения вязкохрупким. Подобие зависимостей σ - V на рис.7.5.3 и рис.7.5.4, соответствующих вязкохрупкому и хрупкому разрушению однородного металла сталей 15ГБ и АБ-1Ш при низких температурах, и зависимостей σ - V на рис.7.6.12 (сварные образцы №6 и 8 из стали 03Х11Н10М2Т) может служить подтверждением одинакового характера проявления силового и деформационного факторов, которые предопределяют изменения НДС в зоне вершины трещины, приводящие к наступлению хрупкого и вязкохрупкого разрушения. Эти результаты показывают, что переход от вязкого типа разрушения к вязкохрупкому и хрупкому вызывается повышением уровня напряжений

начала макропластических деформаций металла вне зависимости от того, вызвано ли это повышение понижением температуры однородного металла в случае сталей 15ГБ и АБ-1Щ или оно возникает в стыковом соединении мартенситно-стареющей стали 03Х11Н10М2Т в результате действия эффекта контактного упрочнения, когда зона шва оказалась в роли мягкой прослойки.

Алюминиевый сплав АМг6 не имеет площадки текучести как в отожженном состоянии, так и после различной степени нагартовки, однако на диаграммах деформирования гладких образцов с увеличением степени нагартовки повышается не только значение $\sigma_{0,2}$, но и уровень напряжений $\sigma_{пц}$ начала развития пластических деформаций. Страгиванию трещины в образце из отожженного металла (рис.7.6.13,*а,б*) предшествовало существенное притупление вершины исходной трещины ($\delta_{Q\,пл} = 0{,}18$ мм), а дальнейшее продвижение трещины в направлении толщины сопровождалось монотонным увеличением $\delta_{пл}$ и протекало стабильно.

При нагружении образцов из АМг6Н и АМг6НПП (рис.7.6.13,*в*) наличие поверхностной трещины в зоне мягкой прослойки не изменяет вязкого характера разрушения, однако увеличение степени нагартовки приводит к существенному снижению притупления исходной трещины перед страгиванием и ускорению роста трещины.

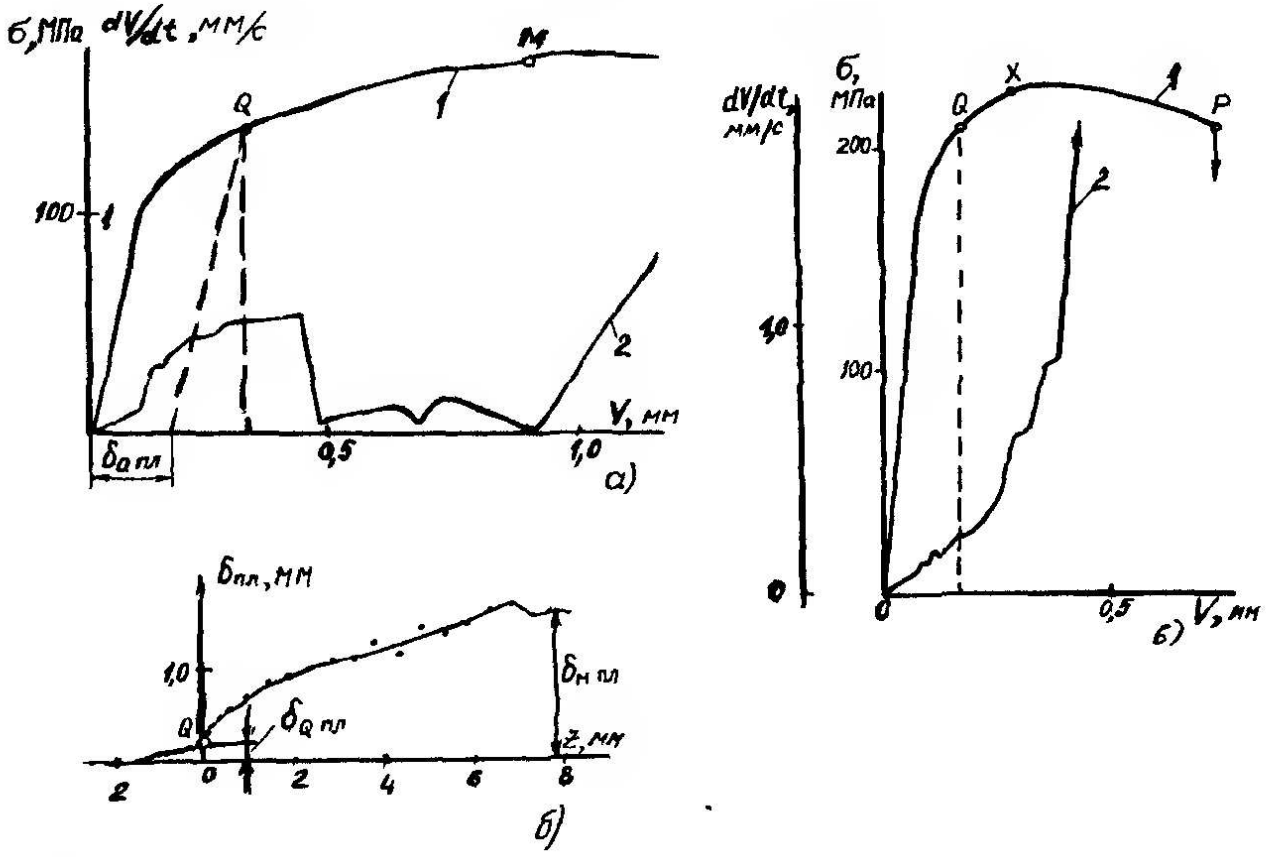


Рис.7.6.13. Результаты испытаний образцов из сплава АМг6 с поверхностной трещиной: *а, б* — в отожженном состоянии; *в* — трещина в шве стыкового соединения нагартованного основного металла АМг6 НПП, где зона шва являлась мягкой прослойкой: *1* — $\sigma = f(V)$; *2* — $dV/dt = \varphi(V)$

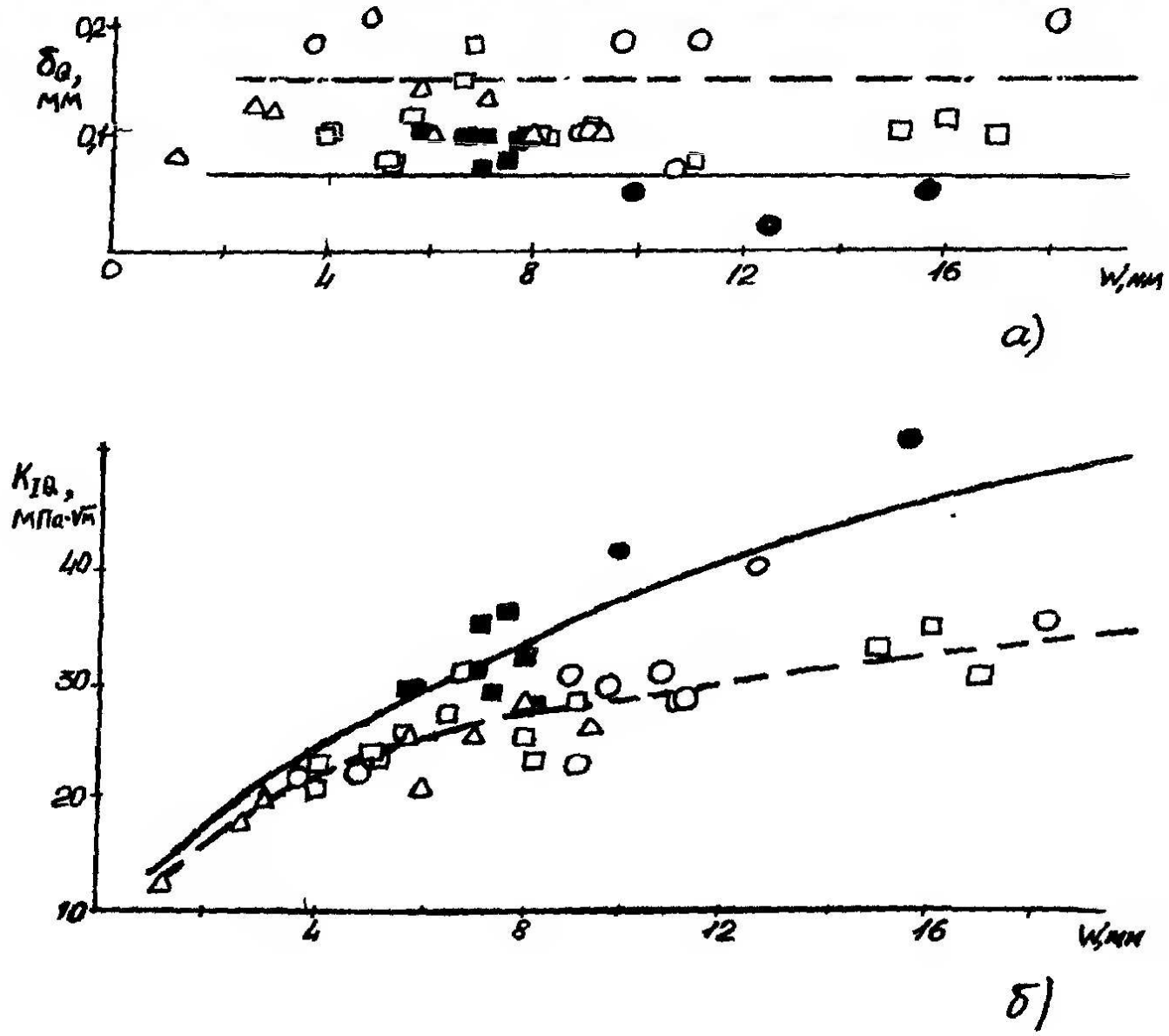


Рис.7.6.14. Результаты статических испытаний образцов из сплава АМг6 при различном положении трещины:
О△□ — основной металл, плоскость сплавления, шов, когда свариваемые элементы в отожженном состоянии; ●▲■ — то же, для нагартованного состояния; ——— — нагартованный; - - - — отожженный

На рис.7.6.14, где представлены результаты испытаний большого количества образцов с поверхностной трещиной, можно видеть, что для нагартованного металла имеет место снижение $\delta_{Q\,пл}$ по сравнению с ненагартованным (рис.7.6.14,*а*), хотя и не до того уровня ($\delta_{Q\,пл} < 0{,}03$ мм), когда разрушение приобретает хрупкий характер и становится правомерным использование соотношения $K_{I\,Q} = K_{Ic}$. Монотонно возрастающие зависимости $K_{I\,Q} = f(W)$ рис.7.6.14,*б* также свидетельствуют, что определение критерия $K_{I\,c}$ для данного материала даже в нагартованном состоянии и при толщине образцов 30 мм оказывается некорректным.

Однако отсутствие хрупких разрушений при испытаниях образцов с поверхностной трещиной еще не отрицает возможности нарушений работоспособности сварных соединений сплава АМг6 в случае излишне высокой степени нагартовки свариваемых элементов. Сопоставление диаграмм σ - V на рис.7.6.13,*а* и на рис.7.6.13,*в* показывает, что типично вязкий характер разрушения в первом случае при отсутствии нагартовки, при высокой степени нагартовки может приблизиться к вязкохрупкому.

Таким образом, анализ условий страгивания и развития поверхностной трещины применительно к стыковым сварным соединениям наглядно показывает, что неблагоприятное изменение НДС в зоне вершины трещины (например, когда зона шва оказывается в роли мягкой прослойки или под действием остаточных растягивающих напряжений), может приводить к существенному снижению трещиностойкости соединения. Поэтому при проектировании, а также при постановке контрольных расчетов учет такого снижения представляется необходимым.

Рассмотренный в §7.5 подход к оценке неразрушимости элемента из однородного металла (см. схему на рис.7.5.14) представляется целесообразным использовать и в случае элемента, где трещина или дефект располагается в той или иной зоне стыкового соединения.

Глава 8

СТАТИЧЕСКАЯ ПРОЧНОСТЬ УГЛОВЫХ ШВОВ И СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ С НИМИ

§ 8.1. Условия работы, типичные виды разрушений и принципы расчета на статическую прочность

Большая часть наплавленного металла расходуется на угловые швы. По данным [187], на них тратится 70% сварочных материалов. По другим источникам [106], эта доля оценивается в 75—85%.

Фактические затраты металла на угловые швы, если не касаться вопросов бережливого использования сварочных материалов, всецело зависят от нормативно-технической документации на сварные конструкции и используемых проектировщиками методов назначения и расчета катетов угловых швов. Последние, в свою очередь, определяются механическими свойствами угловых швов и соединений, в которых они использованы, а также уровнем научных представлений, на базе которых они построены.

Угловые швы и сварные соединения с ними работают в крайне разнообразных условиях. Основными видами нагружений сварных соединений считают следующие.

1. Статическое нагружение в условиях практического отсутствия влияния концентрации напряжений и хрупкости металла.

2. Нагружение при хрупком состоянии металла и заметном влиянии концентрации напряжений. Оно может быть статическим, ударным или в виде отдельных пиковых нагрузок при переменном нагружении.

3. Переменное нагружение, когда существенным является влияние концентрации напряжений на усталость металла.

В настоящей главе в основном рассмотрена работа угловых швов при статической нагрузке в условиях, когда вязкость и пластичность металла высоки, а следовательно, концентрация напряжений оказывает умеренное влияние на прочность и пластичность угловых швов. Некоторые вопросы прочности сварных соединений и угловых швов в условиях пониженной вязкости и пластичности металла рассмотрены в гл. 11.

При анализе условий работы угловых швов одним из существенных элементов следует считать характер передачи ими нагрузок в зависимости от конструкции соединения.

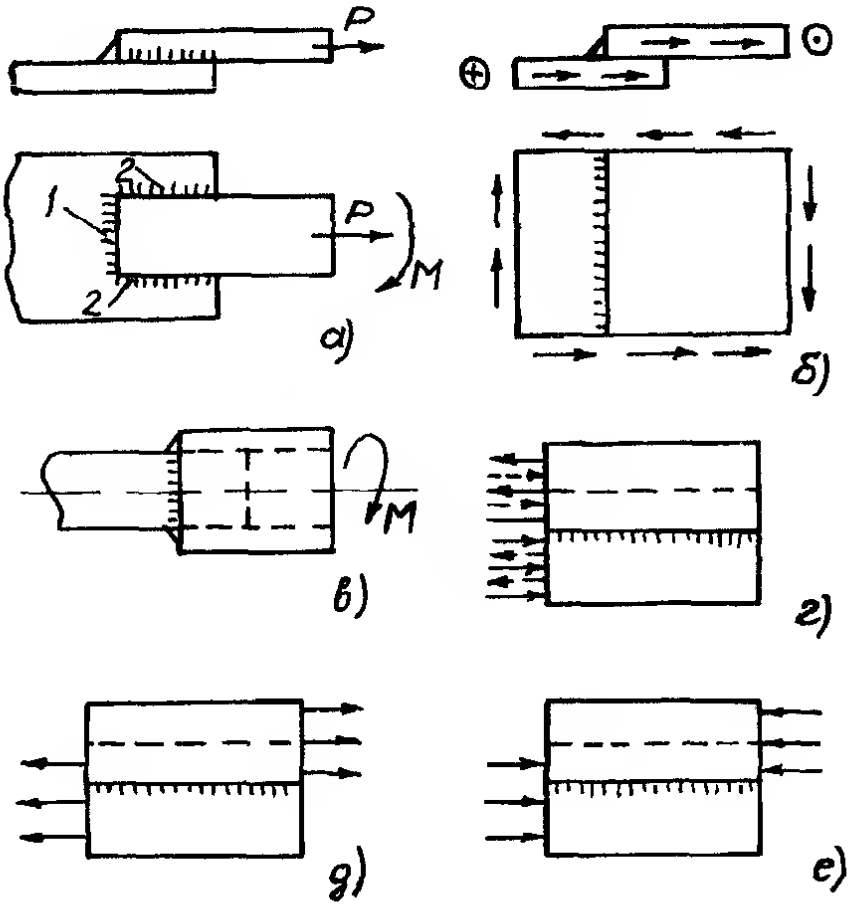


Рис.8.1.1. Схемы нахлесточных соединений, нагруженных в плоскости нахлестки

1. Нахлесточное соединение листовых элементов, когда основные расчетные силы действуют только в плоскости нахлестки (рис.8.1.1,*а*). Здесь различают лобовые швы, в которых силовой поток передается перпендикулярно оси шва *1*, и фланговые *2*, работающие на продольный срез. При наличии момента *M* такое деление на лобовые и фланговые швы оказывается неудобным. Передаваемые отдельными участками швов силы в этом случае содержат как нормальные к оси шва нагрузки, так и продольные срезывающие. Идеальная схема чистого сдвига в угловом шве показана на рис.8.1.1,*б*. Она реализуется в кольцевом шве трубы, передающей крутящий момент (рис.8.1.1,*в*). Далее следуют схемы продольного среза, которые можно лишь условно отнести к идеальному сдвигу (рис.8.1.1,*г,д,е*). На рис. 8.1.1,*г* силы, приложенные с одного конца шва, имеют разные знаки и могут быть растягивающими со стороны одной или другой пластины; в схеме на рис.8.1.1,*д* силы растягивающие, а на рис.8.1.1,е — сжимающие. Прочность швов зависит от схемы передачи нагрузок.

Схемы передачи нагрузок в лобовых швах также разнообразны (рис.8.1.2). Две из них показаны на рис.8.1.2,*а*. Это так называемые случаи работы лобового шва на растяжение (сплошные стрелки) и на сжатие (прерывистые стрелки). Две другие схемы представлены на рис.8.1.2,*б*.

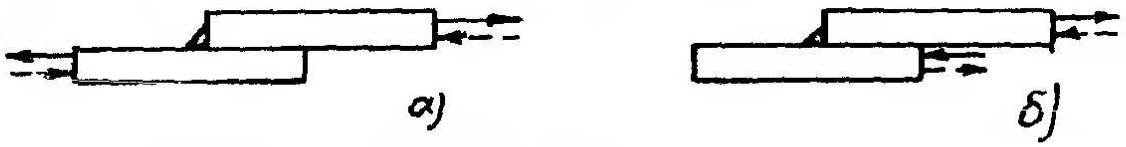


Рис.8.1.2. Схемы нагружения соединений с лобовым швом

2. Тавровое соединение с одним угловым швом (рис.8.1.3,*а*). Такое соединение (рис.8.1.3,*б*) может испытывать значительные нагрузки, нормальные к плоскости непровара, если имеется шов с другой стороны листового элемента. Соединения втавр, представленные на рис.8.1.3,*в,г*, передают нередко нагрузки, нормальные к плоскости непровара и при отсутствии шва с другой стороны листа. В этих соединениях листовой элемент испытывает существенный изгиб в случае действия растягивающей силы или момента (рис.8.1.3,*в*), а также испытывает значительную перерезывающую силу. Корень шва оказывается при этом обычно сжатым. Если продольная сила сжимающая, то изгиб обычно невелик и в передаче нагрузки могут участвовать кроме швов и участки контактирования основных элементов. Однако в некоторых случаях (рис.8.1.3,*г*) при передаче растягивающей нагрузки изгиб вызывает в корне шва растяжение, что может оказаться крайне неблагоприятным для прочности шва.

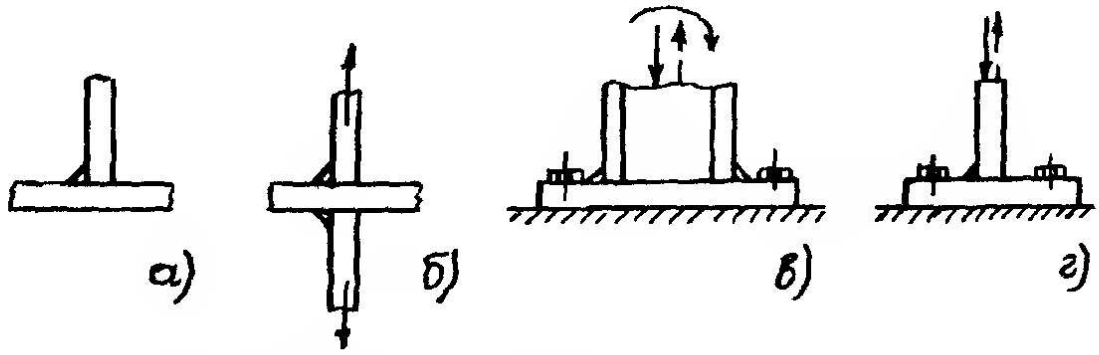


Рис.8.1.3. Схемы нагружения таврового соединения

3. В соединениях промежуточного вида между соединением внахлестку и соединением втавр (рис.8.1.4,*а,б*) могут быть все виды нагрузок, типичные для соединений внахлестку и для соединений втавр с одним швом, так как нагрузка, передаваемая швом, может иметь любое направление по отношению к продольной оси шва.

4. Тавровое соединение с двумя угловыми швами (рис. 8.1.5,*а,б*). Для таких соединений характерны виды нагрузок, рассмотренные для фланговых швов (рис.8.1.1,*в,г,д,е*), и часть видов нагрузок, характерных для соединений втавр с одним угловым швом.

5. Наиболее общим случаем является пример, когда два массивных тела (детали) *1* и *2* соединены угловыми швами. Направление нагрузки может быть любым, как показано на рис.8.1.6.

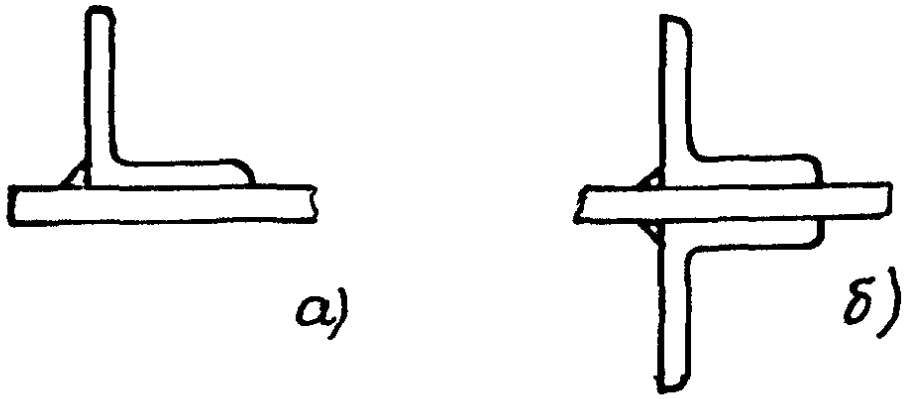


Рис.8.1.4. Соединение листового элемента с профильным

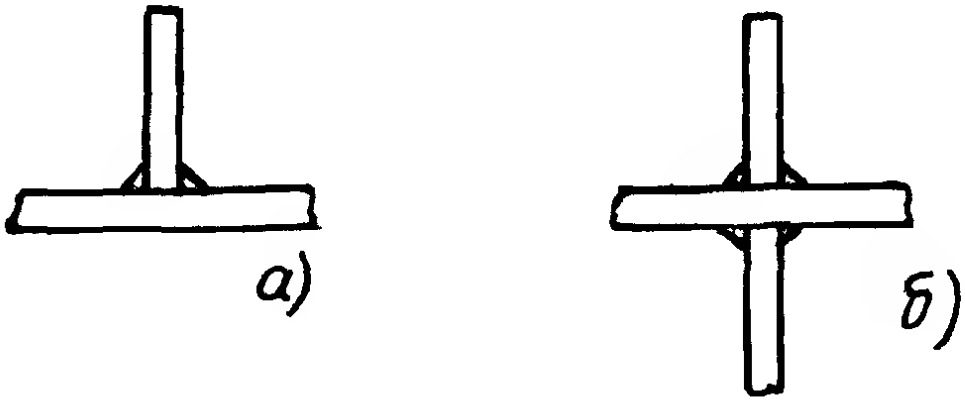


Рис.8.1.5. Тавровое соединение с двумя угловыми швами

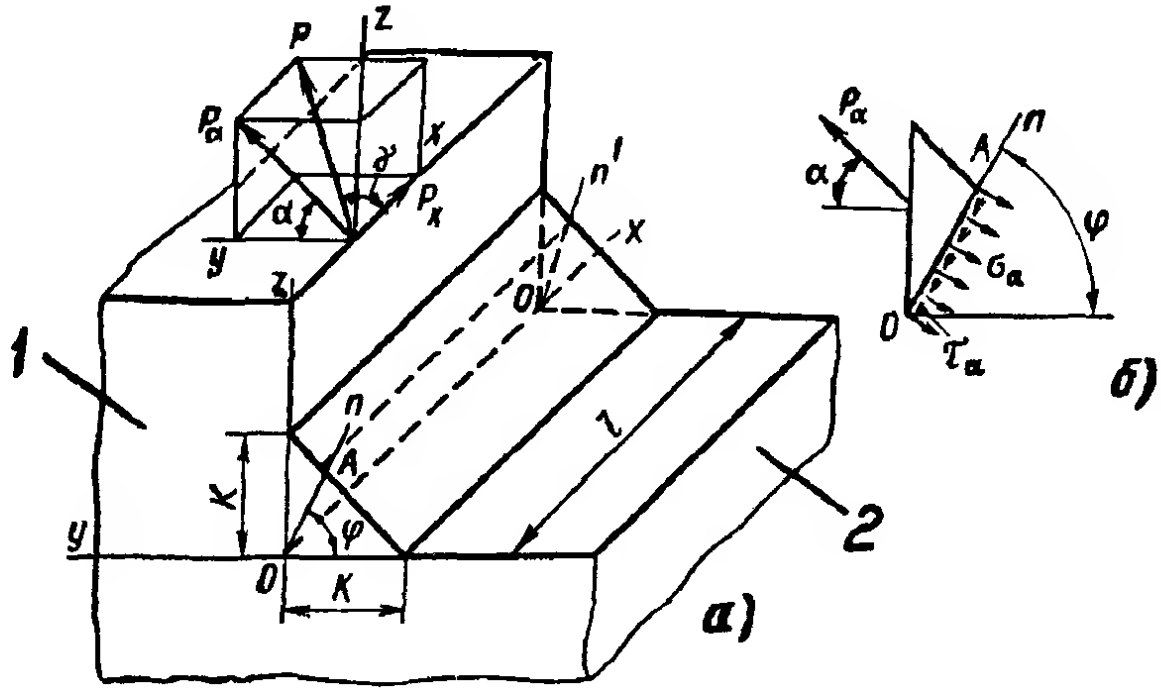


Рис.8.1.6. Массивные элементы, соединенные угловым швом

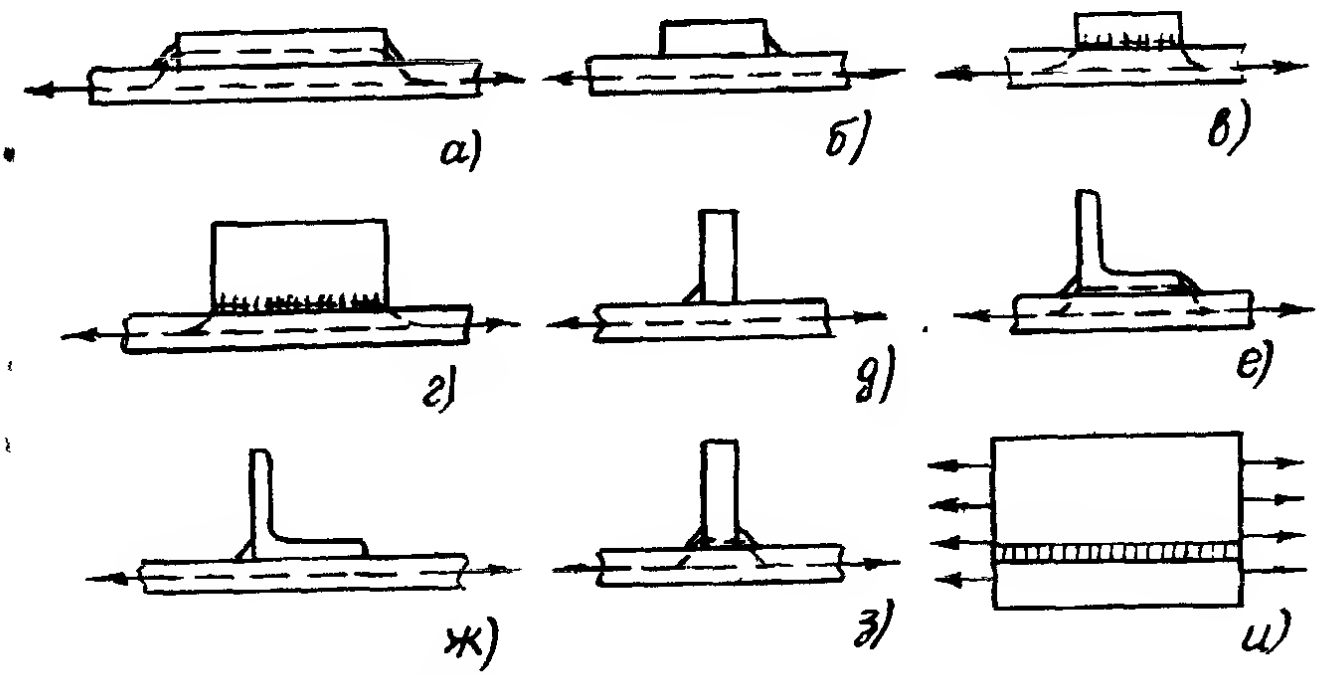


Рис.8.1.7. Соединения со связующими угловыми швами (штриховой линией показаны силовые потоки)

Выше были перечислены виды соединений, в которых угловой шов является рабочим, то есть передает нагрузку. Значительную группу образуют сварные соединения, нагруженные частично или совсем не передающие нагрузок; последние иногда называют связующими. По конструкции эти соединения ничем не отличаются от рабочих соединений, но в них силовой поток частично или полностью проходит мимо шва (рис.8.1.7).

В связующих поперечных швах (рис.8.1.7, *а, в, г, е, з*) имеет место некоторая концентрация напряжений ввиду ответвления нагрузки в шов. В продольном связующем шве (рис.8.1.7,*и*) концентрация напряжений возникает только от неровностей поверхности шва.

Различают несколько типичных видов разрушений сварных соединений с угловыми швами при однократно приложенной нагрузке.

1. Если основной и наплавленный металлы находятся в вязком состоянии, обладают высокой пластичностью, то разрушения сварных соединений, как правило, происходят вдали от швов по основному металлу при условии, что продольные сечения швов в рабочих и частично нагруженных соединениях достаточно велики, чтобы передавать без разрушения приходящуюся на них нагрузку. Исключением из этого правила можно считать почти искусственный пример присоединения очень широкой полосы двумя длинными фланговыми швами малого катета (рис.8.1.8), в котором после приложения некоторой нагрузки произойдет исчерпание пластичности концов фланговых швов при их сдвиге и начнется последовательное разрушение швов без увеличения нагрузки, которое будет распространяться вдоль швов по мере движения захватов машины.

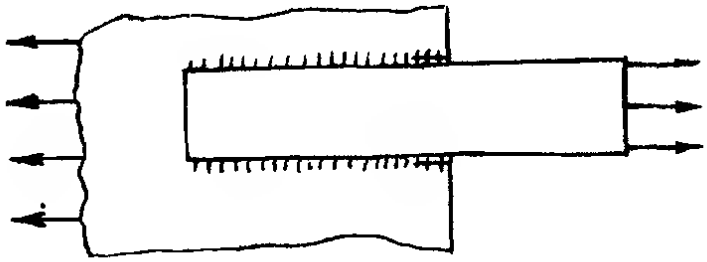


Рис.8.1.8. Широкая полоса с двумя фланговыми швами

2. Основной и присадочный металлы находятся в вязком состоянии и обладают высокой пластичностью, но сечения швов в рабочем соединении недостаточны для того, чтобы передать нагрузку, которую способен выдержать основной металл. Такие соединения называют неравнопрочными, имея в виду недостаточность сечений их швов. Разрушение в них происходит по швам после протекания заметной пластической деформации.

3. Основной металл и швы находятся в вязком состоянии, но швы обладают пониженной пластичностью. В сварных соединениях со значительной неравномерностью передачи силового потока швами возможно разрушение отдельных частей сварного соединения по швам до того, как все участки швов перейдут в состояние текучести.

4. Хрупких разрушений по местам переходов от наплавленного металла к основному не наблюдается. Разрушения швов в соединениях начинаются медленно от корней швов по механизму отрыва, поперечного или антиплоского среза при недостаточном включении в работу всего поперечного сечения шва. Такое поведение является признаком того, что соотношение между размером катета шва и пластичностью металла шва неблагоприятно. Для таких крупных катетов необходимо иметь более пластичный наплавленный металл.

5. Разрушения возникают хрупко в швах или по местам перехода от наплавленного металла к основному до наступления заметной текучести в швах. Такие разрушения типичны для низких температур и могут возникать даже в соединениях со слабо нагруженными или ненагруженными швами.

Понимание возможных механизмов разрушения сварных соединений с угловыми швами позволяет построить рациональную схему расчетов и рекомендовать ряд критериев прочности и пластичности, уместных для отдельных случаев.

В отличие от многих известных методов расчета на прочность по предельному состоянию наступления текучести металла или появлению усталостных разрушений, когда обходятся лишь определением напряжений в упругой области, расчет на статическую прочность соединений с угловыми швами должен проводиться по предельному состоянию наступления разрушения.

Наступлением текучести металла в какой-либо отдельной точке углового шва в практических целях обычно никогда не интересуются, так как из-за высокой концентрации напряжений в угловых швах локальная пластическая деформация возникает почти всегда. Наступление общей текучести углового шва также, как правило, в испытаниях не регистрируют, так как ее не используют в качестве предельного состояния в расчетах на прочность.

Расчет по предельному состоянию разрушения при однократной нагрузке представляет сложность хотя бы потому, что разрушению предшествует пластическая деформация, которую довольно сложно определить в расчете.

При развитых пластических деформациях можно применять прямые методы расчета, но требуется надежный и сложный аппарат расчета напряженно-деформированного состояния в неупругой области. Существуют более экономные, но менее точные методы расчета на прочность, которые можно было бы назвать косвенными. Идея их состоит в том, что рассчитывается напряженно-деформированное состояние соединения при эксплуатационных нагрузках, когда пластические деформации невелики или даже вовсе отсутствуют. Затем проводится сравнение численного значения критерия напряженно-деформированного состояния в опасной зоне соединения с предельным, т.е. с механической характеристикой.

Недостаток этого подхода состоит в том, что в ряде случаев не удается точно определить фактический коэффициент запаса ввиду нелинейной зависимости изменения критерия напряженно-деформированного состояния в опасной зоне с изменением нагрузки. Лишь для разрушений хрупких, возникающих в пределах упругих деформаций, фактический коэффициент запаса можно определить точно.

В косвенных методах расчета по предельному состоянию разрушения используют и другие приемы, сходные с описанными выше. После определения максимального рабочего напряжения или другого критерия при эксплуатационных нагрузках их сравнивают с допускаемыми значениями напряжений или с допускаемыми значениями критериев.

В косвенных методах используется одно из рациональных положений, согласно которому общая максимальная нагрузка на конструкцию в эксплуатационных условиях существенно увеличиться не должна. Вводимый коэффициент запаса предназначен для того, чтобы компенсировать возможные отклонения в свойствах металла, в размерах швов (или в размерах дефектов), по точности определения напряженно-деформированного состояния в опасных зонах и другие отклонения.

Вне зависимости от метода расчета, прямого или косвенного, необходимо располагать механическими характеристиками для угловых швов, которые бы правильно отражали наступление предельного состояния разрушения. Определение механических характеристик

угловых швов и металла в зонах концентрации напряжений, которые характерны для угловых швов, естественно, должно проводиться путем разрушения образцов с такой обработкой результатов испытаний, которая бы отражала протекание пластических деформаций.

Рассмотренные выше 5 типичных видов разрушений сварных соединений с угловыми швами нуждаются в использовании различных по сложности методов расчета на прочность и различных критериев прочности и пластичности угловых швов.

1. Простейший метод расчета предусматривает использование только одной механической характеристики — минимальной прочности углового шва и соответственно одного допускаемого напряжения. Обычно таковой является прочность шва на продольный срез. Для большинства видов соединений используется кинематический метод определения сил в швах. При определении касательных напряжений в поясных швах балок при наличии перерезывающей силы Q используют формулу сопротивления материалов $\tau_Q = (Q\,S)/(J\,b)$, а при наличии сосредоточенной силы P находят длину участка шва, передающего эту силу. Так как в этом методе не используются критерии пластичности, он может обслуживать только *1* и *2* виды разрушений соединения с пластичными и вязкими швами.

2. Несколько более сложный метод расчета предусматривает учет направления действия сил и соответственно использует помимо минимальной прочности шва еще коэффициент повышения прочности шва C, зависящий от направления передаваемых швами сил. Расчет выполняется в две стадии. Сначала определяют действующие рабочие напряжения и находят расчетные коэффициенты повышения прочности C для отдельных участков швов в зависимости от направления передаваемых ими сил. На второй стадии снова определяют рабочие напряжения с учетом коэффициентов повышения прочности швов. При данном подходе требуется знать как прочность углового шва на продольный срез, так и прочность при приложении силы перпендикулярно продольной оси шва. Прочность при произвольном направлении силы определяется по формулам, приведенным в §8.3. Этот метод, как и предыдущий, относится к косвенным. Он также предназначен только для вязкого состояния основного металла и достаточно пластичных швов.

3. Метод расчета, разработанный на базе метода конечных элементов, предусматривает использование характеристик прочности и пластичности простейших угловых швов. Швы разбиты по длине на отдельные конечные элементы специальной конструкции, которые имеют по крайней мере следующие четыре параметра упруго-пластической жесткости: вдоль оси шва, поперек шва в направлении катета $к_1$, то же в направлении катета $к_2$ и при продольном сдвиге вдоль оси шва.

По каждому из указанных направлений (кроме первого) должна быть экспериментально получена (или вычислена) диаграмма деформирования шва вплоть до точки разрушения, в которой известны прочность единицы длины шва T_p и его пластичность Δ_p. Подробнее эти понятия разъяснены в §8.3 и 5.3.

Данный метод расчета может обслуживать виды разрушений *3* и *5*, когда не требуется знать концентрацию деформаций у предельно острых концентраторов. Метод может быть использован как для расчетов вплоть до разрушающей нагрузки, так и в качестве косвенного, когда определяют напряженно-деформированное состояние при эксплуатационных нагрузках и сравнивают значения $T_э$ и $\Delta_э$ с допускаемыми [T] и [Δ]. В последнем варианте расчета не обязательно иметь диаграммы упругопластического деформирования швов вплоть до разрушения; достаточно иметь лишь начальные участки, соответствующие возможному уровню нагружения, достигаемому при эксплуатационных нагрузках.

4. Наиболее универсальный метод расчета сварных соединений с угловыми швами также построен на базе МКЭ, но предусматривает расчет концентрации напряжений и деформаций у предельно острых концентраторов. Расчет выполняется в два этапа. Сначала рассчитывают напряженно-деформированное состояние при эксплуатационных нагрузках по предыдущему методу и определяют распределение сил и перемещений, используя начальные участки диаграмм деформирования швов. Затем из соединения выделяют один или несколько фрагментов, которые могут оказаться наиболее близко к предельному состоянию разрушения. Фрагмент разбивается на конечные элементы, в том числе и такие, которые у вершины предельно острых концентраторов способны отразить особенности, свойственные трещинам в механике разрушения. На втором этапе решения в качестве граничных условий используются перемещения по контуру фрагмента, которые были определены на первом этапе решения. Вычисляются локальные перемещения $D_э$ у предельно острых концентраторов и они сравниваются с допускаемыми $[D]$. Допускаемые значения $[D]$ должны назначаться в зависимости от коэффициентов запаса и предельных разрушающих значений $D_р$ для опасных мест: для корней швов и для зон перехода от наплавленного металла к основному.

Если деформации при эксплуатационных нагрузках упругие, а в зонах предельно острых щелевидных концентраторов (непроваров) возникают незначительные пластические деформации, то оценку возможности хрупкого разрушения для этих мест можно выполнять с использованием критериев механики разрушения K_{Ic}, K_{IIc}, K_{IIIc}. Метод целесообразно использовать для видов разрушения *4* и *5*.

§ 8.2. Характеристики прочности и пластичности угловых швов

В угловом шве нахлесточного соединения (см. рис.8.1.6), если рассмотреть некоторое произвольное сечение, расположенное под углом φ по отношению к плоскости нахлестки, в общем случае будут действовать 4 вида напряжений: 1) нормальное напряжение σ_α от составляющей силы P_α, расположенной перпендикулярно оси шва *ox*; 2) касательное напряжение τ_α от той же силы P_α; 3) касательное напряжение τ_x от силы среза P_x, смещающей деталь *1* вдоль шва относительно детали *2*; 4) так называемое связующее нормальное напряжение σ_c, которое возникает в шве при совместной его деформации с деталями *1* и *2* вдоль оси шва *ox*.

Первые три компонента могут быть вычислены, если известны значения P, углы α и γ, а также выбранное значение угла φ.

Если в качестве катета брать размер k, показанный на рис. 8.1.6,*а*, то для равнокатетного шва получим:

$$\sigma_\alpha = \sqrt{2}\ P_\alpha \sin(\alpha + \varphi) \cos(\varphi - 45^\circ) / (\kappa l)\ ; \qquad (8.2.1)$$

$$\tau_\alpha = \sqrt{2}\ P_\alpha \cos(\alpha + \varphi) \cos(\varphi - 45^\circ) / (\kappa l)\ ; \qquad (8.2.2)$$

$$\tau_x = \sqrt{2}\ P_x \cos(\varphi - 45^\circ) / (\kappa l)\ . \qquad (8.2.3)$$

Интенсивность средних напряжений σ_i в сечении шва *OA* равна

$$\sigma_i = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_\alpha - \sigma_c)^2 + \sigma_\alpha^{\,2} + \sigma_c^{\,2} + 6(\tau_\alpha^{\,2} + \tau_x^{\,2})}. \qquad (8.2.4)$$

Нормальное напряжение, перпендикулярное оси шва и свободной поверхности шва, принимается в (8.2.4) равным нулю.

Максимальное значение σ_i можно найти из условия

$$\frac{\partial \sigma_i}{\partial \varphi} = 0\ . \qquad (8.2.5)$$

Именно в сечении, в котором σ_i максимально в первую очередь начнется общая пластическая деформация углового шва при $\sigma_i = \sigma_т$, которая по мере упрочнения металла от пластической деформации будет распространяться на соседние участки.

Момент наступления полной текучести углового шва в современных расчетах на прочность соединений с угловыми швами обычно не используют. Главное значение для углового шва имеет наступление разрушения в какой-либо из его точек или полное разрушение шва.

Если рассмотреть угловой шов, нагруженный только поперечной силой P_α (рис.8.2.1,*а*), то в зависимости от свойств металла, темпера-

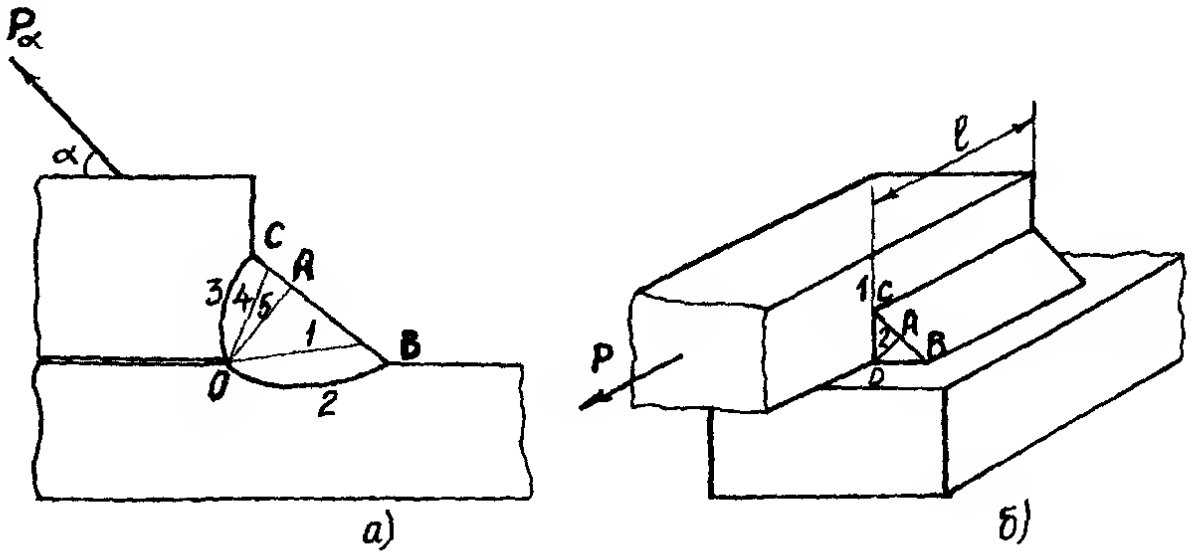


Рис.8.2.1. Определение прочности и пластичности углового шва:
а — схема действия нагрузки поперек шва; *б* — схема действия нагрузки вдоль шва

туры, абсолютных размеров шва, сочетания свойств шва, основного металла и зоны термического влияния, а также угла α направления силы P_α начало разрушения углового шва может происходить от различных мест. Рассмотрим вначале случай $\alpha = 0$. При вязком состоянии металла и примерно равной прочности шва и основного металла разрушение идет по линии *1*. При прочном шве и вязком состоянии металла разрушение может пойти по линиям *2* или *3*. При хрупком состоянии металла разрушение может происходить по линиям *4* и *3* после незначительной пластической деформации или даже без нее.

При углах $\alpha > 0$, и в особенности при $\alpha > 45°$, разрушение преимущественно начинается от точки *О*. Лишь при глубоком проплавлении, когда концентрация напряжений от непровара в корне шва мала, разрушения при углах α, близких к 90°, могут возникнуть в точке *С*.

Предсказание места разрушения в угловом шве возможно только для швов, мало отличающихся по свойствам от основного металла, и то лишь на основе расчета напряженно-деформированного состояния по методу конечных элементов.

Вторым типичным случаем нагружения углового шва является его работа на продольный срез. Если шов кольцевой и, следовательно, не имеет начала и конца, то разрушение такого шва также может начаться от точек *О*, *В* или *С* (рис.8.2.1,*а*). Отличие, по сравнению со случаем поперечной нагрузки, будет в том, что разрушение произойдет по схеме антиплоского среза. Направления трещин могут иметь самый различный вид.

Угловой шов, работающий на продольный сдвиг и имеющий окончание (рис.8.2.1,*б*), может начать разрушаться либо путем среза по линиям сплавления *ОВ*, *ОС* или наименьшему сечению *2*, либо путем

отрыва по линии *1*. Вид разрушения зависит от того, какое из предельных состояний будет достигнуто раньше: срез или отрыв. Более подробно эти вопросы обсуждены в публикации [20].

Сложность разрушения угловых швов требует определенной систематизации критериев с указанием рациональной области их применения. При изложении данного вопроса будем опираться на изложенные в § 8.1 четыре способа расчета сложных сварных соединений на прочность.

Первый, простейший способ расчета нуждается в определении только одной механической характеристики — минимальной прочности единицы длины углового шва $T_{p\ мин}$ (табл.8.2.1). Обычно это прочность углового шва при продольном срезе. Поскольку данный метод расчета исходит из предположения. что пластичность шва достаточно велика, то, чтобы убедиться в этом, необходимо испытать швы также и в поперечном направлении. При этом прочность и пластичность шва следует оценивать по значениям P_p и $\Delta_{пл.р}$ (см. рис.6.7.3).

Если отнести прочность единицы длины шва T_p к минимальному сечению шва a (отрезок OA на рис.8.2.1,*а*), то получим условную прочность металла шва τ_p, а деля $\Delta_{пл.р}$ на a, получим условную пластичность металла шва $\varepsilon_{пл\,р}$.

В инженерных методах расчета на прочность принимается, что прочность шва T_p прямо пропорциональна катету шва. В действитель-

Таблица 8.2.1

Механические характеристики, используемые для оценки свойств сварных соединений с угловыми швами

№ п/п	Название характеристики	Обозначение	Единица измерения
1	Прочность металла шва при продольном срезе	$\tau_{ф\,р}$	Н/мм^2 (МПа)
2	Прочность единицы длины шва	$T_р$	Н/мм
3	Пластичность шва	$\Delta_{пл.р}$	мм
4	Пластичность металла шва	$\varepsilon_{пл.р}$	%
5	Локальное разрушающее перемещение	$D_р$	мм
6	Локальная разрушающая деформация	$\varepsilon_{D\,р}$	%
7	Динамическая вязкость разрушения	G_{cd}	Дж/мм^2
8	Критический коэффициент интенсивности напряжений	$K_{I\,c}$	Н/мм$^{3/2}$

ности эта закономерность имеет место, вероятно, только в швах, механические свойства которых совпадают с основным металлом.

Тем не менее в сталях невысокой прочности, несклонных к закалке при термических циклах сварки, для угловых швов, выполняемых сварочными материалами, обеспечивающими примерно тот же уровень прочности, что и у основного металла или ниже, не находящихся в хрупком состоянии вследствие пониженной температуры, прочность металла шва целесообразно характеризовать прочностью на срез вдоль шва $\tau_{фр}$. Для указанных условий прочность металла шва на срез сохраняется примерно постоянной при изменении катетов швов k и глубины провара, характеризуемого коэффициентом β. Умножая $\tau_{фр}$ на расчетное наименьшее сечение шва βk, получаем значение прочности единицы длины шва

$$T_{фр} = \tau_{фр} \beta k. \qquad (8.2.6)$$

Такая форма представления данных о минимальной прочности угловых швов через $\tau_{фр}$ удобна при переходах от одних катетов швов к другим при сохранении неизменными сварочных материалов и способа сварки.

Для угловых швов с наплавленным металлом, прочность которого существенно превосходит прочность основного металла, для швов с малым катетом и глубоким проплавлением, а также в случаях, когда проявляется фактор низкотемпературной хрупкости, выражать прочность угловых швов в функции катета и минимальной прочности материала на срез нецелесообразно, так как в этих случаях не наблюдается прямая пропорциональная связь между прочностью и размером катета шва. Более удобным представляется указывать прочность углового шва в этих случаях в виде прочности единицы длины шва на срез $T_{фр}$, не выражая ее через размер катета шва. Значение прочности при других катетах следует определять экспериментально.

Неэкономичность метода расчета, в котором используется единственное значение прочности шва на продольный срез, объясняется отсутствием учета различной прочности углового шва при различном направлении передаваемой силы P (рис. 8.1.6).

Это обстоятельство вызвало необходимость учета различной прочности углового шва путем введения коэффициента C повышения прочности [38]. Коэффициент C показывает, во сколько раз прочность шва по рассматриваемому направлению выше наименьшей прочности, которая обычно наблюдается у шва, работающего на срез вдоль шва. Такой подход, как отмечено в § 8.1, составляет основу второго по сложности метода расчета на статическую прочность.

Наиболее стабильные значения C наблюдаются в случаях, когда механические свойства шва и основного металла близки, а металл

находится в вязком состоянии [90]. В этом отношении показательными являются результаты, представленные на рис.8.2.2,*а*. Наибольшая прочность обычно бывает у шва при $\alpha = 45°$ и $\gamma = 0$, т.е. когда шов работает на поперечный разрыв. Значение C достигает 1,75 и даже более.

Значительную прочность обнаруживают и лобовые швы, работающие на растяжение, т.е. при $\alpha = 0$. В этом случае $C \approx 1{,}5$. При работе

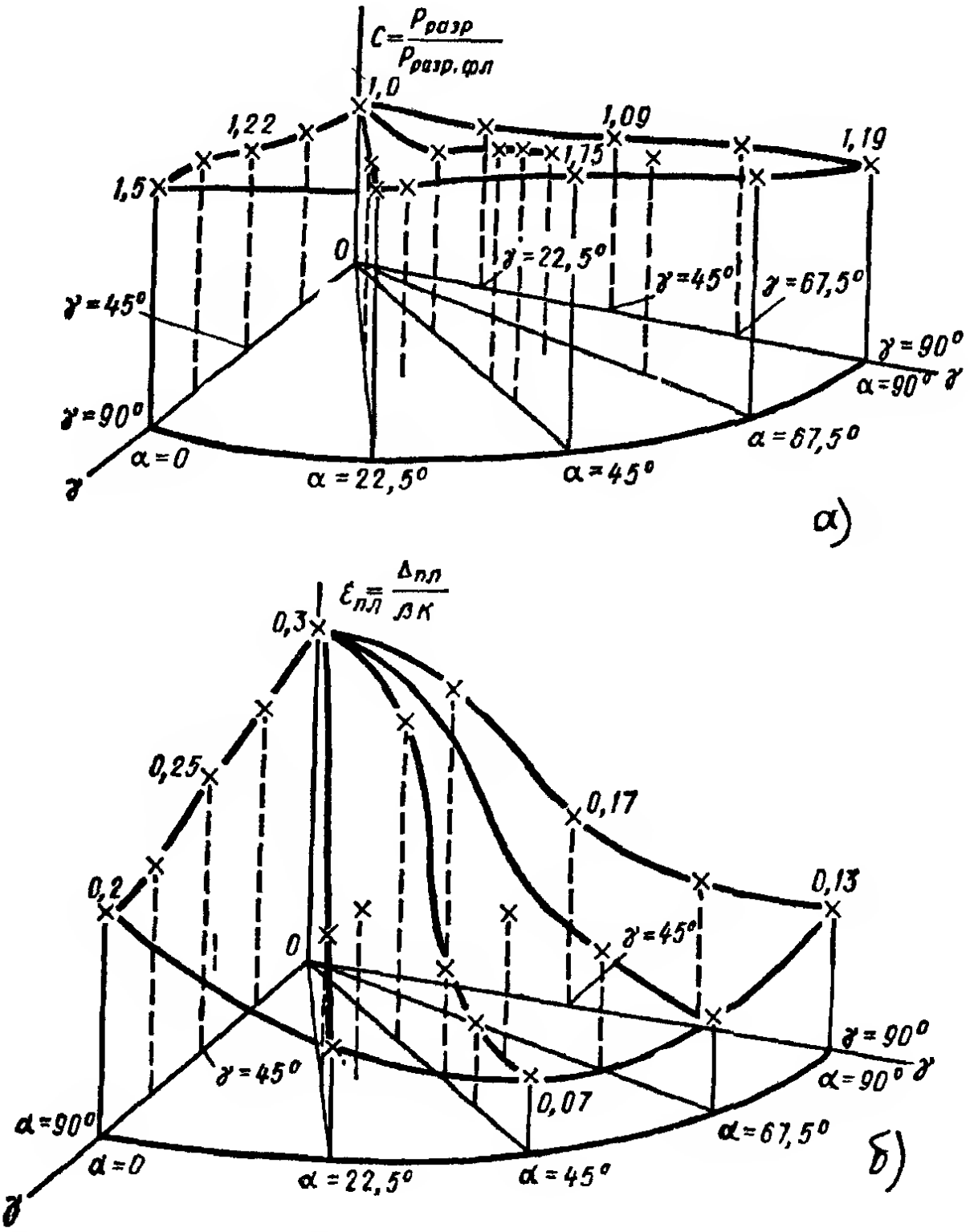


Рис.8.2.2. Результаты испытаний сварных соединений с угловыми швами в зависимости от направления нагрузки, определяемого углами α и γ:
а — испытания на прочность, *б* — испытания на пластичность

лобовых швов на сжатие, т.е. при $\alpha = 180°$, значения C обычно ниже, чем у таких же швов, работающих на растяжение. Объяснить это можно тем, что при работе лобового шва на растяжение (при $\alpha = 0$) на участке OA (рис. 8.2.3 *а*) возникает дополнительное сжатие вследствие появления изгибающего момента, вызванного парой сил P_1 (рис. 8.2.3,*б*). При работе лобового шва на сжатие (рис.8.2.3,*в*) момент от пары сил P_2 создает растяжение в корне шва. Аналогичная картина наблюдается и при работе углового шва как таврового (угол $\alpha = 90°$), что показано на рис. 8.2.3,*г*. Хотя срез происходит по линии OD, он сопровождается действием растягивающей силы P_M в корне шва, что снижает прочность. Коэффициент C для этого случая составляет обычно 1,2.

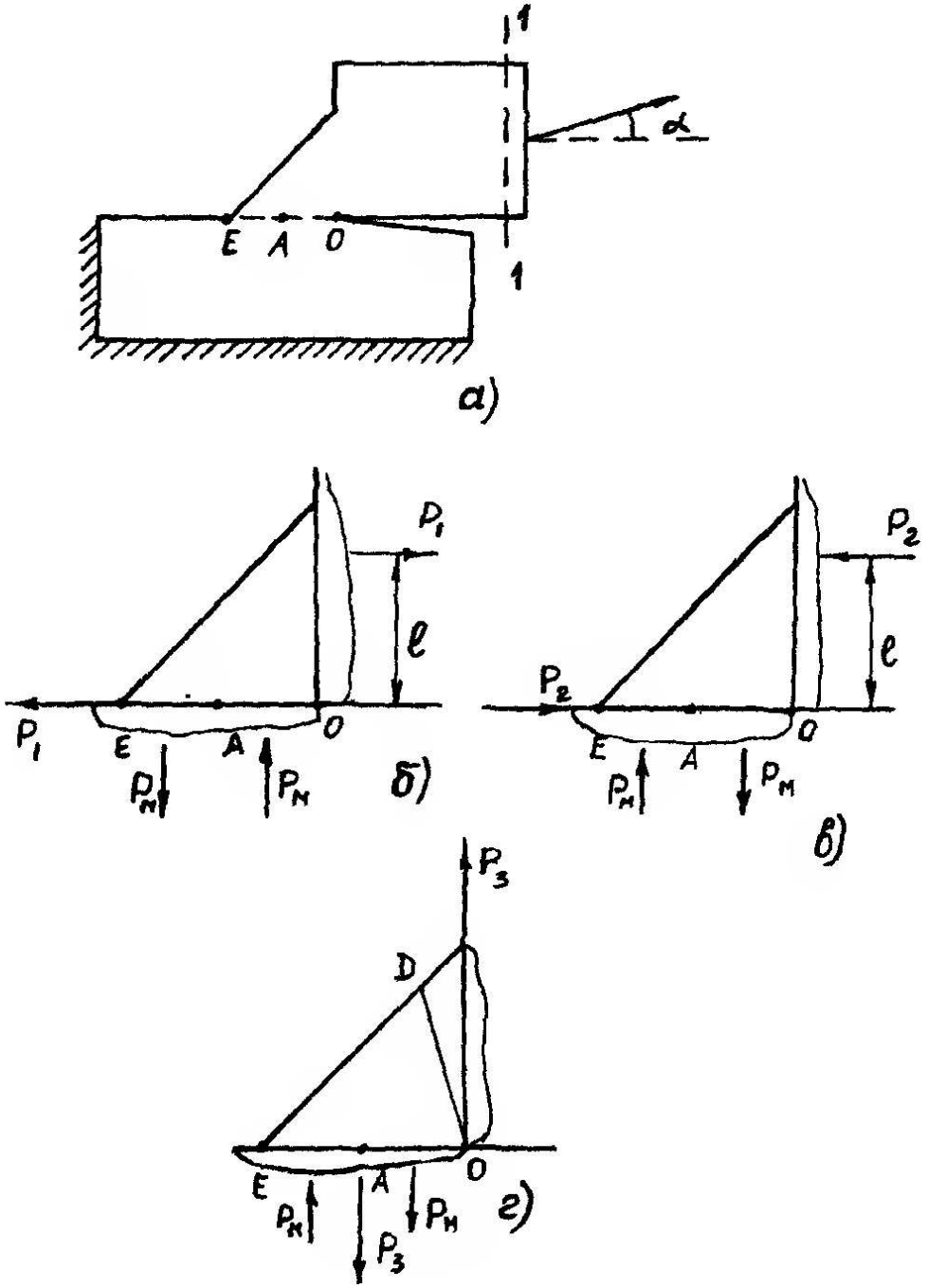


Рис.8.2.3. Схемы нагружения лобовых швов при работе на растяжение и сжатие

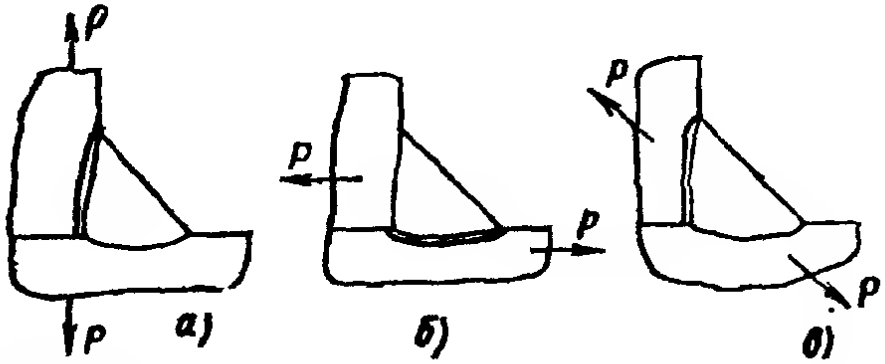


Рис.8.2.4. Схемы разрушения угловых швов, *металл которых прочнее основного металла*

Швы повышенной прочности по сравнению с прочностью основного металла обнаруживают несколько иные соотношения, чем швы из металла с той же прочностью, что и основной. Участки разрушения, если шов достаточно прочен, располагаются в околошовной зоне (рис.8.2.4) Прочность шва на продольный срез заметно возрастает, так как разрушение в этом случае происходит не по наименьшему сечению шва, а по основному металлу. Прочность фланговых и лобовых швов сближается и может стать практически одинаковой, так как в обоих случаях разрушение происходит срезом по линии *OB* на рис.8.2.1,*а*. Лобовые швы при растяжении ($\alpha = 0$) начинают разрушаться не от корня шва, а от точки *B*, так как прочность основного металла на отрыв в зоне точки *B* оказывается ниже прочности металла шва на срез, испытывающего в зоне точки *O* дополнительное сжатие от момента (см.рис. 8.2.3,*б*) [42].

Используемый повсеместно в расчетах на статическую прочность принцип, согласно которому соединяемые швами детали представлены как абсолютно жесткие тела, обеспечивается благодаря способности швов пластически деформироваться и перераспределять передаваемую нагрузку между собой. Следует иметь в виду, что пластичность угловых швов в еще большей степени, чем прочность, зависит от направления передаваемой нагрузки.

Пластичность простейших сварных соединений при работе их при различных направлениях нагрузки зависит от пластичности металла шва и примыкающего к шву основного металла.

На рис. 8.2.2,*б* показана зависимость $\epsilon = \dfrac{\Delta_{\text{пл.р}}}{\beta\, k}$ от направления нагрузки. Значение $\Delta_{\text{пл.р}}$ является интегральной величиной, которая зависит от свойств металла и уровня концентрации напряжений.

Возможность реализации третьего метода расчета на прочность (см. §8.1), в котором учитывается пластическая и упругая податливость швов и основного металла, зависит от наличия ряда механических характеристик. Их можно разбить на две группы. Первая обслуживает

стадию расчета напряженно-деформированного состояния сложного сварного соединения. Вторая — необходима для определения момента наступления предельного состояния разрушения.

Как указано в § 5.3, для расчета напряженно-деформированного состояния сложного сварного соединения необходимо располагать некоторой совокупностью диаграмм деформирования швов по различным направлениям в координатах T - $\Delta_{пл}$.

Для определения момента наступления предельного состояния разрушения необходимо располагать значениями прочности шва $T_р$ и предельной пластичности $\Delta_{пл.р}$. Число независимых характеристик зависит от сложности схемы нагружения. Для случая нахлесточного соединения с нагрузками только в плоскости *хоу* достаточно иметь два значения прочности $T_р$ и два значения предельной пластичности $\Delta_{пл.р}$, полученные при испытании элементарных швов на продольный срез перпендикулярно продольной оси шва. В § 8.4 приведены формулы, позволяющие по этим значениям определить предельные разрушающие характеристики в случае действия нагрузок под некоторым углом к продольной оси шва.

Четвертый метод расчета сварных соединений с угловыми швами на статическую прочность (см. §8.1) предусматривает учет концентрации напряжений и деформаций в зависимости от формы и размеров швов. Использование этого метода невозможно, если пользоваться только характеристиками прочности и пластичности, рассмотренными выше. Ввиду недостаточной мощности обычно используемых ЭВМ для одновременного определения в сложных сварных соединениях концентрации напряжений первого и второго вида расчет распадается на две стадии. Первая стадия расчета напряженно-деформированного состояния фактически совпадает с расчетом НДС в третьем методе.

Вторая стадия расчета состоит в определении концентрации напряжений второго вида, когда к отдельным фрагментам сварного соединения прикладывают такие нагрузки, которые вызывают те перемещения границ фрагмента, которые были получены на первой стадии решения. Если расчет ведется как полностью упругий с использованием силовых критериев K_I, K_{II} и K_{III}, пригодных только для трещин, и другие виды концентраторов отсутствуют или не принимаются во внимание, то достаточно иметь значения K_{Ic}, K_{IIc} и K_{IIIc}.

Более часто встречается случай, когда можно ограничиться упругим решением, но концентрация не исчерпывается только трещиновидными формами. Здесь удобен прием оценки работоспособности сварного соединения через энергетическую характеристику G_{cd}, найденную соответственно для шва, зоны термического влияния или основного металла. Сравнение ведется по значению G (освобождающейся энергии) и значению G_{cd}, взятому с соответствующим коэффициентом запаса. Этот метод расчета приведен в главе 14.

Если при определении напряженно-деформированного состояния от рабочих нагрузок на второй стадии нельзя ограничиться упругим решением задачи, то следует пользоваться механической характеристикой $D_р$, определяя ее на простейших образцах с такими швами и основным металлом, для которых предполагается выполнять расчет, с катетами швов и технологией сварки, примерно совпадающими с реальными. Для зоны корня углового шва, которая сходна с зоной вершины трещины, могут оказаться необходимыми три вида $D_р$: локальное разрушающее перемещение в случае нормального отрыва $D_{I\,р}$, то же для поперечного сдвига $D_{II\,р}$ и то же для продольного сдвига $D_{III\,р}$. Разрушающее перемещение нормального отрыва $D_{I\,р}$ соответствует взаимному перемещению точек A и B в направлении оси z в момент появления трещины в корне шва (рис. 8.2.5,*а*). Поперечный сдвиг создает взаимное перемещение точек A и B в направлении оси y. При продольном сдвиге детали *1* относительно детали *2* возникает взаимное перемещение точки A относительно точки B в направлении оси x.

Эти перемещения следует определять между точками A и B вне зависимости от того, по какому направлению распространяется от точки O возникающая трещина, и вычислять $\varepsilon_{D\,р}$, как $D_р$/ 1 мм.

В отличие от корня шва локальные разрушающие перемещения в зонах перехода от шва к основному металлу (точки O_1 и O_2 на рис. 8.2.5,*а,б*) обычно бывают необходимы только для случая, когда разрушение происходит от растяжения баз O_1C и O_2F. Здесь отличить составляющую деформации от нормального отрыва и поперечного сдвига трудно. Случай продольного сдвига для базы O_1C также мало типичен. Введем для перемещений в зонах перехода от лобового (рис.8.2.5,*а*) и флангового (рис.8.2.5,*б*) шва к основному металлу обозначения $D_{л.р}$ и $D_{ф.р}$, понимая под ними значения локальных разрушающих перемещений, измеренных на базах O_1C и O_2F, равных 0,5 мм. Соответственно значения $\varepsilon_{D\,л.р}$ и $\varepsilon_{D\,ф.р}$ будут определены как $D_р$/0,5 мм.

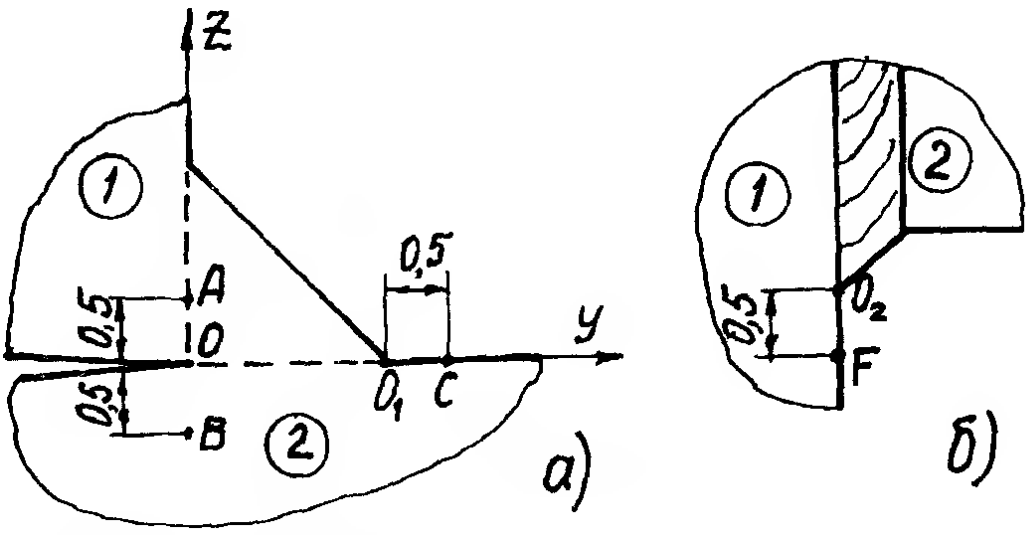


Рис.8.2.5. Схемы определения локальных разрушающих перемещений при нормальном отрыве (*а*) и сдвиге (*б*)

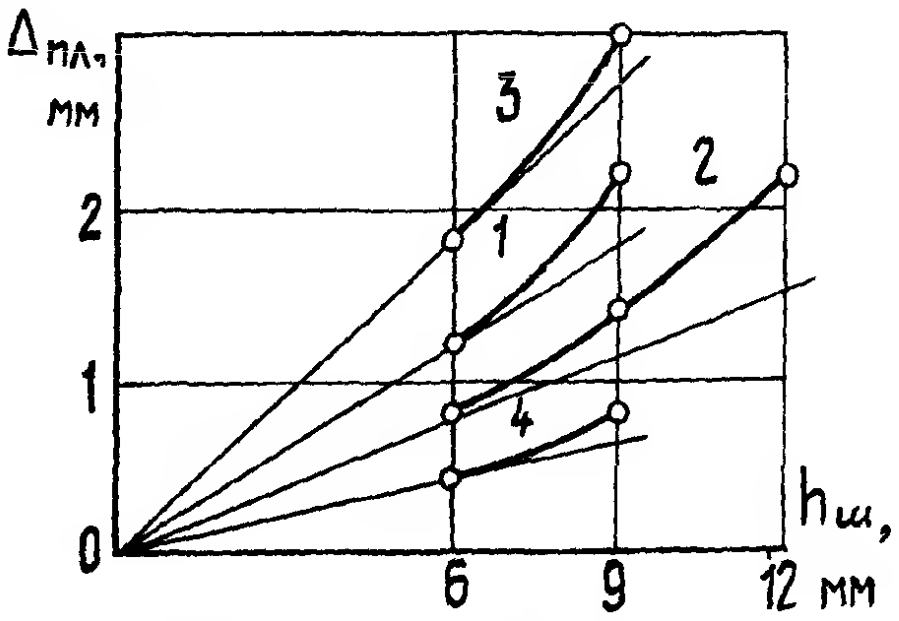


Рис.8.2.6. Зависимость пластичности углового шва $\Delta_{пл}$ от катета $h_ш$ для лобового (*1*), таврового (*2*), фланговой (*3*) и лоботаврового (*4*) швов

Определение численных значений $D_р$ и $\varepsilon_{D\,р}$ проводится на основе данных экспериментов по разрушению соответствующих образцов и обработки их с помощью ЭВМ путем решения упругопластической задачи для испытанного образца.

Экспериментальные данные, полученные совместно с А.С.Куркиным, показывают (рис.8.2.6), что с ростом катетов швов значения $\Delta_{пл.р}$ растут. Это означает, что достижению одних и тех же значений $D_р$ в корне шва соответствуют различные уровни пластического деформирования самого шва и примыкающих к нему зон основного металла. Это положение имеет принципиальное значение, так как существует такое представление, что переход к крупным сечениям приводит к возникновению разрушений в упругой области деформирования, т. е. уменьшает пластичность соединения в целом. В действительности происходит иначе. Например, при нагружении углового шва силами P (рис.8.2.7), создающими сдвиг, катету шва *1* с размерами OA_1B_1 соответствует кривая *1* распределения пластических деформаций. При этом в корне шва в момент разрушения достигается $\varepsilon_{D\,р}$. Более крупному катету шва OA_2B_2 соответствует кривая *2* распределения $\varepsilon_{пл}$ при одном и том же значении $\varepsilon_{D\,р}$ в корне шва. Соответственно интеграл $\varepsilon_{пл}$ под кривой *2* дает большее значение $\Delta_{пл.р}$. Линиями *I* и *II* показаны границы зон пластических деформаций для двух различных катетов швов.

Из изложенного следует, что начало разрушения углового шва контролируется значениями $D_р$ и соответственно $\varepsilon_{D\,р}$. При этом разным по размерам катетам из одного и того же металла будут соответствовать разные $\Delta_{пл.р}$. Разрушающая нагрузка на единицу размера катета шва при этом уменьшается и при некотором большом значении катета среднее

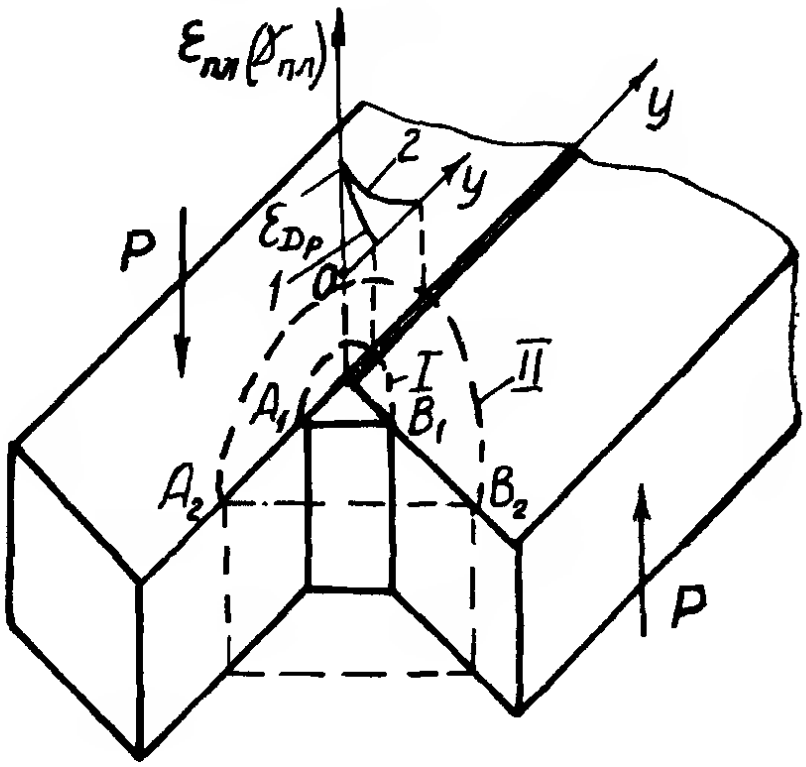


Рис.8.2.7. Распределение сил $\varepsilon_{пл}$ в сечении угловых швов разных размеров

разрушающее напряжение может стать меньше предела текучести, что будет соответствовать разрушениям в квазиупругой области.

Таким образом, при проведении испытаний угловых швов на прочность для получения количественных данных, предназначенных для расчетов, необходимо иметь в виду следующее: обязательность получения и использования минимальных значений прочности и пластичности угловых швов для тех случаев, когда схема нагрузки на соединение не определена; целесообразность определения значений прочности, когда они могут быть заметно выше минимальных значений, чтобы это обстоятельство можно было учесть в более точных расчетах, что даст экономию наплавляемого металла. В гл. 6 были рекомендованы несколько типов образцов, отвечающих этим требованиям.

Ниже приводятся некоторые результаты испытаний, проведенных А.В.Васильевым или совместно с ним [20]. Для получения сопоставимых результатов испытания были проведены на образцах, заготовки для которых были нарезаны из одних и тех же сварных пластин, изготовленных по следующей технологии. Материал сталь 20, толщина металла 12 мм, края фрезерованные; полосы собирали внахлестку. Сварку вели в защите CO_2 проволокой Св-08Г2С диаметром 1,2 мм при U = 22 *В*, I = 180 *А*, $V_{св}$ = 0,7 мм/с, $V_{пр}$ = 78 мм/с, катет шва получился около 4,5 мм с коэффициентом проплавления β = 1,0. Заготовки после разрезки полос имели ширину 20 мм. Испытания проводили при температуре 20 °С со скоростью перемещения захватов около 1 мм/мин с записью

диаграммы сила — перемещение. На каждый вид испытаний было по 5 образцов. Разброс результатов составил ±5 % средних значений.

Лобовые швы испытывали по четырем схемам (рис. 8.2.8 и 8.2.9).

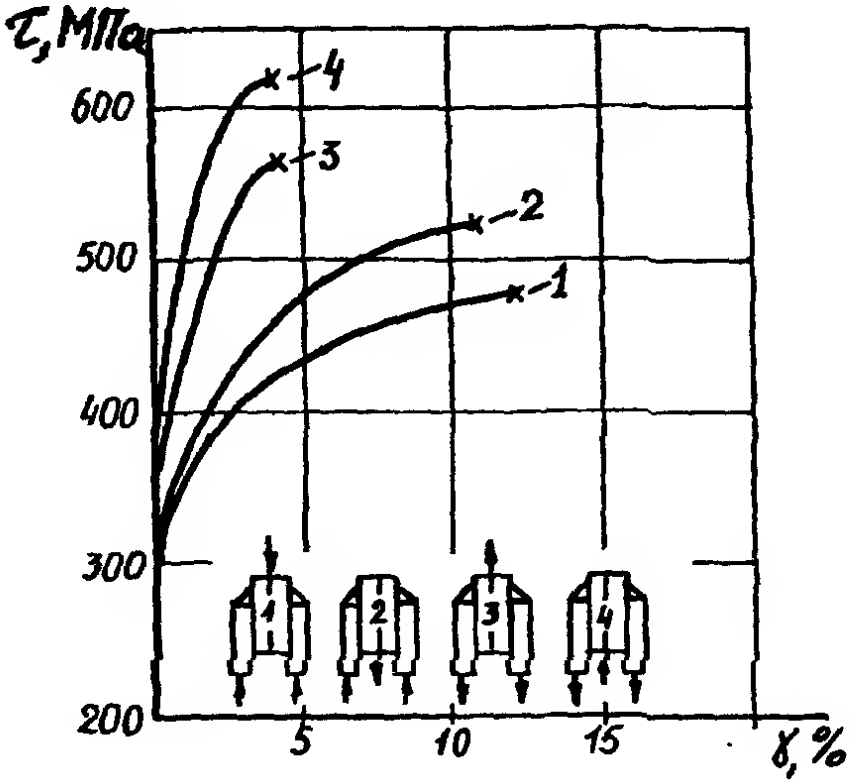


Рис.8.2.8. Результаты испытаний лобовых швов (без зазора)

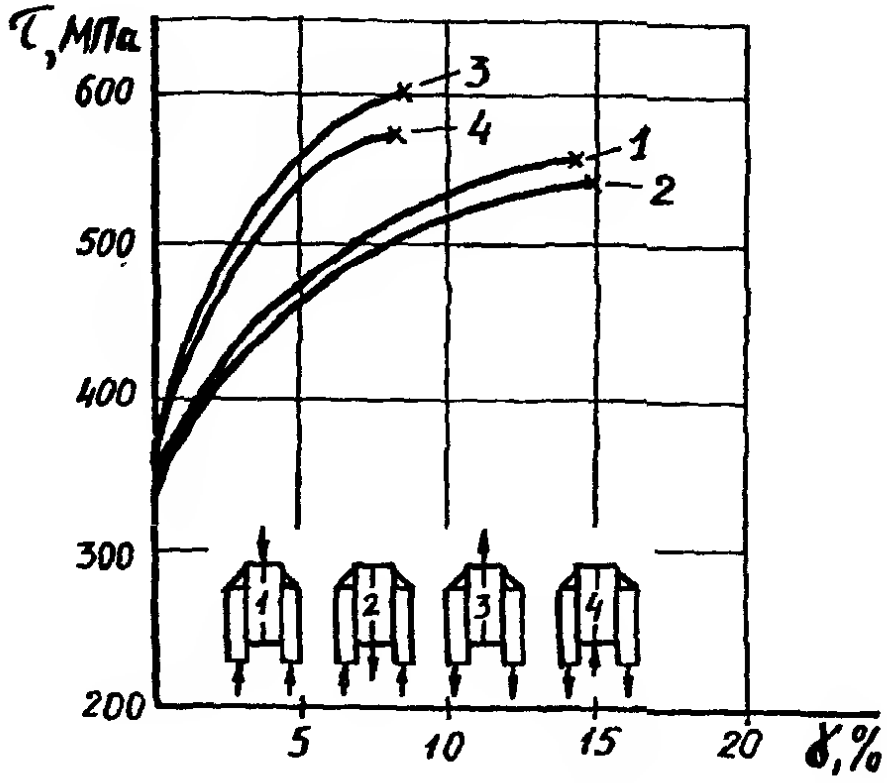


Рис.8.2.9. Результаты испытаний лобовых швов (с зазором)

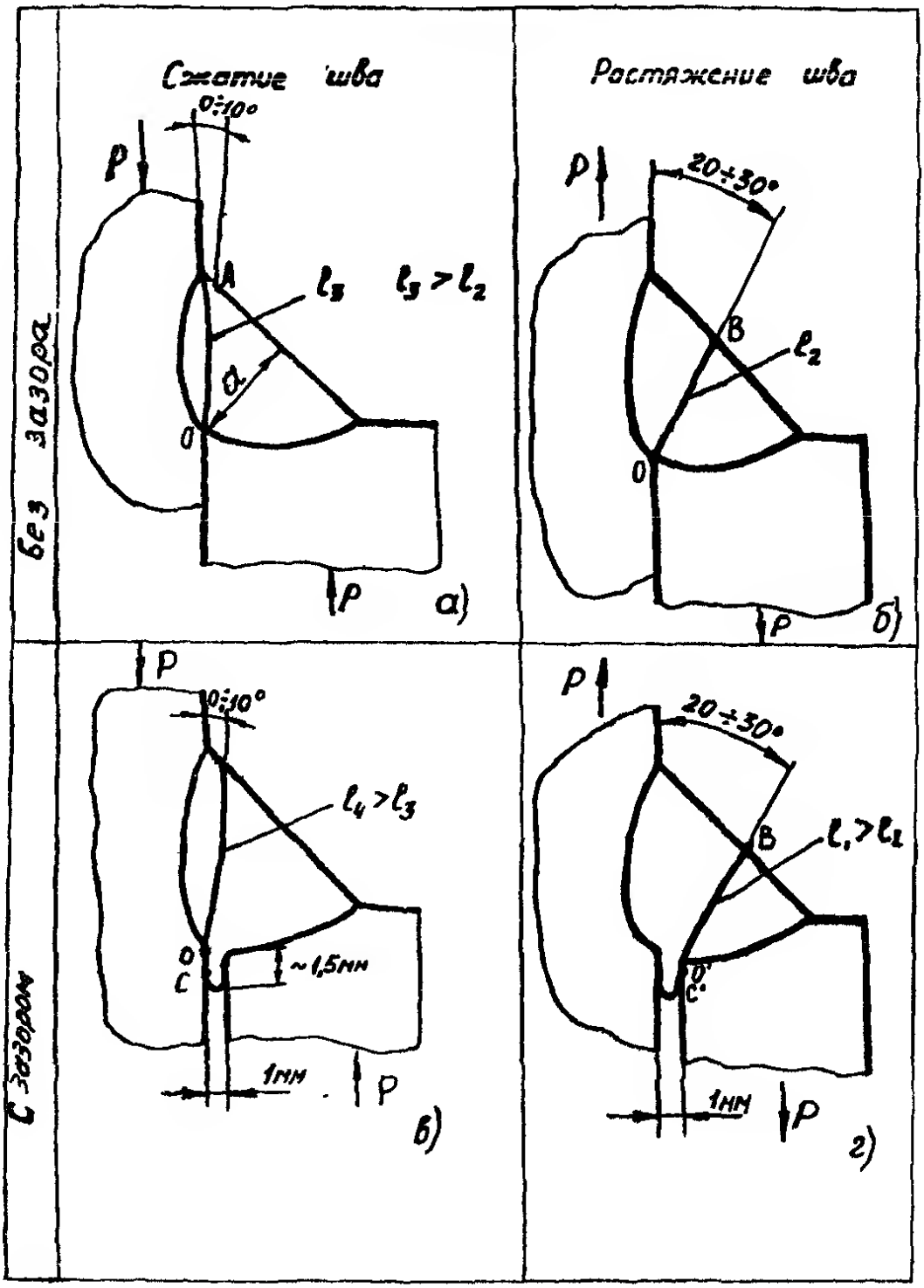


Рис.8.2.10. Схемы разрушений лобовых швов

Места и поверхности разрушений по их площади отличались существенно, что показано на рис. 8.2.10 Поэтому на диаграммах на рис.8.2.8 и 8.2.9 даны условные напряжения, полученные путем деления силы на $\beta k l$, где k и l — катет и длина швов. Деформация γ также получена как условная; после вычитания из полного перемещения упругой составляющей значение $\Delta_{пл}$ было отнесено к катету k. Значения $\tau_{разр}$, найденные по максимуму нагрузки, и $\gamma_{разр}$, взятые в этот момент, а не при полном разделении образца, приведены в табл.8.2.2.

Таблица 8.2.2

Результаты испытаний образцов с угловыми швами

Вид образца	Без зазора				С зазором 1 мм			
Схема нагружения	1	2	3	4	1	2	3	4
$\tau_{разр}$, МПа	478	524	561	615	554	543	599	570
$\gamma_{разр}$, %	12,3	10,8	4,4	4,2	14,2	15,2	8,4	5,7

Сопоставление результатов показывает, что схема сжатия дает меньшую прочность, чем схема растяжения; в отношении пластичности результат противоположный. Присутствие зазора уменьшает диапазон различий между схемой растяжения и сжатия как по прочности, так и по пластичности. Однако пластичность при наличии зазора во всех случаях выше. По-видимому, в этом проявляется влияние трещиноподобного концентратора в корне шва при отсутствии зазора.

Была исследована прочность и пластичность этих же швов при продольном срезе [20]. Прочность, как и следовало ожидать, составила 0,75...0,8 от прочности лобовых швов, а пластичность была в 1,5...2 раза выше, чем у лобовых.

Из представленных данных следует, что для получения характеристик, предназначенных для расчетов, в запас прочности следует брать для испытаний образцы без зазора в нахлестке. При неопределенной схеме работы углового поперечного шва следует ориентироваться на значения прочности при испытании на сжатие и на значения пластичности при испытании на растяжение.

Для выяснения возможных причин различий в прочности и пластичности лобовых швов при разных схемах их нагружения рассматривалось влияние перемещения двух сваренных деталей в направлении перпендикуляра к плоскости нахлестки. Для исключения перемещений были изготовлены образцы с кольцевыми угловыми швами (рис.8.2.11,*а*). Для исключения натяга вследствие усадки наружной детали в виде трубы предусмотрели проточку шириной 15 мм, которую можно рассматривать как зазор в нахлестке. Материал образцов сталь 20, сварка в защите CO_2 проволокой Св-08Г2С диаметром 1,6 мм, $U = 30$ *В*, $I = 230$ *А*. Шов получился с катетом около 6,5 мм и $\beta = 0,7$. Кольцо *2*, выполняющее роль накладки, обладает определенной жесткостью в радиальном и окружном направлении. Для устранения этой жесткости в другой партии образцов сделали осевые прорези (рис.8.2.11,*б*). Результаты испытаний показаны на рис. 8.2.12 и в табл.8.2.3.

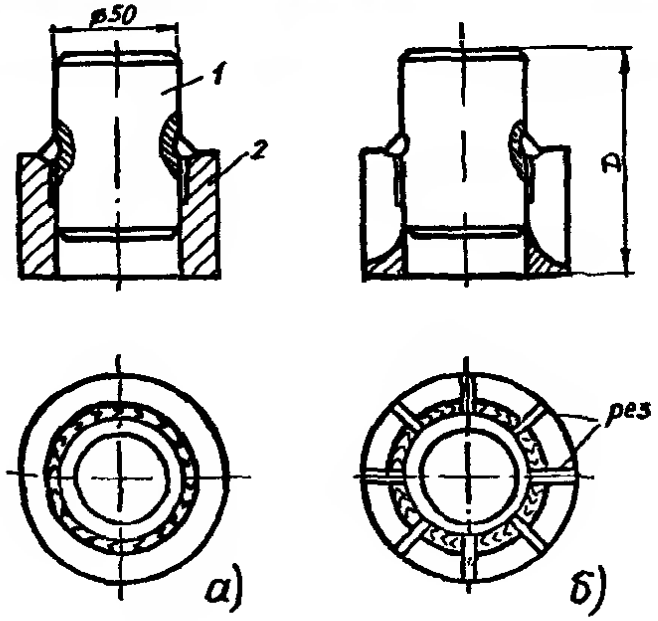


Рис.8.2.11. Конструкция образца для испытаний соединения с кольцевым угловым швом

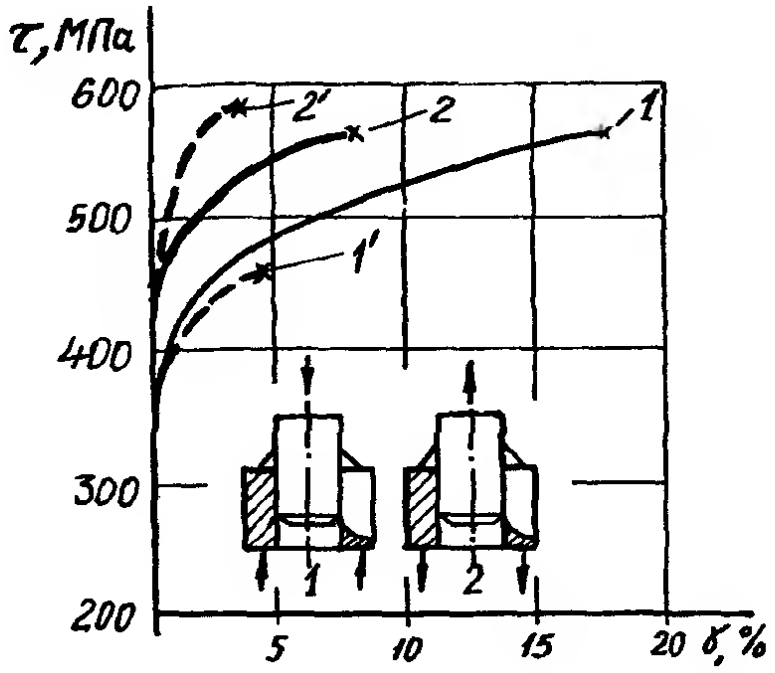


Рис.8.2.12. Результаты испытаний образцов с кольцевым угловым швом:
1, 2 — без прорезей; 1', 2' — с прорезями

Таблица 8.2.3

Результаты испытаний образцов с кольцевым угловым швом

Вид образца	Без прорезей		С прорезями	
Схема нагружения	Растяжение	Сжатие	Растяжение	Сжатие
$\tau_{разр}$, МПа	562	561	582	463
$\gamma_{разр}$, %	8,1	18,5	3,8	4,9

Образцы, имевшие прорези, получили существенный изгиб лепестков, причем их радиальные перемещения имели разные направления при сжатии и растяжении. Из результатов следует, что прочность при отсутствии перемещений одинакова; она мало меняется, если перемещение направлено на закрывание зазора (с 562 до 582 МПа). В случае действия отрыва по плоскости нахлестки, как это происходит при схеме испытания на сжатие, прочность уменьшается с 561 до 463 МПа. Из этого следует, что прочность нахлесточного соединения с жесткими элементами будет выше, чем при наличии отхода, вызывающего отрыв по плоскости нахлестки.

При разработке типов образцов с продольными швами для получения минимально возможной прочности при продольном срезе углового шва были проведены испытания различных видов образцов с разнообразным оформлением концов швов, где схема сдвига нарушается [20]. Здесь целесообразно представить лишь итоговые данные, полученные при температуре +20 °С и —35...40 °С. Образцы изготовили из стали Ст3 толщиной 10 мм. Сварку швов выполняли в лодочку в защите CO_2 проволокой ∅ 1,2 мм при $U = 23$ *В*; $I = 140$ *А*; $\tau_{св} = 0{,}4$ см/с. Катеты швов получились 6,5...7 мм, что составило около 0,6...0,65 толщины металла, коэффициент проплавления $\beta = 0{,}8$. Результаты испытаний представлены на рис.8.2.13 и 8.2.14, а также в табл.8.2.4. Отношение прочности поперечных швов в случае сжатия и прочности швов в случае растяжения составило 0,73. В продольных швах, у которых по концам имеются выкружки, а шов начинается у края пластины, схема нагружения не влияет на прочность и пластичность швов. Прочность продольных швов составила 64,5 % ($C = 1{,}55$) от прочности поперечных в случае

Таблица 8.2.4

Результаты испытаний образцов с лобовыми и фланговыми швами

Вид шва	Температура испытания	+20 °С		-30...-40 °С	
	Схема нагружения	Растяжение	Сжатие	Растяжение	Сжатие
Лобовой	$\tau_{разр}$, МПа	714	519	703	520
	$\gamma_{разр}$, %	8,5	13,5	5,7	8,6
Фланговый	$\tau_{разр}$, МПа	442	461	455	470
	$\gamma_{разр}$, %	35,7	34	23	23,3

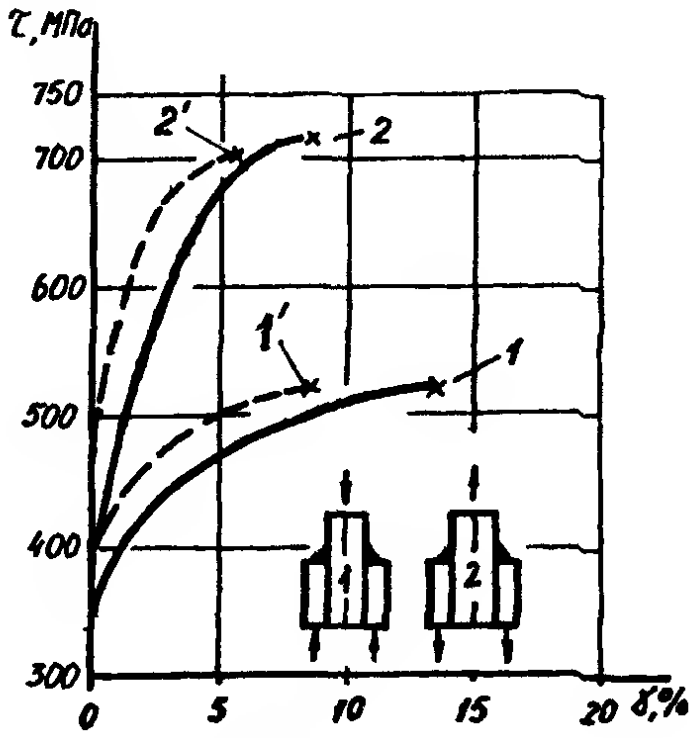


Рис.8.2.13. Результаты испытаний лобовых швов:
1, 2 — при + 20 °С; *1', 2'* — при — 40 °С

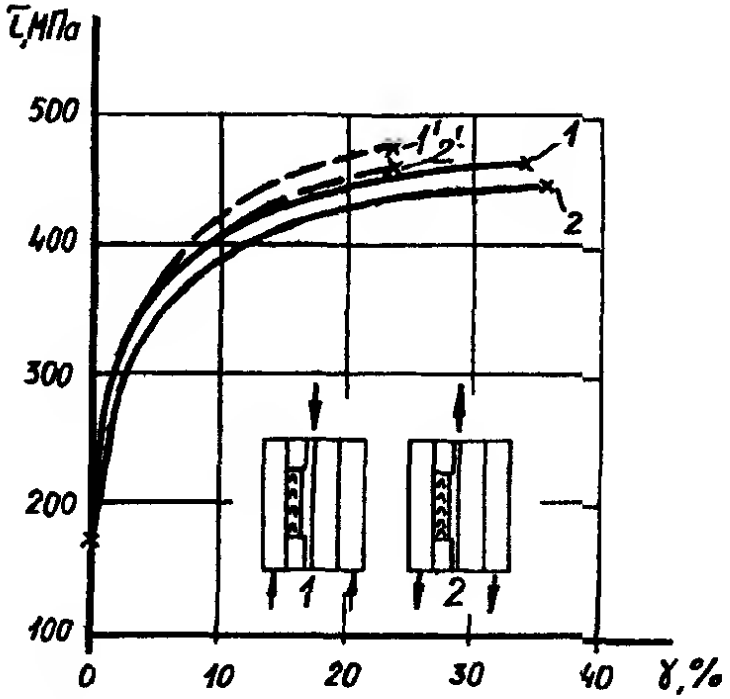


Рис.8.2.14. Результаты испытаний фланговых швов:
1, 2 — при + 20 °С; *1', 2'* — при — 40 °С

растяжения поперечных швов и 88 % ($C = 1{,}14$) в случае использования схемы сжатия поперечных швов. При низких температурах прочность продольных швов осталась такой же, как и при комнатных, а пластичность понизилась примерно на 35 %.

§ 8.3. Расчетное определение прочности и пластичности углового шва в зависимости от направления силы

Выше было показано, что разрушение углового шва при продольном срезе дает однозначный результат, в то время как нагружение его перпендикулярно продольной оси шва дает целую совокупность значений прочности и пластичности в зависимости от угла α (см.рис.8.2.2). Таким образом, постулируется положение, согласно которому для каждого значения угла α необходимо иметь экспериментальное значение механических характеристик, чтобы, зная также значения при $\gamma = 0$, вычислить соответствующие значения характеристик при $\gamma \neq 0$ для конкретного α (рис.8.1.6,*а*).

Для получения математической зависимости, которая бы выражала прочность шва в функции углов α и γ на рис.8.1.6,*а*, могла бы подойти формула (7.6.15), приведенная в гл.7.

Там было показано, что если ось стыкового шва расположена под некоторым углом к главным осям деформаций, а шов является слабым звеном, по которому должно произойти разрушение, то прочность шва зависит от его прочности на разрыв и от прочности на срез. Применительно к угловому шву введем следующие обозначения: прочность единицы длины шва на срез вдоль оси при работе его как флангового представим в виде $T_{\phi p}$, а прочность на поперечный разрыв при произвольном угле α как $T_{\alpha p}$. Тогда в (7.6.15) вместо σ'_B подставим $T_{\alpha p}$, а вместо τ_B — $T_{\phi p}$. Соответственно напряжения $\sigma_{y p}$, нормальные к шву, будут заменены на T_α, а касательные $\tau_{xy p}$ на T_ϕ (рис.8.3.1). После указанных подстановок получим

$$\frac{T_\alpha^2}{T_{\alpha p}^2} + \frac{T_\phi^2}{T_{\phi p}^2} = 1. \qquad (8.3.1)$$

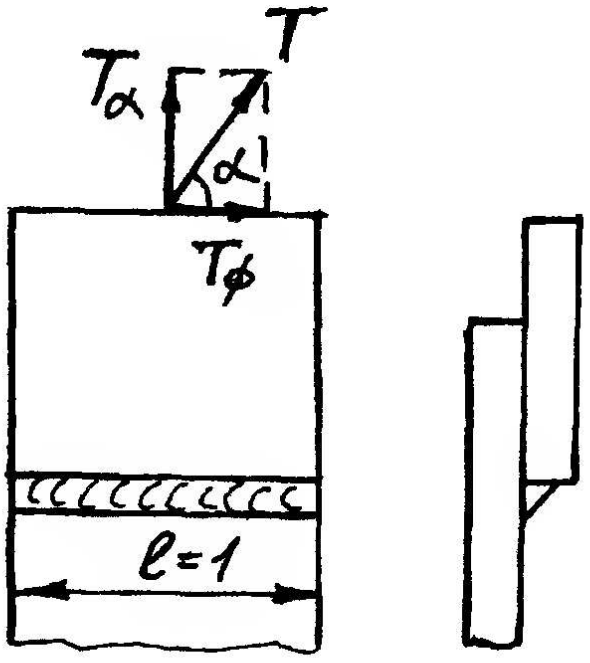


Рис.8.3.1. Нахлесточное соединение с угловым швом, расположенным под углом к силе T

Отношение прочности $T_{\alpha р}$ к прочности шва на срез $T_{ф р}$ обозначим как C_α, а отношение разрушающей силы T при ее произвольном направлении к разрушающей силе $T_{ф р}$ при работе шва на срез обозначим в соответствии с определением, данным в § 8.1, как C. Учитывая, что $T_ф = T \cos \gamma$ и $T_\alpha = T \sin \gamma$, а также, что $T = C\, T_ф$ и $T_{\alpha р} = C_\alpha\, T_{ф р}$, преобразуем выражение (8.3.1):

$$C = \frac{C_\alpha}{\sqrt{\sin^2\gamma + C_\alpha^2 \cos^2\gamma}}. \qquad (8.3.2)$$

Таким образом, если известен коэффициент повышения прочности C_α и угол γ направления полного вектора силы, то можно по (8.3.2) вычислить значение C. Формула (8.3.2) позволяет ограничиться экспериментальными определениями прочности углового шва только в зависимости от угла α и на продольный срез, чтобы затем предсказать значение прочности при любом направлении силы.

Для практического использования C в расчетах необходимо располагать значениями C_α. Здесь возможны два пути. Первый заключается в использовании ранее определенных для другого металла значений C_α в функции угла α (рис.8.3.2). Это возможно в тех случаях, когда металл шва и основной металл по прочности и пластичности мало отличаются друг от друга и не находятся в хрупком состоянии. Если швы более прочны, чем основной металл, то следует найти экспериментальные значения C_α для конкретного сочетания свойств швов и основного металла и пользоваться ими только в отношении этих сварных соединений. Этот путь целесообразен для соединений, выполняемых на серийно выпускаемой продукции при неизменных свойствах металла и установленной технологии сварки.

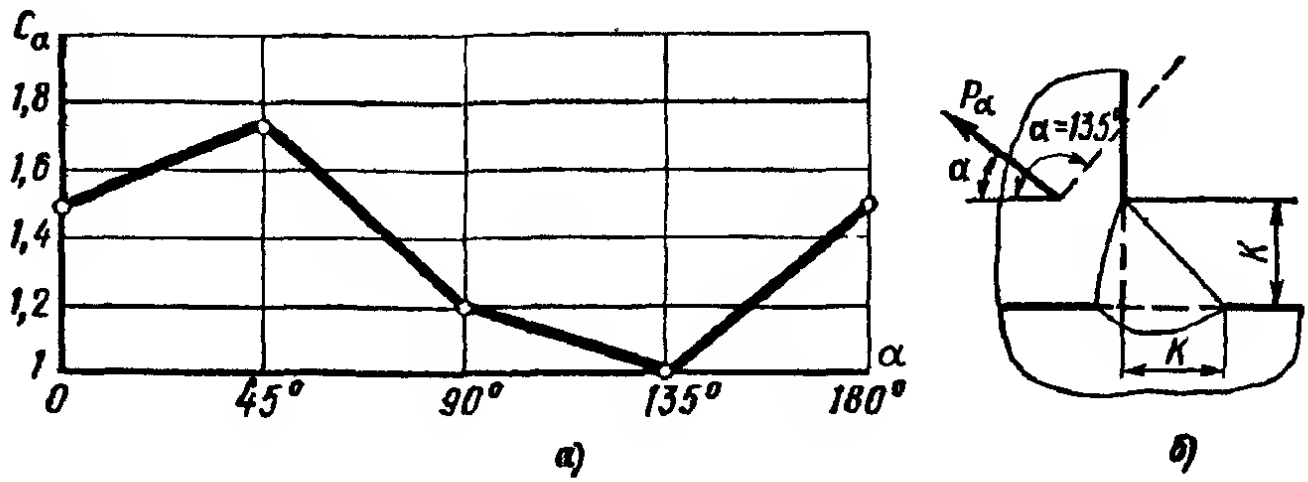


Рис.8.3.2. Диаграмма C_α для углового шва из низкоуглеродистой стали (*а*) при различных углах α действия нагрузки P_α (*б*)

Представленная выше формула (8.3.2) может быть использована при расчете сложных сварных соединений на прочность по кинематической модели расчета, когда тела считаются абсолютно жесткими, а пластичность швов во внимание не принимается. При ограниченной пластичности швов прочность сложного сварного соединения зависит от пластичности отдельных участков соединения. В третьем методе расчета на прочность, в котором учитывается податливость основного металла и швов, предполагается, что при эксплуатационных нагрузках в наиболее опасных точках соединения может быть вычислен как фактический запас прочности, так и фактический запас пластичности. Очевидно, что при одинаковых запасах прочности предпочтение должно быть отдано соединениям с более высокой пластичностью. Приводимые ниже расчетные формулы позволяют по небольшому числу экспериментальных значений пластичности угловых швов определить их пластичность при произвольном направлении силы.

Введем обозначения коэффициентов понижения пластичности шва при произвольном направлении силы, а также под углом α

$$\eta = \frac{\Delta_{\text{пл.р}}}{\Delta_{\text{пл.ф р}}}; \qquad \eta_\alpha = \frac{\Delta_{\text{пл.}\alpha\,\text{р}}}{\Delta_{\text{пл.ф р}}}, \tag{8.3.3}$$

где $\Delta_{\text{пл.р}}$ — пластическая составляющая перемещения для углового шва по направлению действия силы в момент разрушения; $\Delta_{\text{пл.ф р}}$ — пластическая составляющая перемещения для того же шва при продольном срезе; $\Delta_{\text{пл.}\alpha\,\text{р}}$ — пластическая составляющая перемещения для шва в случае действия силы перпендикулярно оси шва под углом α к плоскости непровара.

Если использовать ряд допущений, изложенных в [32], в частности хорошо подтверждающееся экспериментальными данными соотношение

$$\frac{\Delta^2_{\text{пл.}\alpha}}{\Delta^2_{\text{пл.}\alpha\,\text{р}}} + \frac{\Delta^2_{\text{пл.ф}}}{\Delta^2_{\text{пл.ф р}}} = 1, \tag{8.3.4}$$

и принять во внимание установленное расчетами [130] несовпадение направления вектора полного перемещения $\Delta_{\text{пл}}$ с направлением вектора приложенной силы P на рассматриваемом участке шва, то можно получить следующую формулу:

$$\eta = \frac{\cos^2\gamma + \frac{A^2}{2}\sin^2\gamma}{\sqrt{\cos^2\gamma + \frac{A^2}{4}\frac{\sin^2\gamma}{\eta_\alpha^{\,2}}}} \tag{8.3.5}$$

где

$$A = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{4 - 3\cos^2(\alpha - 45^\circ)}\,. \qquad (8.3.6)$$

Значение $\Delta_{пл.р}$ определяется из (8.3.3) как произведение известного из эксперимента значения $\Delta_{пл.ф\,р}$ на коэффициент η, вычисляемый по (8.3.5) с использованием η_α, полученного экспериментальным путем.

Формула (8.3.2) для определения C с учетом пластичности швов приобретает в этом случае более сложный вид

$$C = \frac{\sqrt{2}\left(\frac{\eta_\alpha}{A} - \frac{\eta}{B}\right) - C_\alpha A\left(\frac{\sqrt{2}}{2} - \frac{\eta}{B}\right)}{B\left(\frac{\eta_\alpha}{A} - \frac{\sqrt{2}}{2}\right)}, \qquad (8.3.7)$$

где

$$B = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{4 - 3\sin^2\gamma\cos^2(\alpha - 45^\circ)}. \qquad (8.3.8)$$

Значения C, вычисленные по формулам (8.3.2) и (8.3.7), мало отличаются между собой; значения η, вычисленные по (8.3.5),имеют отклонения до 20 % от экспериментальных значений [38].

Следует отметить,что зависимостями (8.3.2), (8.3.5) и (8.3.7) можно пользоваться только в случаях, когда разрушение происходит вязко. При хрупких и малопластичных разрушениях, когда учитывается концентрация напряжений и деформаций второго рода (четвертый метод расчета), целесообразно использование локальных характеристик пластичности $D_р$ или $\varepsilon_{D\,р}$ (табл.8.2.1). Точный аппарат суммирования D при произвольном направлении приложенной силы пока не установлен. По аналогии с используемыми в литературе зависимостями типа (8.3.1) можно предложить соотношение

$$\frac{D^2_{I}}{D^2_{I\,р}} + \frac{D^2_{II}}{D^2_{II\,р}} + \frac{D^2_{III}}{D^2_{III\,р}} = 1\,, \qquad (8.3.9)$$

где D_I, D_{II}, D_{III} — компоненты локального перемещения у трещиноподобного концентратора (непровара) по отдельным направлениям к моменту наступления разрушения; $D_{I\,р}$, $D_{II\,р}$, $D_{III\,р}$ — разрушающие значения локальных перемещений при отрыве, поперечном и продольном срезе.

Соотношение (8.3.9) приведено здесь лишь в порядке постановки вопроса. Данная проблема имеет более актуальное значение для трещин, произвольно ориентированных в теле по отношению к главным осям напряжений. Разработка этого вопроса в общетеоретическом плане будет иметь значение и для частного случая разрушения угловых швов.

§ 8.4. Рекомендации по определению допускаемых напряжений для угловых швов при статической нагрузке

В практических расчетах допускаемое напряжение обычно задают численно или указывают простейшую процедуру его определения с учетом конкретных условий расчета. Именно так построено определение допускаемого напряжения в угловых швах в [299], хотя термин "допускаемое напряжение" в [299] не используется. В настоящем параграфе рассмотрены положения, которыми целесообразно руководствоваться при составлении новых руководящих материалов и стандартов, в которых должны приводиться допускаемые напряжения в угловых швах.

Эти положения относятся к методам расчета, в которых не учитывается концентрация напряжений в сварных соединениях и используется кинематический метод для определения напряженного состояния.

Наступление текучести в угловых швах не является опасным предельным состоянием. Фактически текучесть металла в угловых швах всегда имеет место по причине концентрации напряжений, а в термически необработанных конструкциях также и вследствие высоких остаточных напряжений. Поэтому прогрессивным, с учетом необходимости экономии наплавляемого металла, является установление допускаемых напряжений в угловых швах по предельному состоянию наступления разрушения. Вне зависимости от того, предназначено допускаемое напряжение для расчетов без учета направления передаваемой нагрузки или с учетом этого обстоятельства путем введения коэффициента C (см. § 8.2 и 8.3), в качестве исходной информации должна присутствовать наименьшая прочность углового шва. Ее обычно определяют при испытании на срез вдоль шва.

Определение прочности швов с целью установления допускаемых напряжений необходимо выполнять в пределах тех размеров катетов швов, которые предполагает распространить устанавливаемый норматив. Хотя прочность металла швов на срез мало зависит от катета швов, все же имеется тенденция к некоторому снижению удельной прочности с ростом катета. Поэтому целесообразно испытать на прочность сварные швы с катетами, близкими к максимальным. Распространение полученных значений на катеты меньшего размера может оказаться не совсем экономичным, однако с учетом того обстоятельства, что относительное отклонение размеров малых катетов швов обычно в производстве значительнее, чем у крупных катетов, такой подход является оправ-

данным. Это позволяет быть уверенным, что отклонение размеров швов не приведет к такому значению фактического запаса прочности, который окажется ниже нормативного.

Значение разрушающего напряжения для швов целесообразно устанавливать только в зависимости от сварочных материалов и способа сварки [235] . Вариация режимами сварки должна отразиться на уровне рассеяния свойств. Влияние основного металла на химсостав наплавляемого вследствие смешивания при выполнении крупных катетов швов обычно незначительно. Поэтому устанавливать каждый раз другие допускаемые напряжения для шва в зависимости от основного металла нецелесообразно, так как это сильно усложнит работу конструкторов и расчетчиков.

Значение разрушающего напряжения по линии сплавления при применении более прочных, чем основной металл, сварочных материалов целесообразно устанавливать только в зависимости от марки основного металла.

Процедура обработки результатов испытаний должна исключать возможность грубых ошибок при установлении фактических уровней прочности. В данном случае речь идет о различных видах простейших соединений с угловыми швами (не только работающих на продольный срез, но и лобовых, тавровых и др.).

При катетах малого размера 3...5 мм, в особенности с глубоким проплавлением и повышенной прочностью по сравнению с основным металлом, форма поверхности разрушения может иметь настолько неправильный вид, что определение прочности металла теряет всякий смысл ввиду неточностей определения площади разрушения. В этом случае целесообразно определять прочность единицы длины шва T_p и относить ее к конкретному сочетанию основного и присадочного металла и принятой технологии выполнения шва. Этот особый случай будет рассмотрен в дальнейшем. Ниже обсуждается процедура обработки данных для швов более крупного размера, по свойствам не превосходящих существенно основной металл или даже менее прочных.

Процедура назначения допускаемого напряжения должна учитывать возможное рассеяние размеров катетов швов, а также, в разумных пределах, возможность непроваров корня угловых швов или частичного несплавления наплавленного металла с основным. Обследование аварийно разрушившихся конструкций показывает, что, к сожалению, отклонение фактических размеров живого сечения угловых швов может достигать очень больших значений. Поэтому при формировании полного коэффициента запаса (см.§ 3.5) или вероятности неразрушимости должен приниматься во внимание частный коэффициент запаса на сечение шва, который ниже будет обозначаться как n_k. Рассмотрим возможные подходы к его определению.

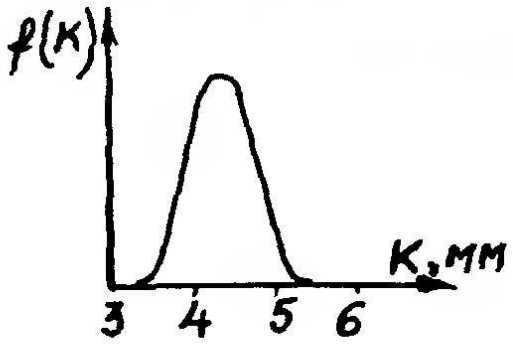


Рис.8.4.1. Гистограмма распределения значений катета *к*

Пусть на рис.8.4.1 кривой $f(k)$ показана гистограмма распределения значений катета шва k в условиях конкретного производства. Среднее значение k^* может отклоняться от заданного проектного как в большую, так и в меньшую сторону. Отклонение в сторону завышения k не скажется отрицательно на прочности, но приведет к перерасходу наплавленного металла. Если швы длинные, то рассеяние катетов по длине швов практически никак не скажется на прочности, так как будут участки как с более мелкими, так и с более крупными катетами. Чем короче по длине расчетные швы, тем вероятнее событие, что весь шов в соединении будет иметь меньший катет. С учетом того, что весь шов в соединении не может иметь минимальное значение катета, которое встречается на гистограмме, частный коэффициент запаса n_k на размер катета можно назначать по следующей формуле, обеспечивающей вероятность неразрушимости около 0,95:

$$n_k = \frac{k_{пр}}{k^* - 2S_k}. \qquad (8.4.1)$$

Формула (8.4.1) учитывает также и влияние систематического смещения k^* от проектного $k_{пр}$. Значение S_k является среднеквадратическим отклонением фактических значений k.

Определение возможного влияния рассеяния химического состава сварочных материалов на механические свойства металла шва поясним примером.

Пусть проведены испытания на прочность значительного числа образцов с фланговыми угловыми швами, т.е. на срез вдоль шва. Полученные значения разрушающих сил $P_р$ дадут некоторое среднее значение $P_р^*$ и среднее квадратичное отклонение $S_р$. Последнее существенно будет зависеть от рассеяния размеров швов. Необходимо измерить площади среза швов F и найти разрушающие напряжения $\tau_р$ для каждого образца как $P_р / F$. Будет получено среднее значение $\tau_р^*$ и среднее квадратическое отклонение S_τ. Представим результаты для облегчения понимания в виде кривой нормального распределения (рис.8.4.2,*а*, сплошная линия). Так как среднее напряжение $\tau_р^*$ и рассеяние S_τ соответствуют конкретной партии сварочных материалов, а не воз-

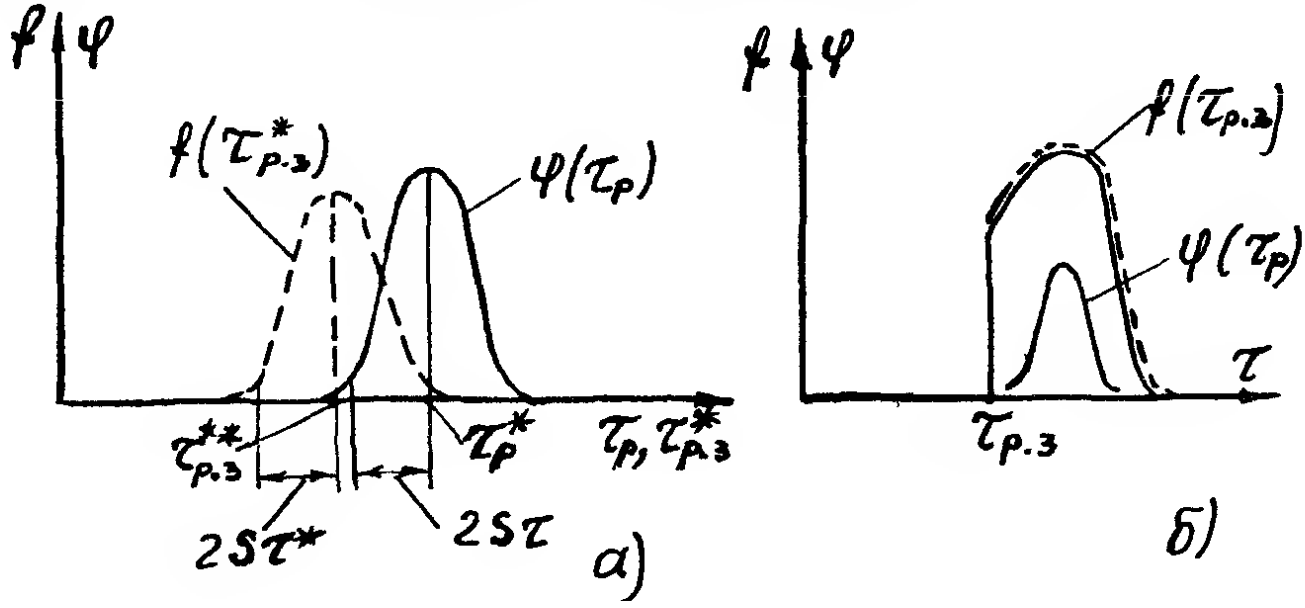


Рис.8.4.2. Учет влияния рассеяния химического состава сварочных материалов на прочность угловых швов

можным минимальным значениям $\tau^*_р$, ориентироваться на значение $\tau^*_р - 2\,S_\tau$ как на минимальное нельзя. Необходимо внести коррективы на возможное рассеяние средних значений $\tau^*_р$, используя результаты испытаний заводов, выпускающих сварочные материалы. Так как заводы, выпускающие проволоки и электроды, как правило, прочность швов на срез не определяют, а имеют данные по $\sigma_в$ наплавленного металла или металла проволок, необходимо для испытанной партии сварных образцов с угловыми швами отобрать часть для определения свойств металла шва по уровню $\sigma_в$. Можно считать, что отношение $\sigma^*_в / \tau^*_р$ сохраняет свое значение достаточно стабильно в пределах возможного рассеяния свойств данной марки электродов и проволок. Тогда можно, взяв данные заводов по распределению средних значений $\sigma^*_{вз}$ выпускаемых сварочных материалов, пересчитать их по имеющемуся отношению $\sigma^*_в / \tau^*_р$ в совокупность средних значений $\tau^*_{рз}$. Для этой совокупности может быть найдено среднее значение из средних $\tau^{**}_{рз}$ и отклонение S_{τ^*}. Тогда отношение $\tau^*_р / (\tau^{**}_{рз} - 2\,S_{\tau^*})$ покажет, во сколько раз конкретная партия материалов со своим значением $\tau^*_р$ оказалась прочнее, чем минимальное среднее $\tau^*_{рз} - 2\,S_{\tau^*}$. Поскольку $\tau^*_{рз} - 2\,S_{\tau^*}$ не является абсолютно минимальным значением $\tau_р$, а лишь минимальным из средних значений, то абсолютно минимальное нормативное значение прочности шва $\tau_{р\,min}$, которое должно приниматься для расчета допускаемого напряжения, найдем по следующей формуле:

$$\tau_{р\,min} = (\tau^{**}_{рз} - 2\,S_{\tau^*}) - 2\,S_\tau \frac{\tau^{**}_{рз} - 2\,S_{\tau^*}}{\tau^*_р}. \qquad (8.4.2)$$

Если заводы, выпуская сварочные материалы, осуществляют систематическую отбраковку продукции и получают усеченную по значениям слева гистограмму (рис.8.4.2,*б*), то тогда вместо формулы (8.4.2) следует использовать

$$\tau_{\text{р min}} = \tau^{*}_{\text{рз min}} - 2\,S_{\tau}\,\frac{\tau^{**}_{\text{рз}} - 2\,S_{\tau^{*}}}{\tau^{*}_{\text{р}}}. \qquad (8.4.3)$$

Определение прочности соединений, выполненных более прочными присадочными металлами, чем основной металл, в случае их разрушения вблизи линии сплавления целесообразно выполнять по следующей процедуре.

Во-первых, для каждой марки стали должно быть определено свое значение прочности на срез по околошовной зоне. Необходимо испытать партию образцов с фланговыми швами, определить разрушающие силы и площади среза, затем найти разрушающие напряжения $\tau_{\text{р}}$ и вычислить $\tau^{*}_{\text{р}}$ и S_{τ}.

Во-вторых, из тех же образцов взять для испытаний металл с целью определения $\sigma_{\text{в}}$ основного металла. Найти отношение $\sigma^{*}_{\text{в}}/\tau^{*}_{\text{р}}$, которое потребуется для пересчета $\sigma_{\text{в}}$ в $\tau_{\text{рз}}$.

В-третьих, по данным металлургических заводов, выпускающих сталь рассматриваемой марки, построить гистограммы распределения $\tau^{*}_{\text{рз}}$ для данной марки стали аналогично представленной на рис.8.4.2. Воспользоваться формулами (8.4.2) или (8.4.3) в зависимости от вида распределения точек на гистограмме для определения минимального значения прочности на срез.

Образцы для определения прочности угловых швов на продольный срез целесообразно брать в соответствии с рекомендациями §6.7. Швы лучше брать с катетом не более 0,5 толщины пластины, так как крупные катеты вызывают значительную текучесть примыкающего основного металла и создают условия деформирования угловых швов, существенно отличающиеся от тех, в которых в действительности может обнаружиться критическая степень неравнопрочности сварного соединения.

Для сварных соединений с угловыми швами наиболее важными факторами, влияющими на отклонение от расчетного уровня прочности, являются: неравномерная передача нагрузок всеми участками соединения, уменьшение катета шва, наличие непровара в корневой части шва, несплавление между металлом шва и основным металлом, превышение нагрузок выше нормативных, снижение уровня прочности наплавленного металла ниже минимальных нормативных значений.

Выше были рассмотрены лишь два фактора: рассеяние катетов швов, что предопределено самой сущностью процесса сварки, и процедура определения статистически минимального значения прочности, вызванного рассеянием химического состава. Таким образом, если

имеется 100%-ный контроль по отсутствию непровара в корне шва и несплавлению с основным металлом, то допускаемое значение напряжения в угловом шве целесообразно устанавливать по следующей формуле:

$$[\tau'] = \frac{\tau_{p\,min}}{n_k\, n_p}, \qquad (8.4.4)$$

где коэффициент запаса на рассеяние размеров катетов n_k устанавливается по (8.4.1), а $\tau_{p\,min}$ по (8.4.2) или (8.4.3).

Так как значение $\tau_{p\,min}$ означает разрушающее напряжение среза элементарного шва, а разрушение сложного сварного соединения наступает тогда, когда в какой-либо точке его возникает разрушение при неполном включении в работу всех участков соединения, необходимо вводить еще коэффициент запаса n_p на учет концентрации сил в реальных сложных сварных соединениях с угловыми швами.

Если условия выполнения швов и неполная степень контроля физическими методами, предусматривающая лишь дисциплинарное воздействие, не исключают появления дефектов несплошности, то должен быть еще частный коэффициент запаса n_a на неполное сечение шва. Значение n_a может быть установлено на основе статистической обработки результатов обследования швов неразрушающими методами контроля. В этом случае (8.4.4) преобразуется к виду

$$[\tau'] = \frac{\tau_{p\,min}}{n_k\, n_a\, n_p}. \qquad (8.4.5)$$

Эксплуатация сварных соединений в конструкциях, работающих при статических нагрузках и рассчитанных по СНиП, показала, что разрушения сварных соединений практически не наблюдаются, если исключить случаи существенно некачественного выполнения швов с сильно заниженными сечениями. В СНиП 11-23-81 большинство основных элементов предусмотрено проектировать, принимая в качестве предельного состояния наступление текучести металла. Однако в отношении угловых швов никаких четких указаний о предельном состоянии, по которому их следует рассчитывать, не имеется.

Анализ цифрового материала по нормативным сопротивлениям показывает, что для угловых швов установлены такие уровни сопротивлений, которые связать с предельным состоянием наступления текучести металла шва не удается. Указаний, что эти значения назначены по предельному состоянию разрушения сварных швов, также нет.

Так как СНиП [299] не вводит различий между прочностью угловых швов, работающих на продольный срез (фланговых) и на поперечный срез (лобовых), то нормативное сопротивление швов на срез следует понимать как относящиеся к менее прочным фланговым

угловым швам. Фланговые швы работают на чистый срез, и для этой схемы нагружения справедливым является соотношение ~ 0,6 между пределом текучести металла на сдвиг и пределом текучести на растяжение. Следовательно, отношение между нормативным сопротивлением угловых швов на срез и нормативным сопротивлением стыковых швов по пределу текучести на растяжение ($\sigma_{0,2}$), покажет, в какую сторону и насколько отклоняется это отношение от 0,6, т.е. от соотношения, характерного для предельного состояния наступления текучести.

Нормативное сопротивление угловых швов на срез по СНиП [299] принято 0,55 $\sigma_в$, следовательно, искомое соотношение будет 0,55 $\sigma_в / \sigma_{0,2}$. Для ряда сталей, значения $\sigma_в$ основного металла которых совпадают или близки с $\sigma_в$ металла шва, в табл.8.4.1 приведены эти усредненные соотношения.

Из данных табл. 8.4.1 видно, что соотношение $0,55\,\sigma_{в\,ср}/\sigma_{0,2\,ср}$ не совпадает со значением 0,6, а это указывает на то, что в данном случае расчет не связан с предельным состоянием наступления текучести металла шва.

Вводимый в дополнение к 0,55 $\sigma_в$ по СНиП коэффициент надежности (запаса) по материалу $\gamma_{w\,m}$ свидетельствует о фактическом использовании предельного состояния наступления разрушения для угловых швов, так же как и коэффициент 0,85 для неконтролируемых физическими методами стыковых швов в табл.3 СНиП, который вводит понижение расчетного сопротивления металла сварных стыковых соединений, назначаемого по пределу текучести металла. Так как физические методы контроля обнаруживают лишь несплошности и не дают сведений о механических свойствах металла по $\sigma_{0,2}$, то коэффи-

Таблица 8.4.1

Анализ рекомендаций СНиП [299] к расчету угловых швов

Марка стали	Ст3	09Г2, 14Г2 09Г2С, 15ХСНД 10Г2С1, 10ХНДГ	10ХСНД, 15Г2АФпс, 14Г2АФ, 18Г2АФпс 16Г2АФ	12Г2СМФ, 12ГН2МФАЮ
$\frac{\sigma_в}{\sigma_{в\,ср}}$	$\frac{345 \div 390}{367}$	$\frac{490...520}{465}$	$\frac{510...590}{550}$	685
$\frac{\sigma_{0,2}}{\sigma_{0,2\,ср}}$	$\frac{185...285}{237}$	$\frac{265...365}{326}$	$\frac{390...440}{405}$	590
$\frac{0,55\,\sigma_{в\,ср}}{\sigma_{0,2\,ср}}$	0,85	0,786	0,746	0,638
$\frac{\sigma_{0,2\,ср}}{\sigma_{в\,ср}}$	0,647	0,7	0,735	0,86

циент 0,85 следует рассматривать как частный коэффициент запаса 1/0,85 на возможное уменьшение сечения стыкового шва вследствие непроваров, подрезов и провалов шва ниже плоскости листа при повышенных сборочных зазорах. Точно так же коэффициенты $\gamma_{w\,m}$, упомянутые выше и равные 1,25 и 1,35, следует рассматривать как дополнительные коэффициенты запаса, отражающие особенности работы соединений с угловыми швами. Это вытекает из того, что для стыковых швов из тех же наплавленных металлов и проконтролированных физическими методами, такой (по численному значению) коэффициент не вводится, в то время как качество наплавленного металла по $\sigma_в$ для стыковых и угловых швов, как известно, является практически одинаковым.

С учетом положительного опыта, имеющегося в СНиП, и замечаний, которые были изложены выше, представляется целесообразным установить численные значения коэффициентов запаса по имеющемуся в СНиП цифровому материалу, но придать этим коэффициентам конкретный физический смысл.

Основной механической характеристикой для определения допускаемого напряжения $[\tau]$ в угловом шве при продольном срезе должен быть минимальный предел прочности на срез, который в (8.4.4) и (8.4.5) обозначен как $\tau_{р\,min}$. Исходной механической характеристикой в СНиП для наплавленного металла является нормативное сопротивление металла шва разрушению при растяжении R_{wun}. Значение $\tau_{р\,min}$ может быть получено как $\eta \dfrac{R_{wun}}{n_м}$, где η — коэффициент, показывающий отношение предела прочности металла на срез $\tau_{среза}$ к временному сопротивлению $\sigma_в$.

По данным различных авторов, коэффициент $\eta = \dfrac{\tau_{среза}}{\sigma_в}$ оказывается различным. Так, в работе [10] он рекомендован равным 0,7, по другим данным получается 0,85...1,0. По нашим данным, его значение находится в пределах 0,87...1,0.

С учетом изложенного его минимальное значение при наличии в формуле для подсчета допускаемого напряжения ряда коэффициентов запаса можно принять равным 0,75.

Коэффициент запаса по материалу $n_м$ должен отражать вариацию химсостава наплавленного металла угловых швов и быть близким к значению $n_м$ для стыковых швов, вне зависимости от методов контроля швов. Для стыковых швов в СНиП этот коэффициент входит через γ_m для основного металла при вычислении R_u. Значение γ_m по табл.2 [299] находится в пределах 1,025...1,15. Целесообразно для наплавляемого металла угловых швов иметь этот коэффициент 1,1 при переходе от нижних нормативных значений прочности к минимально возможным значениям.

Коэффициент запаса на рассеяние катетов швов, колебание коэффициента проплавления β и даже возможные непровары корня шва (β < 0,7), вероятно, не должны зависеть от уровня прочности материала. Поэтому произведение коэффициентов $n_a\ n_k$, характеризующее запас на сечение шва, целесообразно иметь постоянным для угловых швов всех уровней прочности.

Коэффициент запаса $n_р$ на неучет концентрации сил в сложных сварных сварных соединениях, вероятно, должен быть тем больше, чем выше временное сопротивление металла. В СНиП роль коэффициентов запаса $n_р$ фактически выполняют коэффициенты надежности по материалу для угловых швов, обозначенные в табл.3 [299] как γ_{wm} и равные 1,25 при значениях $\sigma_в$ не более 490 МПа и 1,35 при более высокой прочности материала.

С учетом изложенного формула для вычисления допускаемого напряжения $[\tau']$ в угловых швах примет вид

$$[\tau'] = \frac{\eta\ R_{wun}}{n_м\ n_р\ n_к\ n_a} = R_{wf}\ . \qquad (8.4.6)$$

Чтобы не входить в противоречие с численными значениями расчетных сопротивлений для угловых швов R_{wf}, установленных в СНиП, целесообразно обратным расчетом по (8.4.6) установить значения $n_к\ n_a$, полагая, как указано выше, $\eta = 0{,}75$, $n_м = 1{,}1$, $n_р = 1{,}25$ и 1,35 для разных уровней прочности. В табл.8.4.2 приведены вычисленные из (8.4.6) значения произведения коэффициентов $n_к\ n_a$.

Таблица 8.4.2

Значения произведения $n_к\ n_a$, вычисленные согласно (8.4.6)

Тип электрода по ГОСТ 9467-75	Марка проволоки	R_{wun}, МПа (кгс/см^2)	R_{wf}, МПа (кгс/см^2)	$n_к\ n_a$
Э42, Э42А	Св-08, Св-08А	410(4200)	180(1850)	1,24
Э46, Э46А	Св-08ГА	450(4600)	200(2050)	1,23
Э50, Э50А	Св-10ГА, Св-08Г2С, Св-08Г2СЦ, ПП-АН8, ПП-АН3	490(5000)	215(2200)	1,25
Э60	Св-10НМА, Св-10Г2	590(6000)	240(2450)	1,24
Э70	Св-10ХГ2СМА, Св-08ХН2ГМЮ	685(7000)	280(2850)	1,24
Э85	—	835(8500)	340(3450)	1,25

Значение $n_к$ n_a оказалось равным примерно 1,25, что следует рассматривать как вполне уместное для неконтролируемых физическими методами угловых швов.

Выше не расматривался коэффициент γ_c, используемый в [299], так как он отражает неточности, связанные с определением нагрузок в конструкции, а не входит в определение собственно допускаемого напряжения.

Рассмотренные выше соображения относились к традиционному и повсеместно принятому подходу, когда прочность углового шва находится как произведение прочности металла на сечение шва. Этот подход был формально перенесен в [299] на более прочные швы, когда разрушение происходит по основному металлу, с заменой сечения шва на сечение околошовной зоны и прочности металла шва на прочность основного металла. Для приближенной оценки такой подход, естественно, допустим. В действительности разрушение соединений с прочными угловыми швами происходит по своей топографии сложнее, и в этом случае, как было указано в начале настоящего параграфа, лучше ориентироваться на прочность единицы длины шва $T_р$, включающей в себя как влияние прочности металла, так и влияние фактического сечения. Кроме того, как показывают исследования соединений с прочными угловыми швами, минимальная прочность у такого соединения может быть не при срезе вдоль шва, а при другом направлении нагрузки.

Для определения, какое направление нагрузки дает минимальное значение $T_р$, достаточно испытать партию образцов, вырезанных из одного и того же сварного соединения, выполненного по типовой технологии, с разрушением их по 4 видам.

1. На срез вдоль оси шва.
2. На разрыв шва как таврового.
3. На растяжение как лобового.
4. На сжатие как лобового (см. §8.3).

После определения типа образца, дающего минимальную прочность, необходимо изготовить и испытать представительную по количеству партию сварных образцов этого типа. Затем должно быть определено среднее значение $T^*_р$ и среднеквадратическое отклонение $S_т$. Необходимо также по результатам испытания стандартных образцов найти $\eta = \tau_р / \sigma_в$. Далее следует воспользоваться данными металлургических заводов по $\sigma_в$ для исследуемой марки стали и взять либо $\sigma_{в\,min}$, если оно жестко ограничено ГОСТом, или взять $\sigma^*_в$ и $S_{\sigma_в}$, как это было рассмотрено при получении формулы (8.4.2). Затем, зная η, пересчитать $\sigma_{в\,min}$, $\sigma^*_в$ и $S_{\sigma_в}$ в значения $T_{рз\,min} = \sigma_{в\,min}\,\eta$, $T^{**}_{рз} = \sigma^*_в\,\eta$ и $S_т = S_{\sigma_в}\eta$; после чего, по аналогии с (8.4.2) или (8.4.3), воспользоваться одной из следующих формул:

$$T_{\text{р min}} = T^{**}_{\text{рз}} - 2\,S_{\text{т}} - 2\,S_{\text{т}}\,\frac{T^{**}_{\text{рз}} - 2\,S_{\text{т}}}{T^{*}_{\text{р}}} \qquad (8.4.7)$$

или

$$T_{\text{р min}} = T^{*}_{\text{рз min}} - 2\,S_{\text{т}}\,\frac{T^{**}_{\text{рз}} - 2\,S_{\text{т}}}{T^{*}_{\text{р}}}. \qquad (8.4.8)$$

Для определения допускаемых сил на единицу длины шва $[T']$ следует воспользоваться формулами (8.4.4) и (8.4.5). Недостатком расчета с использованием значений T и $[T']$ является то, что значения $[T']$ относятся только к конкретной стали, виду шва и технологии его выполнения.

Глава 9

ПРОЧНОСТЬ ПРИ ПЕРЕМЕННЫХ НАГРУЗКАХ

§ 9.1. Первоначальный этап исследований сварных соединений и конструкций при переменных нагрузках

С конца 20-х годов сварные конструкции получили бурное развитие во всех странах. В 1932 г. в Париже собрался конгресс, который единодушно высказался в пользу широкого применения сварных соединений во всех видах металлоконструкций, работающих под статическими нагрузками. По вопросу применения сварки в металлоконструкциях, воспринимающих переменные усилия и удары, определенных рекомендаций высказано не было.

С начала 30-х годов в СССР и за рубежом внимание исследователей сосредотачивается на изучении несущей способности сварных конструкций железнодорожных мостов — сооружений крайне ответственных, работающих при ярко выраженных переменных нагрузках и наличии ударов от набегания колес на рельсовые стыки, нередко в условиях низких климатических температур.

С целью обоснования возможности применения сварных соединений в мостовых и аналогичных конструкциях в ряде стран были проведены серии испытаний сварных соединений, а позже элементов сварных конструкций в лабораторных условиях [104].

Под руководством Е.О.Патона в Киеве испытывали параллельно две фермы — сварную и клепаную вибрационной машиной, устанавливаемой на фермы и раскачивающей их в резонансном режиме [242].

Результаты испытаний Центрального института строительства НКПС подтвердили, что наиболее высокой сопротивляемостью переменным нагрузкам обладают стыковые швы и наименее высокой — фланговые. В этот период усталостную прочность исследовали применительно к сталям обыкновенного качества, свариваемым ионизирующими электродами с низкими пластическими свойствами наплавленного металла и очень низким сопротивлением удару [212].

В середине 30-х годов большое внимание было уделено применению сварки при изготовлениия вагонов.

На основе испытаний применяемых в вагонах сварных узлов было констатировано, что наиболее опасны не вибрационные нагрузки, а

удары, приводящие к повреждениям, то есть для вагонов усталостные нагрузки не являются определяющими [260]. По рациональному проектированию и изготовлению был дан ряд рекомендаций: применять лобовые угловые швы с неравнобедренным очертанием при отношении горизонтального катета к вертикальному как 2:1, в комбинированных соединениях производить обваривание соединений по всему контуру и т.д. [60].

Сварные конструкции в вагоностроении позволили уменьшить массу вагонов и тем самым повысить эффективность работы железнодорожного транспорта. Перевод с клепки на сварку всей вагонной продукции был осуществлен в течение нескольких лет. С 30-х годов началось применение сварных соединений в крановых конструкциях [275].

Обширные исследования усталостной прочности сварных соединений крановых решетчатых ферм были проведены в Ленинградском политехническом институте в 50-х годах [66], а также в ГДР [363, 364]. Эксперименты подтвердили решающее влияние концентрации напряжений на прочность сварных соединений при переменных нагрузках. Сопоставление пределов выносливости для разных видов соединений (рис.9.1.1) позволило показать преимущество сварных соединений встык по сравнению с другими видами.

Таким образом, первоначальный этап исследований усталостной прочности сварных соединений из сталей обыкновенного качества показал следующее. Пределы выносливости соединений встык, выпол-

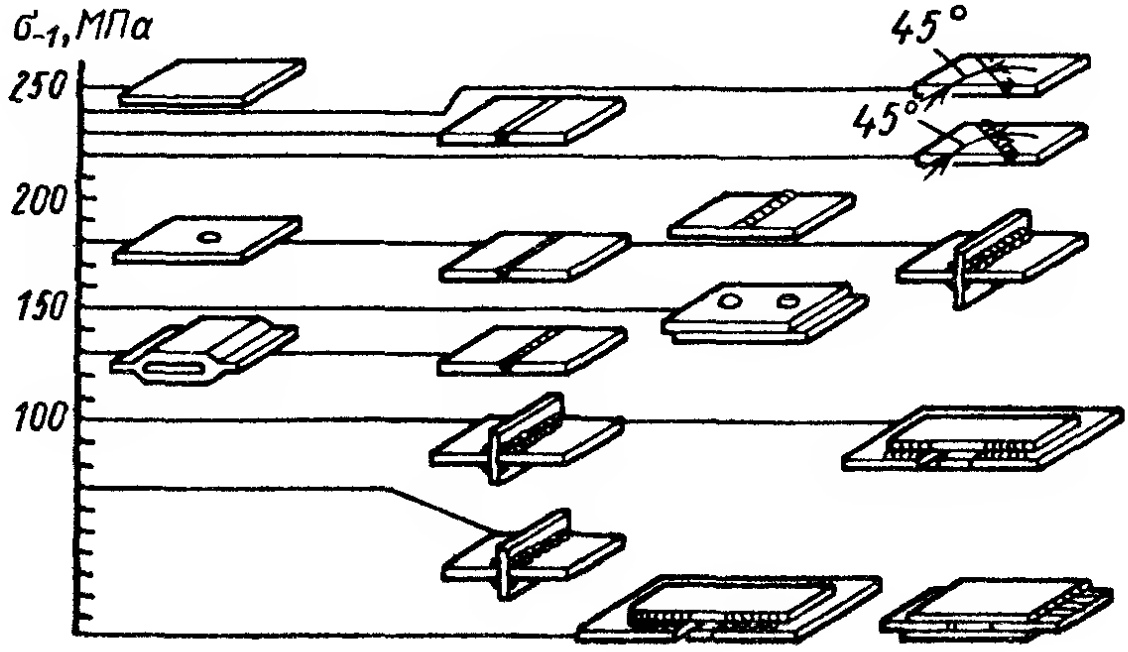


Рис.9.1.1. Сопоставление пределов выносливости разных видов соединений при $R = 0$

ненных без дефектов, лишь незначительно отличаются от пределов выносливости основного металла. Соединения с угловыми швами, обладающие острыми концентраторами напряжений, имеют низкую усталостную прочность, которая может быть несколько повышена специальными приемами.

Уже на первоначальном этапе исследований при переменных нагрузках было показано существенное влияние дефектов на усталостную прочность сварных соединений. Так, для стыковых соединений стали Ст3 с V-образной разделкой кромок даже незначительный по величине непровар уже заметно снижает предел выносливости соединения [211]. Еще резче это проявляется применительно к высокопрочной стали 30ХГСА, закаленной на 1600 МПа, аустенитной 1Х18Н9Т, алюминиевому сплаву Д16Т (рис.9.1.2) [213].

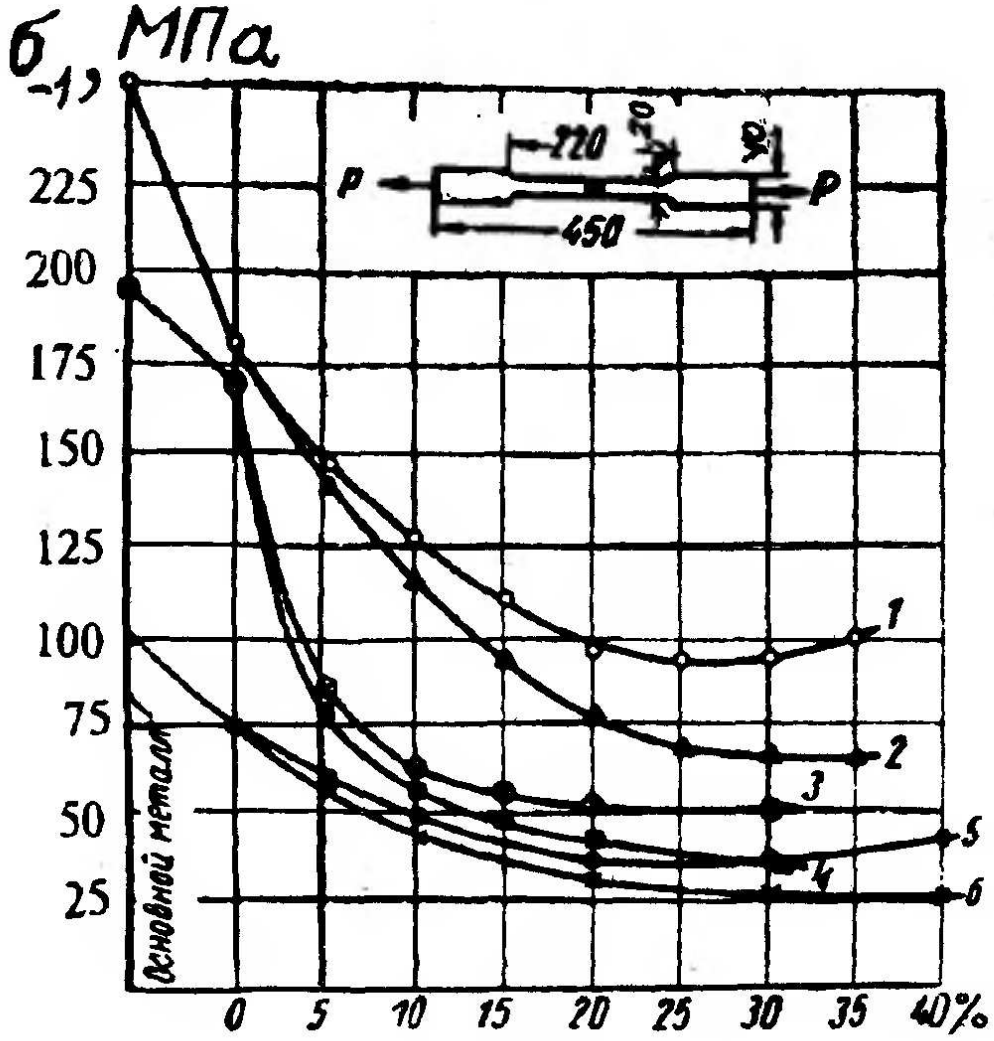


Рис.9.1.2. Влияние глубины непровара на пределы выносливости сварных соединений: *1, 2* — сталь 30ХГСА; *3, 4* — сталь 1Х18Н9Т; *5, 6* — сплав Д16Т. Нечетные номера — определение напряжений с учетом непровара, четные — без учета

§ 9.2. Кривая усталости, этапы и природа усталостных разрушений

Снижение прочности материала по мере увеличения числа нагружений N обычно характеризуют кривой усталости $\sigma_R = f(N)$, получаемой в результате испытаний гладких образцов до разрушения. При изображении в полулогарифмических координатах зависимость $\sigma_R = f(\lg N)$ представляе собой ломаную линию с характерными точками перелома A и B (рис.9.2.1). Для сталей при знакопеременном цикле нагружения верхний перелом чаще всего наблюдается в интервале 5-10 тысяч циклов, нижний — при 1,5-4 миллиона циклов. В соответствии с этим обычно различают три характерных случая нагружения: монотонное однократное (статическое), малоцикловое (повторно-статическое) и многоцикловое (усталостное). К первому относят конструкции, испытывающие в процессе эксплуатации до 10^2 циклов нагружений, ко второму — до $10^4...10^5$ и к третьему — $10^5...10^6$ и более нагружений.

Многие конструкции подвергаются ограниченному числу нагружений низкой частоты при высоком уровне напряжений, вызывающем циклическое деформирование наиболее напряженных зон в упругопластической области. Подобный вид нагружений имеет место в сосудах высокого давления, в судах, баках ракет и т. д. Число нагружений, вызывающих разрушения, часто не превышает 5...10 тысяч. Большой экспериментальный материал по испытаниям на прочность при малом числе циклов нагружения был представлен Н.И.Мариным [182].

Малоцикловое нагружение, протекающее в упругопластической области, порождает накопление пластических деформаций. Это накопление может быть односторонним — монотонным или циклическим, не дающим однонаправленного прироста деформации [278].

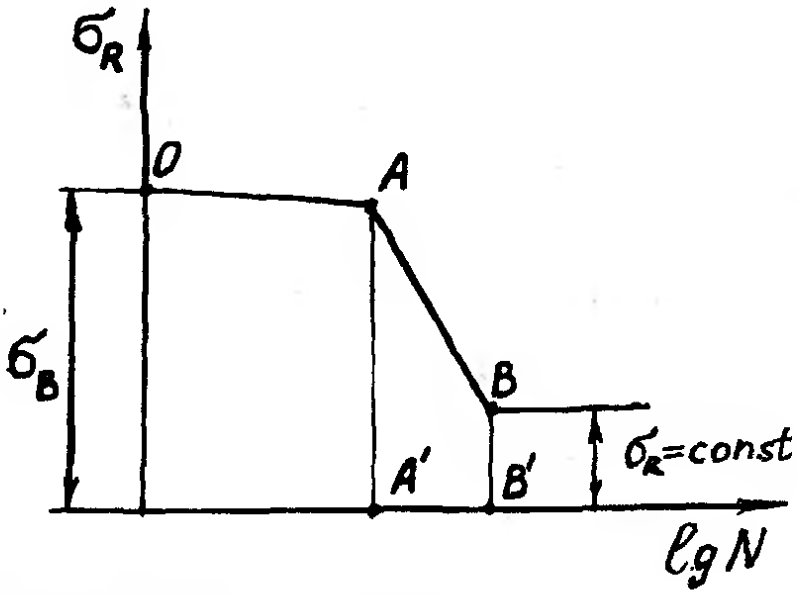


Рис.9.2.1. Схематическое изображение кривой усталости

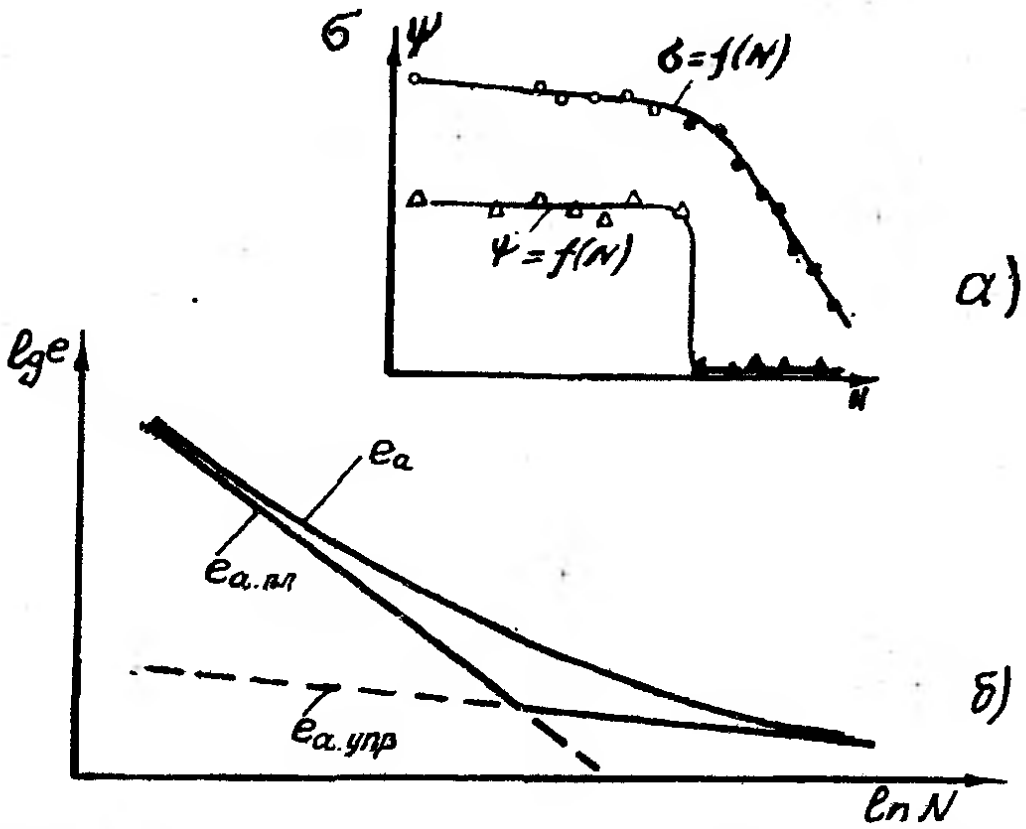


Рис.9.2.2. Схема суммирования амплитуд деформаций (*б*) и зависимость σ и φ от числа нагружений *N* (*а*)

При малоцикловом нагружении с постоянной амплитудой напряжений (мягкое нагружение) наблюдается два типа разрушений: первый — от усталости при небольших пластических деформациях и второй — носящий квазистатический характер при больших пластических деформациях (рис.9.2.2,*а*). Второй тип разрушения имеет место преимущественно у материалов, разупрочняющихся при циклических нагрузках и склонных к накоплению пластических деформаций.

Сопоставление уровня разрушающих напряжений при однократном нагружении $\sigma_в$ и разрушающих напряжений при $N = 10^4$ циклов растяжения-сжатия $R = -1$ для материалов, обладающих различными циклическими деформационными свойствами, представлено в табл. 9.2.1 [279].

Таблица 9.2.1

Сопоставление разрушающих напряжений

Разрушающее напряжение	Сталь Х18Н9Т	Сталь 30ХГСА	Сплав В-96	Сталь теплоустойчивая
$\sigma_в$, МПа	640	650	450	650
σ_{-1}, МПа	300	400	180	400
При $N = 10^4$ циклов				

Разрушения циклически разупрочняющейся теплоустойчивой стали в процессе малоцикловых испытаний имели квазистатический характер, напротив, в циклически упрочняющемся сплаве В-96 разрушения при тех же условиях испытания имели усталостный характер даже при напряжениях, близких к пределу прочности $\sigma_в$. Для циклически стабилизирующейся стали 30ХГСА квазистатические или усталостные разрушения имели место в зависимости от уровня напряжений. Подобное явление наблюдается и при испытаниях стали Х18Н9Т.

В условиях малоциклового нагружения при постоянных амплитудах деформаций (жесткое нагружение) разрушения имеют только усталостный характер [279].

По экспериментальным данным зависимость предельных амплитуд деформаций e от числа циклов до разрушения N для различных материалов может быть представлена в виде суммы, как показано на схеме (рис.9.2.2,*б*):

$$e_a = e_{\text{а упр}} + e_{\text{а пл}}. \qquad (9.2.1)$$

При этом амплитуда предельной упругой деформации

$$e_{\text{а упр}} = 1{,}75 \frac{\sigma_в}{E} N^{-0{,}12}. \qquad (9.2.2)$$

Амплитуда предельной пластической деформации

$$e_{\text{а пл}} = \frac{1}{2}\left(\ln \frac{1}{1-\psi}\right)^{0{,}6} N^{-0{,}6}, \qquad (9.2.3)$$

где ψ — коэффициент поперечного сужения.

В диапазоне числа циклов жесткого нагружения $N < 1000$ изменение амплитуды предельной деформации e_a может быть выражено и более простой степенной функцией $e_a N^n = \text{const}$ [338].

Связь между данными по прочности при мягком и жестком нагружениях можно установить из предположения, что трещина возникает тогда, когда повышающееся в процессе жесткого нагружения напряжение достигнет уровня напряжений разрушения мягкого нагружения при том же числе циклов. Если в обоих случаях разрушение носит усталостный характер, то это предположение подтверждается экспериментально. Так, на рис. 9.2.3 показаны результаты испытаний образцов из циклически упрочняющегося сплава В-96, где видно, что данные по разрушающим напряжениям, построенные с учетом роста напряжений при жестком нагружении, укладываются в полосу разброса результатов испытаний образцов при мягком нагружении [338].

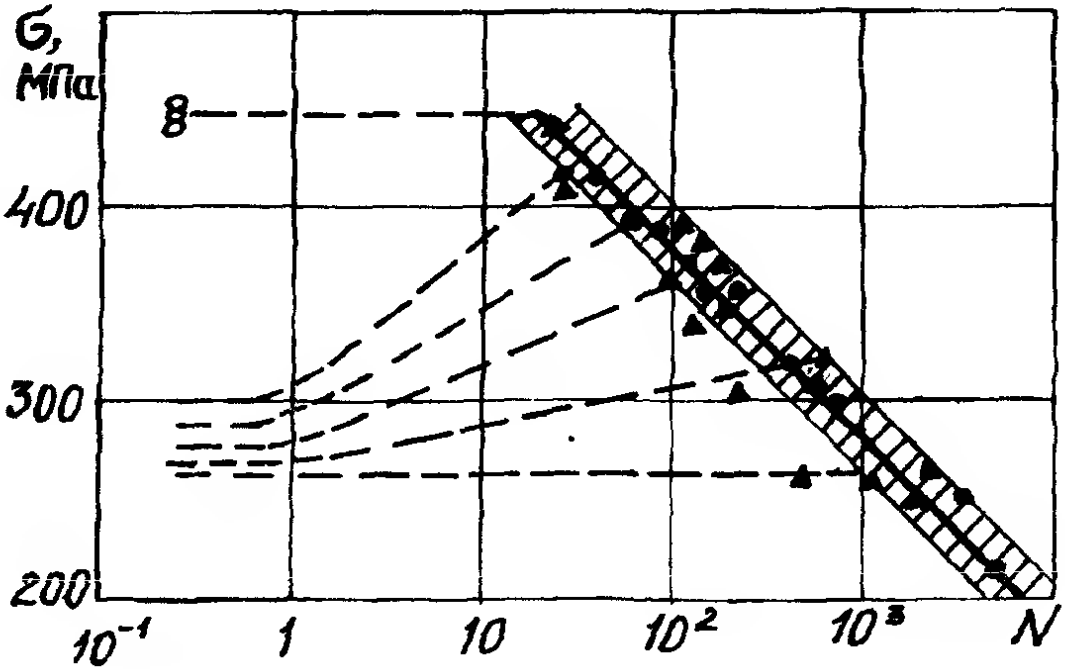


Рис.9.2.3. Соответствие кривой усталости при мягком нагружении и разрушающих напряжений при жестком:

● — жесткое нагружение; ▲ — мягкое нагружение

При мягком и жестком малоцикловом нагружении гладкого образца изменение деформаций и напряжений соответствует двум крайним случаям: в первом случае деформации свободно развиваются в соответствии только со свойствами материала, во втором — деформации жестко регламентированы условиями испытаний.

Поскольку в зонах концентрации напряжений стесненность пластических деформаций зависит от параметров конкретных концентраторов и может меняться в широких пределах, то и изменения напряжений оказываются промежуточными между мягким нагружением и жестким.

При малоцикловом нагружении сварных соединений переход от квазистатических разрушений к усталостным, как правило, сопровождается сменой места разрушения. Это можно видеть на рис.9.2.4, где представлены результаты испытаний характерных типов сварных соединений из стали М16с при отнулевом цикле растяжения $R = 0$ и частоте нагружений 10-20 циклов в минуту [322]. При напряжениях, близких к $\sigma_в$, квазистатические разрушения проходили только по основному металлу с образованием шейки вдали от сварных швов (участок *1*). При более низких напряжениях (участки *2*) усталостные трещины возникали в зонах концентрации напряжений — по границе сплавления шва, причем переход от квазистатического к усталостному происходил при меньшем числе циклов у тех соединений, для которых характерен более высокий уровень концентрации напряжений.

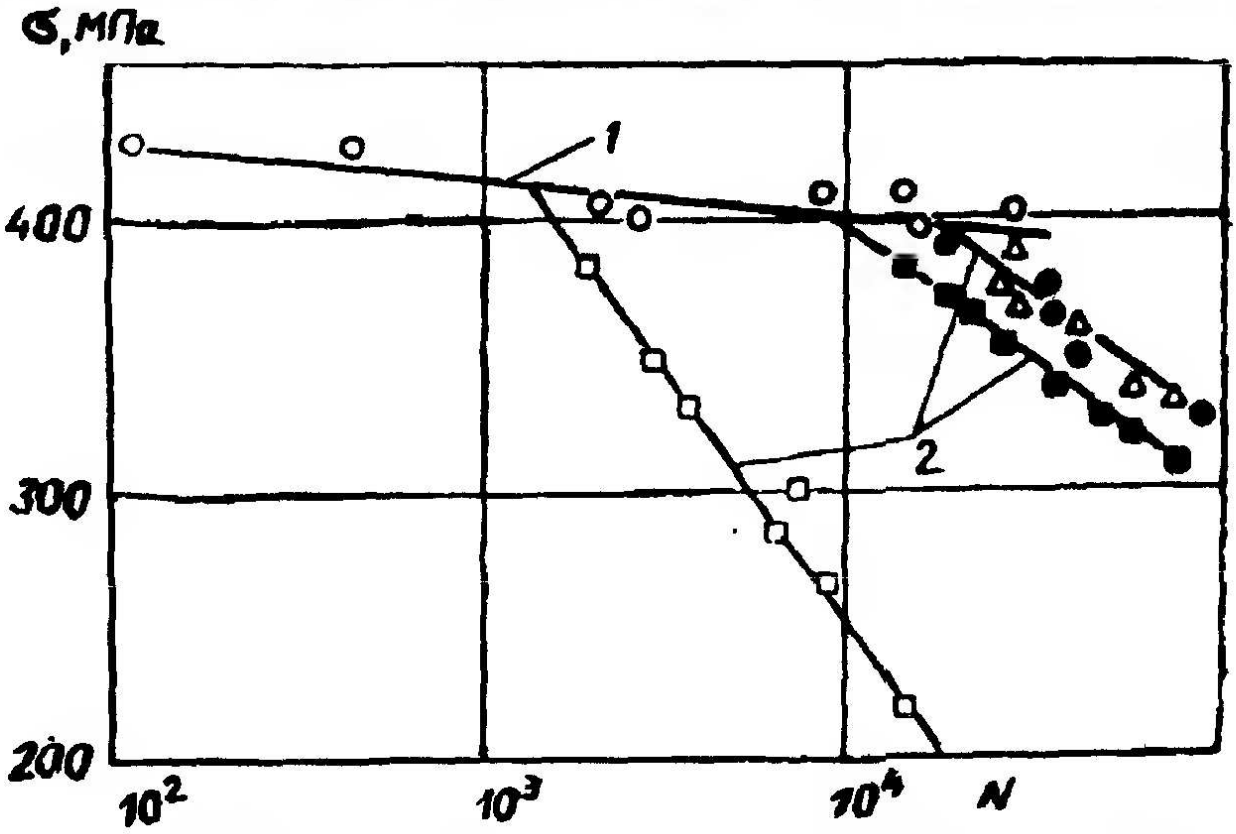


Рис.9.2.4. Сопротивление малоцикловой усталости сварных соединений стали М16с: *1* — квазистатическое разрушение по основному металлу; *2* — малоцикловое усталостное разрушение на границе сплавления; О — основной металл; ● — стыковое соединение; Δ — прикрепление ребер жесткости; ■ — нахлесточное двустороннее соединение; □ — нахлесточное одностороннее соединение

При многоцикловом (усталостном) нагружении для ряда материалов напряжение, соответствующее точке В на рис.9.2.1, при котором кривая становится горизонтальной, считают пределом выносливости σ_R [328].

Наиболее часто значения пределов выносливости получают при числе нагружений $N = 2 \cdot 10^6$ циклов. В других случаях за количество нагружений, определяющих предел выносливости, принимают $5 \cdot 10^6$ и $10 \cdot 10^6$ циклов, а при испытании цветных сплавов еще больше. Поскольку разница в пределах выносливости при $N = 2 \cdot 10^6$ и $10 \cdot 10^6$ нагружений невелика, то число $2 \cdot 10^6$ обычно принимают в качестве эталонного.

Экспериментально доказано, что между пределами выносливости, установленными для $N = 2 \cdot 10^6$, и ограниченными пределами выносливости с учетом вероятного числа нагружений в эксплуатации N существует функциональная зависимость, определяемая соотношением

$$\sigma^m N = \text{const} \qquad (9.2.4)$$

где m — ctg угла наклона усталостной прямой в логарифмических координатах.

Таким образом, ограниченный предел выносливости

$$\sigma_{огр} = \sigma_R \sqrt[m]{\frac{2 \cdot 10^6}{N}}, \qquad (9.2.5)$$

где σ_R — предел выносливости при $N_0 = 2 \cdot 10^6$ нагружений и цикле R.

Величина m находится из соотношения

$$K_э \, m = 11 \div 12 , \qquad (9.2.6)$$

где $K_э$ — эффективный коэффициент концентрации (отношение предела выносливости гладкого образца к пределу выносливости образца с концентраторами напряжений). Это соотношение справедливо для сталей обыкновенного качества и низколегированных.

Значительная продолжительность испытаний, необходимых для построения кривой σ - N и определения σ_R , вызвала разработку ряда ускоренных методов. Применительно к сварным образцам наибольшее применение получил метод Локати, основанный на гипотезе Пальмгрена — Майнера о линейном характере накопления усталостных повреждений [321]. Согласно этой гипотезе условием разрушения является равенство

$$\sum \frac{n_i}{N_i} = 1 , \qquad (9.2.7)$$

где n_i — число циклов, воспринятое образцом при напряжении σ_i; N_i — число циклов до разрушения при том же напряжении.

При использовании этого метода испытанию подвергают один образец при ступенчатом увеличении нагрузки, начиная с напряжения σ_0, заведомо меньшего предела выносливости, с постоянным приращением $\Delta\sigma$ между соседними ступенями нагрузки и постоянным числом нагружений n_i на каждой ступени. Последующее суммирование отношения n_i / N_i для различных ступеней нагрузки позволяет построить зависимость $\sum \frac{n_i}{N_i} = f(\sigma_R)$ и определить по ней уровень напряжения σ_R, для которого сумма повреждений равна единице.

Так как экспериментально получаемые значения $(\sigma_R)_i$ могут иметь значительный разброс, то в наиболее ответственных случаях их целесообразно характеризовать статистической функцией распределения $\Phi\{(\sigma_R)_i < R_R\}$, определяя расчетное сопротивление усталости R_R как нижнюю границу рассеяния $(\sigma_R)_i$, установленную на заданном уровне доверия α для вероятности неразрушения β [321]. При использовании нормального или логарифмического законов распределения пределов выносливости для описания $\Phi\{(\sigma_R)_i < R_R\}$ достаточно оценить среднее значение σ^*_R и дисперсию $S^2\sigma_R$ величин $(\sigma_R)_i$. Параметры σ^*_R и $S^2\sigma_R$

обычно определяют по результатам испытаний образцов методами лестницы, проб, ступенчатого повышения напряжений, или итераций (последовательного приближения). Каждый из этих методов предусматривает свою последовательность испытания образцов на нескольких уровнях нагружения и отличается обработкой полученных результатов [70]. Сравнение этих методов по продолжительности испытаний и точности получаемой оценки приведено в табл. 9.2.2.

Поскольку усталостное разрушение является следствием постепенного развития микроскопических дефектов, неизбежно присутствующих в материалах, то при построении кривых усталости важным становится выбор стадии, на которой следует завершать испытание каждого образца. Так, если считать, что полному разрушению образца (рис.9.2.5) предшествуют стадии накапливания повреждений *1*, возникновения трещины *2* и ее роста *3* до критического размера, то взаимоположение кривых усталости оказывается различным. Особенно это заметно в области малоциклового нагружения, например при числе циклов A значение ограниченного предела выносливости по разрушению (точка A'') может оказаться существенно выше ограниченного предела выносливости по трещинообразованию (точка A').

Таблица 9.2.2

Время непрерывной работы пульсаторов типа ЦДМ-200, необходимое для оценки распределения пределов выносливости

Метод	Число испытываемых образцов	Время, ч (в скобках дней)	Примечание
Лестницы	30	$12{,}5 \cdot 10^3$ (521)	Оценка расчетных сопротивлений в интервале изменения вероятности 0,05—0,95
Проб	60	$33{,}3 \cdot 10^3$ (1389)	Теоретически обеспечивает любую точность
Ступенчатого увеличения нагрузки	20	$14{,}1 \cdot 10^3$ (588)	Неприемлем для сварных соединений
Итераций	20	$8{,}3 \cdot 10^3$ (348)	Для сварных соединений не рекомендуется

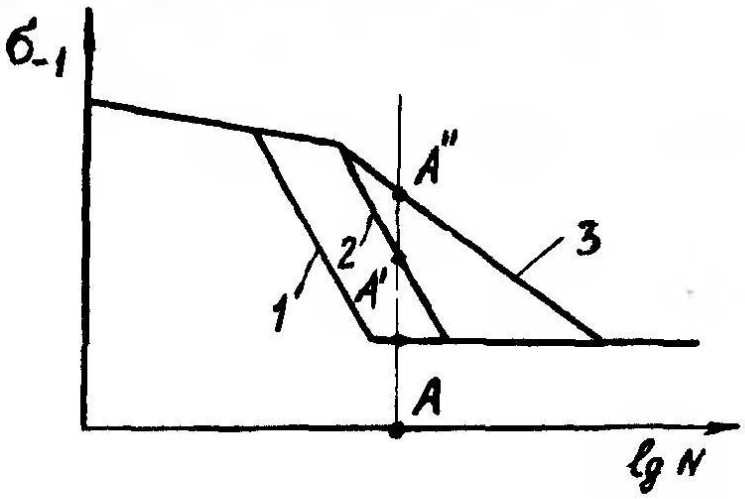


Рис.9.2.5. Различие кривых усталости при прекращении испытания образцов на разных стадиях разрушения

Применительно к элементу, имеющему концентратор напряжений, возможно более детальное членение процесса разрушения на отдельные стадии, предложенное Валлури [373].

Первая стадия N_1 циклов — до появления первичной макротрещины от исходного концентратора. Вторая стадия N_2 циклов вызывает первичный рост макротрещины. Третья стадия N_3 изменяет характер роста трещины по сравнению со второй стадией. Она развивается, как если бы отсутствовал концентратор напряжений. Четвертая стадия N_4 циклов — образование пластической области в сечении нетто. Пятая стадия — разрушение.

Обычно кривые усталости строят по результатам, полученным при окончательном разрушении образца. Однако в процессе эксплуатации конструкций возможно наступление характерного для них предельного состояния еще до полного разрушения. Так, с целью исключения возможности хрупкого разрушения элементов мостов, кранов, подкрановых балок, экскаваторов, подвижного состава, дорожных машин и т.п. *В.И.Труфяков* [321] рекомендует за критерий завершения испытаний принимать появление усталостной трещины глубиной 2-3 мм.

§ 9.3. Факторы, оказывающие влияние на предел выносливости сварных соединений

Материал, состояние поверхности и масштабный фактор

Представление об эффективности использования различных материалов при циклическом характере нагружения дает сопоставление их удельной усталостной прочности. Такие данные, полученные в результате испытаний полированных образцов на изгиб при симметричных циклах нагружения, представлены на рис.9.3.1. Можно видеть, что по

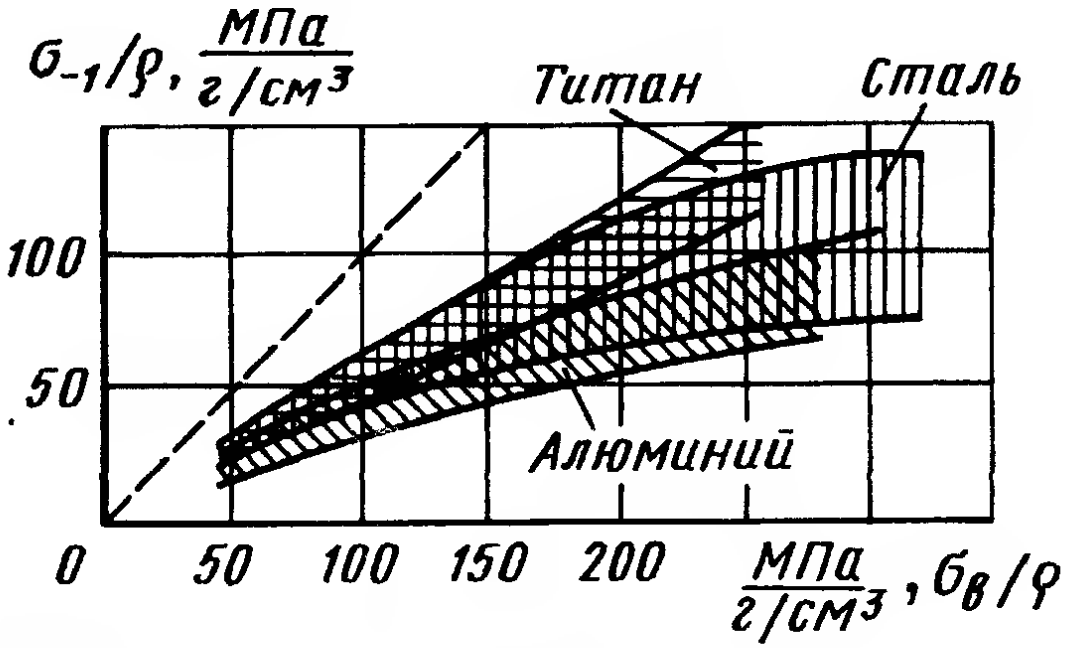


Рис.9.3.1. Зависимость удельного предела выносливости σ_{-1}/ρ от удельной прочности $\sigma_в/\rho$ при статическом нагружении, где ρ — плотность, г/см³ [368]

сравнению со сталью и алюминием применение титана способно обеспечить наиболее высокий уровень удельного сопротивления усталости. При этом для титана повышение $\sigma_в$ сопровождается монотонным ростом σ_{-1}, тогда как для стали и алюминия в области высоких значений $\sigma_в$ повышение σ_{-1} практически отсутствует.

Существенное влияние на сопротивление усталости оказывает состояние поверхности. Как видно на рис.9.3.2, это влияние проявляется тем сильнее, чем выше прочность материала [368]. Подобная зависимость приведена и в [117].

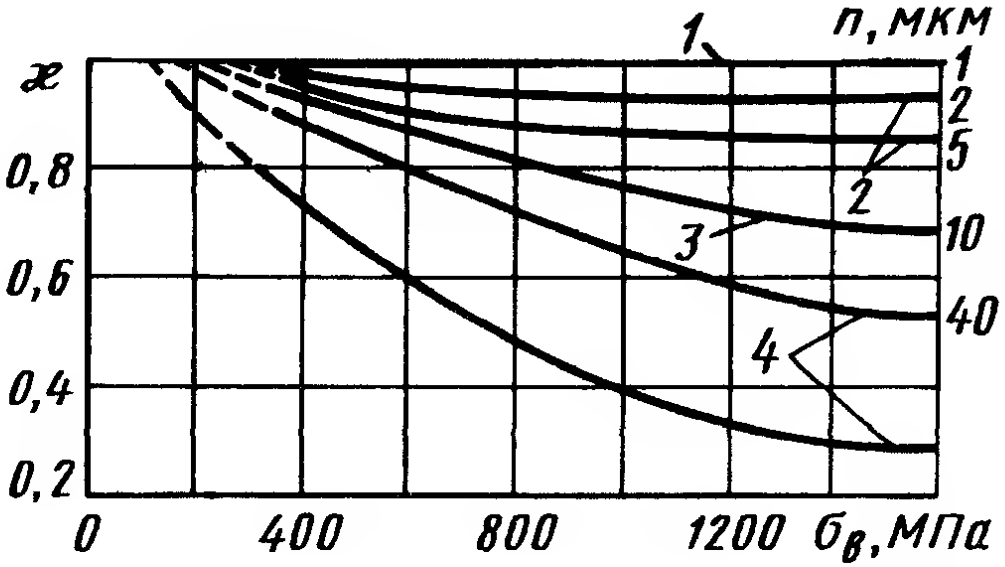


Рис.9.3.2. Снижение предела выносливости сталей при пульсирующем растяжении в зависимости от уровня прочности $\sigma_в$ и состояния поверхности (*h* — высота микронеровностей):

1 — полировка; *2* — шлифование; *3* — строжка; *4* — после прокатки [368]

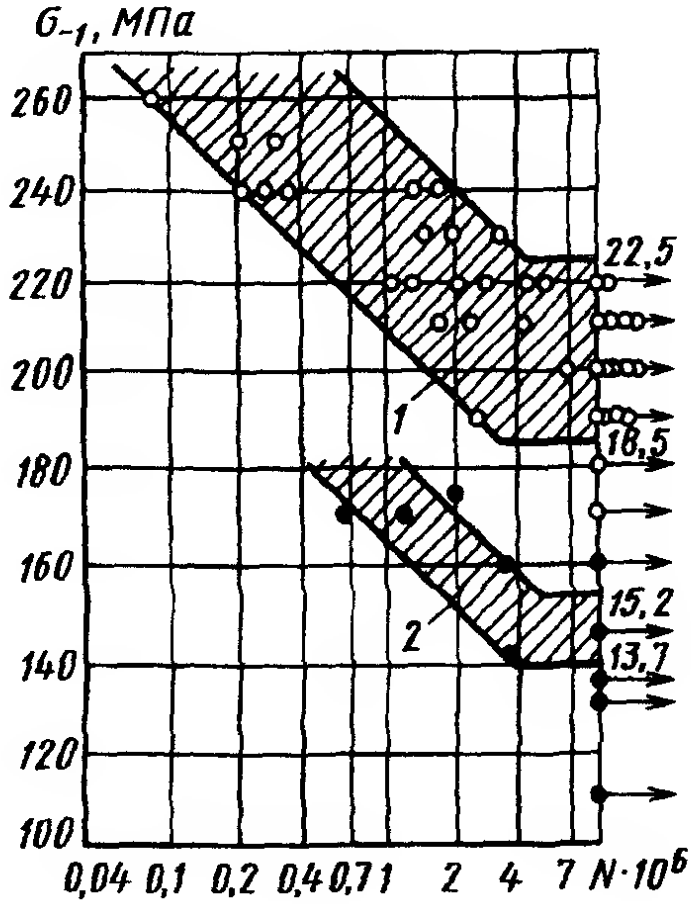


Рис.9.3.3. Рассеяние результатов усталостных испытаний образцов различных диаметров стали 22К: *1* и *2* — образцы диаметром 20 и 150 мм

Масштабный эффект определяется действием сложного комплекса факторов металлургического, технологического и статистического характера [278]. При испытаниях гладких образцов он обнаруживается только в случае переменного изгиба и кручения, но отсутствует при осевой нагрузке [126].

На рис.9.3.3 приведены результаты испытаний образцов из стали 22К диаметром 20 и 150 мм. Штрихованные области *1* и *2*, соответствующие зонам рассеяния, указывают на существенное понижение пределов выносливости стержней больших диаметров по сравнению с малыми, причем с ростом размеров образцов разброс уменьшается. Хотя эти данные получены на образцах из целого металла, но подобные результаты имеют место и для образцов, сваренных встык. Так, на рис.9.3.4 значками представлены данные испытаний гладких образцов из различных сталей, в том числе со сварными стыковыми соединениями, полученные рядом авторов [206], а также кривые *1* и *2*, рекомендованные для использования в расчетах на выносливость [278]. Можно видеть, что снижение отношения пределов усталости $\varepsilon_\sigma = \sigma^d_{-1} / \sigma^{d_0}_{-1}$ по мере увеличения размера d по сравнению с $d_0 = 7...10$ мм носит незатухающий характер. Сказывается возрастание неоднородности свойств по сечению крупных заготовок, получаемых литьем или обработкой давлением, различие во влиянии термической и механической обработок на свойства образцов разных размеров.

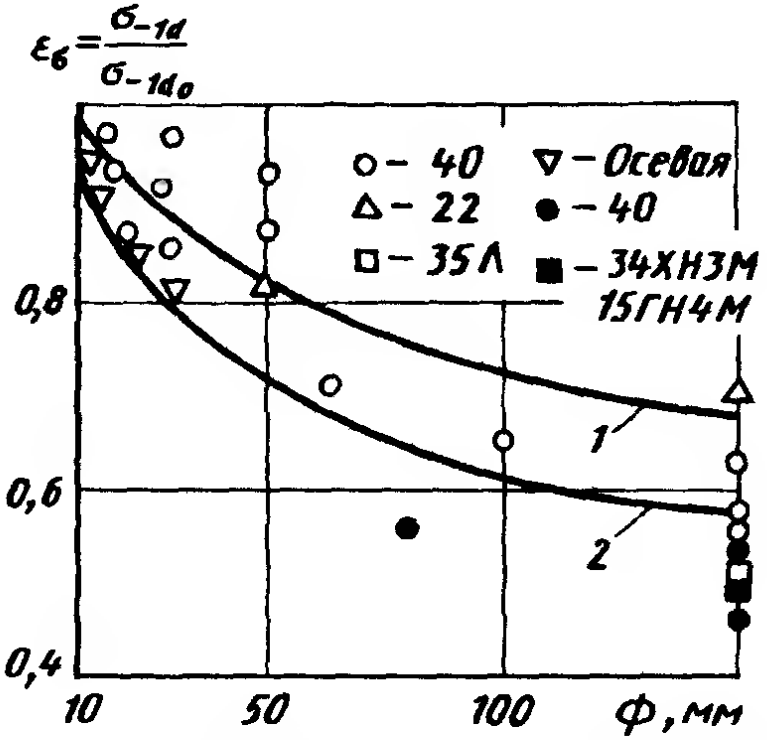


Рис.9.3.4. Снижение отношения пределов выносливости по мере увеличения диаметра гладких образцов, по литературным данным:
1 — для углеродистых сталей; *2* — для легированных сталей

Масштабный фактор проявляется сильнее на образцах из материала, обладающего более высокой прочностью.

Значительное влияние на понижение усталостной прочности в крупногабаритных образцах оказывает анизотропия структуры и отдельные дефекты, служащие очагом концентрации напряжений и началом образования усталостной трещины. Вероятность образования дефектов и перенапряженных зерен возрастает с ростом размеров испытуемого элемента. В связи со статистической природой процесса усталостного разрушения это приводит к увеличению вероятности разрушения. И не случайно поэтому влияние размеров на понижение пределов выносливости уменьшается в рафинированных сталях.

Концентрация напряжений

При переменных нагрузках трещины прежде всего возникают в местах концентрации напряжений. В сварных соединениях концентрация напряжений определяется как конструктивным оформлением соединения (типом соединения), так и технологией его выполнения (методом сварки, наличием и характером технологических отклонений).

В стыковых соединениях усталостные трещины чаще всего зарождаются с поверхности по линии сплавления шва с основным металлом. Сведения о значениях коэффициента концентрации напряжений формы стыка $\alpha_ф$ в зависимости от параметров усиления шва весьма

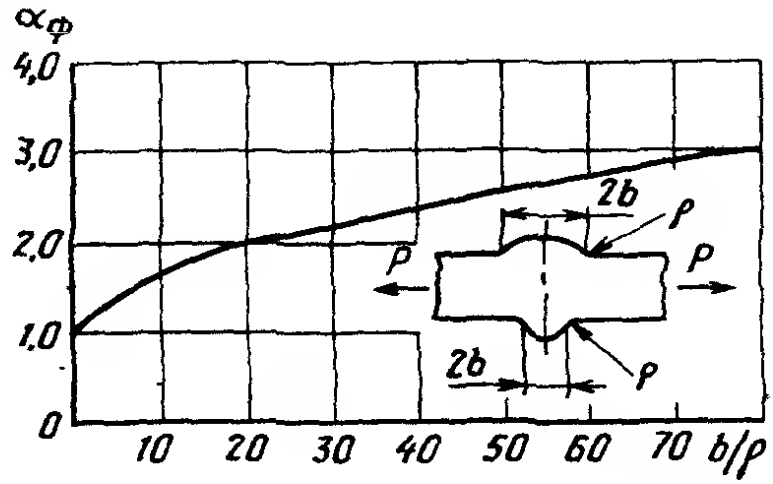


Рис.9.3.5. Зависимость коэффициента концентрации напряжений формы стыкового шва α_Φ от параметров шва

обширны [321, 54]. *Так, например, на рис. 9.3.5 показана зависимость* теоретического коэффициента концентрации напряжений от b/ρ, где $2b$ — ширина шва, ρ — радиус перехода [177]. Наибольшая концентрация напряжений обычно имеет место со стороны проплава. При этом наличие неснятого проплава оказывает на предел выносливости значительно более сильное влияние, чем наличие в наплавленном металле пор. Это объясняется тем, что для сферических пор, не выходящих на поверхность металла, коэффициент концентрации напряжений $\alpha_\sigma = 2{,}05$, тогда как значение α_Φ в зоне перехода от основного металла к усилению шва или проплава может быть существенно выше.

Смещение кромок стыкового соединения вызывает значительное повышение концентрации напряжений в зоне сопряжения шва с основным металлом (рис.9.3.6). Сопоставление предела выносливости σ_R^c образцов, сваренных со смещением кромок, по сравнению с σ_R^0 образцов, сваренных без смещений, свидетельствует о существенном понижении усталостной прочности в результате несовпадения плоскостей стыкуемых элементов [177].

В нахлесточных соединениях с угловыми швами усталостная трещина обычно возникает у конца флангового (рис.9.3.7,*а*) или в месте перехода от основного металла к лобовому шву (рис.9.3.7,*б*) и развивается в плоскости, нормальной приложенному усилию, то есть по основному металлу в непосредственной близости от шва.

В зависимости от длины швов l и ширины прикрепляемого элемента a_1 (рис.9.3.7,*а*) концентрация напряжений у концов флангового шва может изменяться в широких пределах. Испытания моделей из оптически активного материала (рис.9.3.8) показали, что коэффициент α_σ существенно зависит от отношения a_1/a и в меньшей степени от l/a [321].

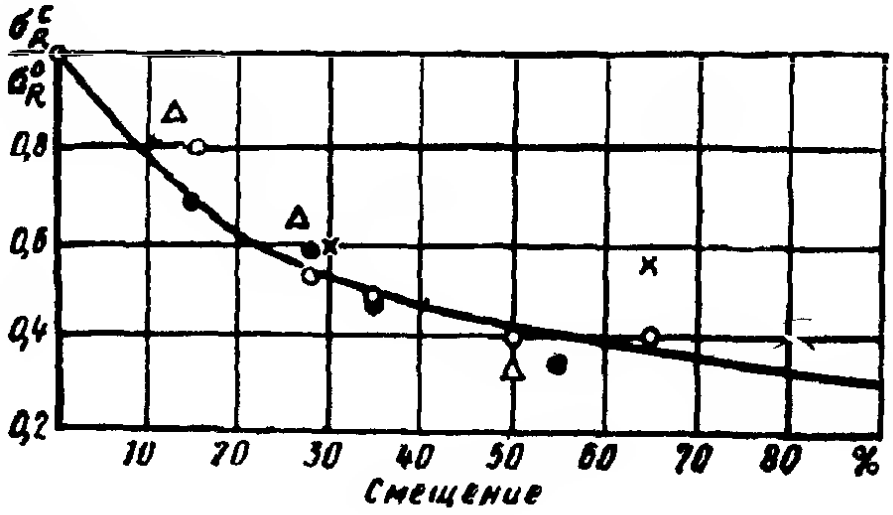


Рис.9.3.6. Влияние смещения кромок на пределы выносливости стыковых соединений: R = 0,1, база испытания $N = 2 \cdot 10^6$ циклов; О — АМгб, ручная аргонодуговая сварка с подваркой корня шва; толщина образца h = 10 мм; ✕ — то же, h = 4 мм; Δ — АМгб, автоматическая сварка на подкладке, h = 4 мм; ● — Ст3, h = 10 мм, электрод УОНИИ-13/45

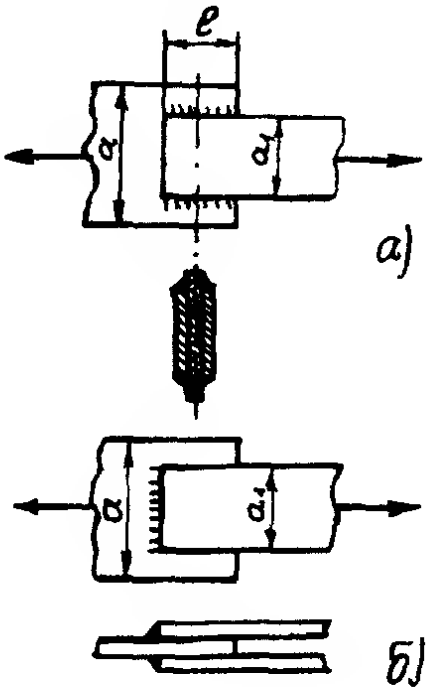


Рис.9.3.7. Нахлесточные соединения:
а — с фланговыми швами;
б — с лобовыми швами

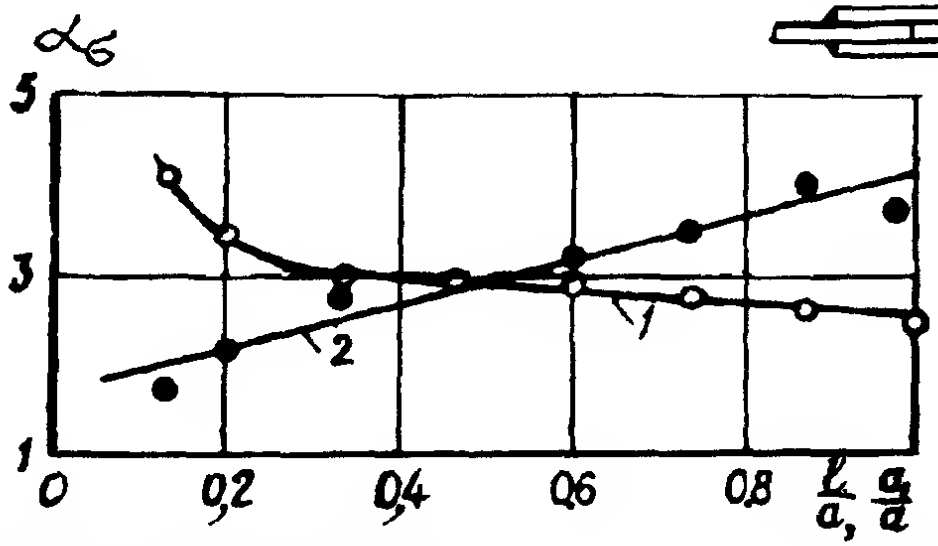


Рис.9.3.8. Зависимость коэффициента концентрации напряжений у концов флангового шва α_σ от l / a (1) и от a_1 / a (2)

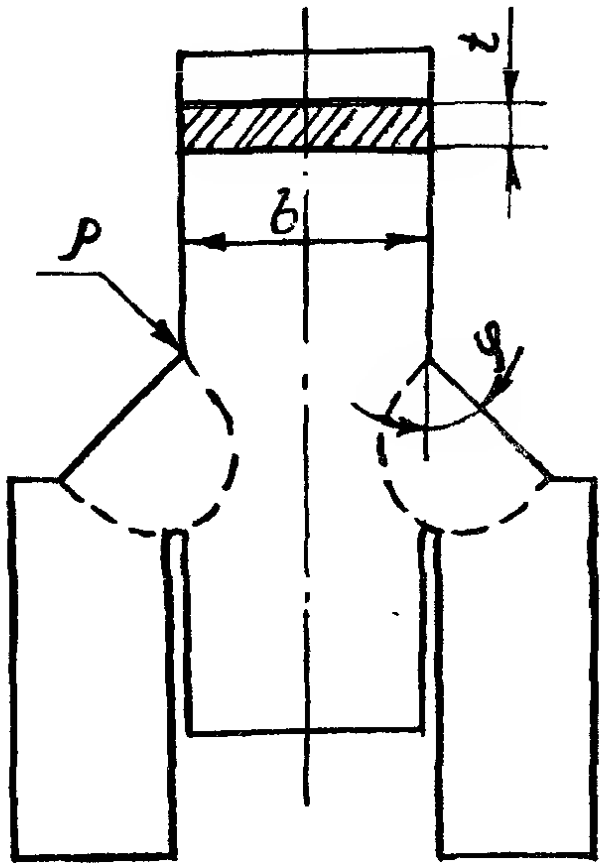


Рис.9.3.9. Схема нахлесточного соединения с угловыми швами

В соединениях с лобовыми швами (рис.9.3.7,*б*) форму перехода от шва к основному металлу определяют параметры ρ и φ (рис.9.3.9). При экспериментальном исследовании с использованием методов фотоупругости и голографической интерференции было показано, что коэффициент концентрации напряжений α_σ линейно зависит от синуса угла перехода φ и корня квадратного из относительного радиуса перехода ρ / b [339]. Применительно к тавровому соединению (рис.9.3.10) в этой же работе [339] показано, что увеличение глубины непровара

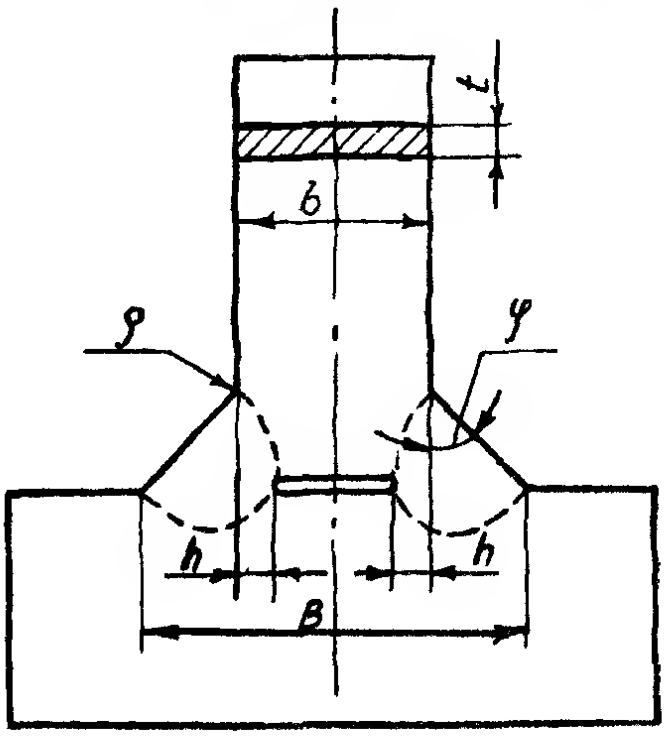


Рис.9.3.10. Схема таврового соединения с угловыми швами

$b - 2h$ приводит к увеличению коэффициента концентрации напряжений в месте перехода шва к основному металлу, которое тем больше, чем больше угол перехода φ.

В работе [30] показано, что концентрация напряжений вблизи углового шва существенно зависит от характера передачи нагрузки в сварном соединении.

Вредное влияние концентрации напряжений в тавровых соединениях (рис.9.3.10) особенно сильно проявляется в конструкциях подкрановых балок. Многочисленные обследования в действующих цехах показывают, что большинство усталостных трещин появляется в сварных швах и в основном металле верхней части стенок балок, непосредственно воспринимающих местные давления от катков кранов. При этом источником трещин чаще всего являются непровары стенки и другие концентраторы, а долговечность подкрановых балок в цехах с весьма тяжелым режимом работы мостовых кранов составляет всего 4-6 лет [258].

Степень влияния концентрации напряжений на выносливость конструктивного элемента может оказаться различной в случае, если концентратор располагается в основном металле или в зоне сварного соединения. Так, при испытании различных типов соединений из низколегированной стали М16с были получены пределы выносливости, представленные в табл. 9.3.1.

Из этой же стали испытаниям подвергали плоские образцы без сварных швов с выточками различной глубины и остроты. При этом в обоих случаях значения коэффициентов α_σ определяли поляризационно-оптическим способом на моделях, подобных образцам, подвергавшимся усталостному нагружению. Полученные зависимости предела выносливости от коэффициента α_σ представлены на рис.9.3.11 [321]. Можно видеть, что различие между пределами выносливости пластин

Таблица 9.3.1

Результаты испытаний образцов из стали М16с

Тип соединения	σ_{-1}, МПа	α_σ
Стыковое	70	1,32
Прикрепление фасонок встык	52	1,4
Прикрепление ребер жесткости	41	1,55
Нахлесточные соединения с обваркой по контуру	35	1,69
Нахлесточные соединения с фланговыми швами	23	2,33

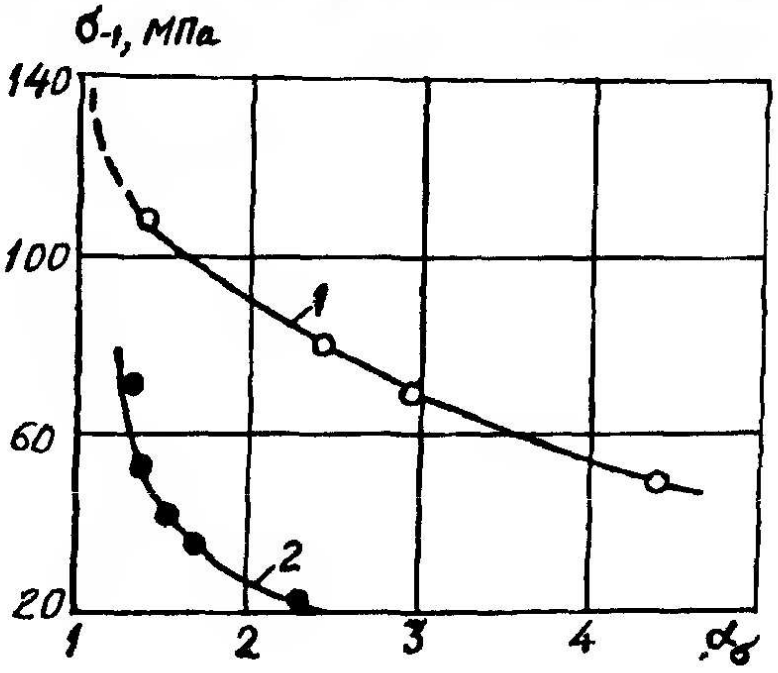


Рис.9.3.11. Зависимость пределов выносливости от теоретического коэффициента концентрации напряжений:
1 — пластины с выточками;
2 — сварные соединения

с выточками (*1*) и сварных образцов (*2*) возрастает по мере увеличения коэффициента α_σ. Таким образом, для соединений, выполненных дуговой сваркой, снижение сопротивления усталостным разрушениям происходит не только в результате концентрации напряжений, но и под влиянием других факторов, обусловленных образованием сварного соединения, например неоднородности механических свойств и остаточных напряжений.

Значительно большая часть работ посвящена изучению усталостной прочности соединений, сваренных дуговым методом, и меньшая — прочим, в частности контактным. При работе под переменными нагрузками у сварных соединений, выполненных контактным методом, имеется ряд важных особенностей.

1. Соединения, сваренные встык по методу оплавления, всегда имеют высокую сопротивляемость воздействию переменных нагрузок, чему способствует автоматизация процесса, обеспечивающая получение полноценного провара всего сечения и устранение факторов, вызывающих концентрацию напряжений. Кроме того, при сварке стержней встык на их поверхности возникают продольные остаточные сжимающие напряжения, что благоприятно влияет на усталостную прочность.

2. Контактные точечные нахлесточные соединения, передающие рабочие усилия, создают исключительно высокую концентрацию напряжений, которая вызывается несколькими факторами. Распределение усилий между точками, расположенными в одном продольном ряду по направлению продольно действующей силы, неравномерно. Степень неравномерности, как показано в [100, 209], зависит от числа точек и соотношения между поперечными сечениями соединяемых элементов. Распределение усилий между точками в поперечном ряду также нерав-

Таблица 9.3.2

Значения эффективных коэффициентов концентрации напряжений для точечных соединений

Материал	Толщина соединяемых элементов, мм	Рабочие соединения	Связующие соединения
Сталь 10 нормализ.	3 + 3	7,5	1,4
Сталь 1Х18Н10Т нагарт.	1,5 + 1,5	12,0	2,0
Сплав ВТ1, сост.пост.	1,5 + 1,5	10,0	2,6
Сплав Д16Т —"—	1,5 + 1,5	12,0	2,0
Сталь 30ХГСА при $\sigma_в$=650 МПа	1,5 + 1,5	12,0	2,6

номерно, что объясняется концентрацией силовых линий над точкой. Естественно, что такое точечное соединение обладает крайне низким сопротивлением действию усталостных нагрузок. Разрушения происходят, как правило, по основному металлу в зоне точечного соединения. Величины эффективных коэффициентов концентрации напряжений при испытаниях в условиях $R = -1$ приведены в табл. 9.3.2.

3. Контактные точечные соединения, не передающие рабочих усилий, являются связующими, служащими для взаимного соединения деталей. Хотя в зоне связующих точек основной металл также испытывает концентрацию напряжений, однако в меньшей степени (табл. 9.3.2). Поэтому сопротивляемость усталостным нагружениям элементов со связующими точками неизменно выше, чем в соединениях с рабочими точками.

В условиях, близких к соединениям, выполненным точечной контактной сваркой, находятся соединения электрозаклепками.

Уровень прочности материала и неоднородность механических свойств

Применение низколегированных и высокопрочных сталей вместо сталей обыкновенного качества сулило получение значительной экономии металла в сварных конструкциях.

Эффективность использования таких сталей в конструктивных элементах со стыковыми швами, испытывающих за срок своей службы менее 10 000 нагружений, действительно, не вызывает сомнения, поскольку для них характерен верхний участок *OA* кривой усталости (рис.9.2.1), где снижение прочности по сравнению со значением $\sigma_в$ почти отсутствует, а разрушение имеет квазистатический характер.

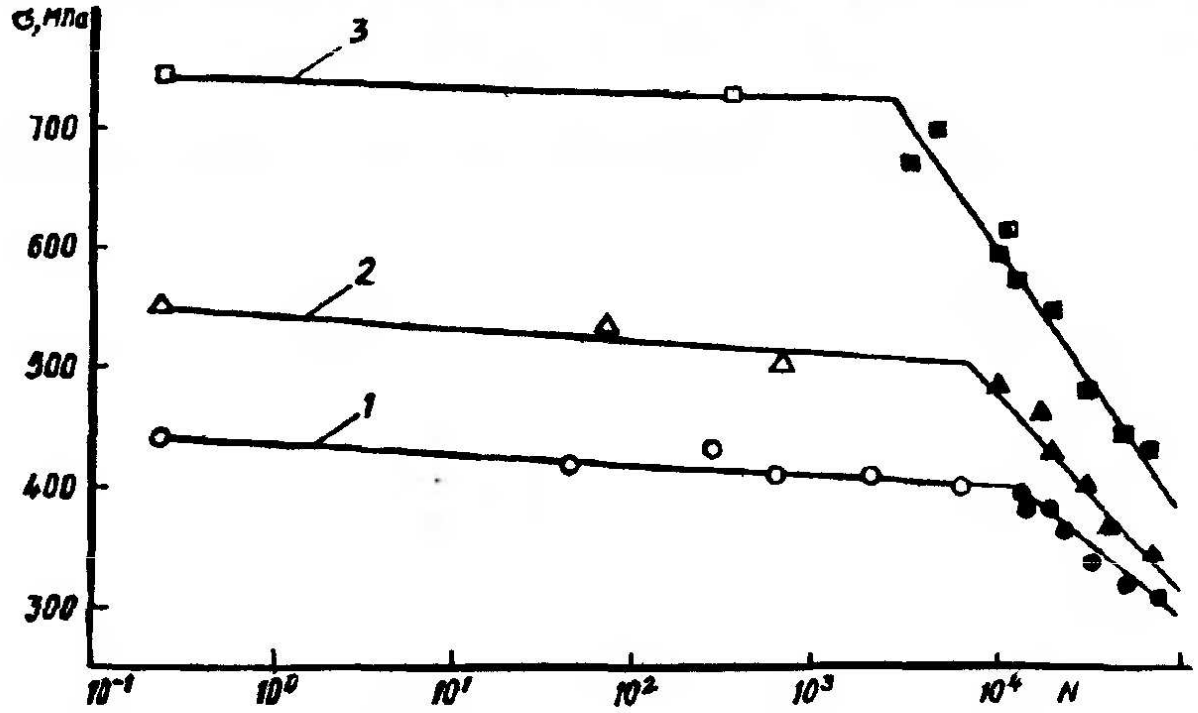


Рис.9.3.12. Кривые малоцикловой усталости стыковых соединений различной прочности при отнулевом цикле напряжений:
1 — сталь М16с ($\sigma_в$ = 447 МПа); *2* — сталь 14Г2АФ ($\sigma_в$ = 551 МПа); *3* — сталь 13ХГМФ ($\sigma_в$ = 712 МПа); светлые значки — квазистатическое разрушение основного металла; темные значки — усталостное разрушение сварного соединения

Подтверждение этому можно видеть на рис.9.3.12 [320]. Однако перелом кривой усталости означает не только переход от квазистатического к усталостному разрушению, но и смену места разрыва с основного металла на сварное соединение. При этом по мере увеличения числа нагружений кривые усталости сталей различной прочности начинают сближаться.

Таким образом, с увеличением числа циклов нагружений, в особенности знакопеременных, представление о целесообразности использования сталей прочных и высокопрочных радикально меняется. На рис.9.3.13 можно видеть, что при наличии концентрации напряжений, в особенности в присутствии коррозионной среды, предел выносливости материалов различной прочности оказывается практически одинаковым [202]. Это подтверждается сопоставлением пределов выносливости, полученных при симметричных нагрузках для большой группы низколегированных сталей: 14Г2, 19Г, 15ГС, 15Г2С, 10ХСНД, 15ХСНД, 09Г2С, 10Г2СД, 14ХМН, ДФР и др. [321].

В стыковых соединениях при малой ширине зоны разупрочнения неблагоприятный эффект резкого скачка механических свойств, способный привести к концентрации деформаций, может сглаживаться эффектом контактного упрочнения, задерживающего развитие пластических деформаций. Циклические испытания специально выполненных образцов с резкой механической неоднородностью при различной

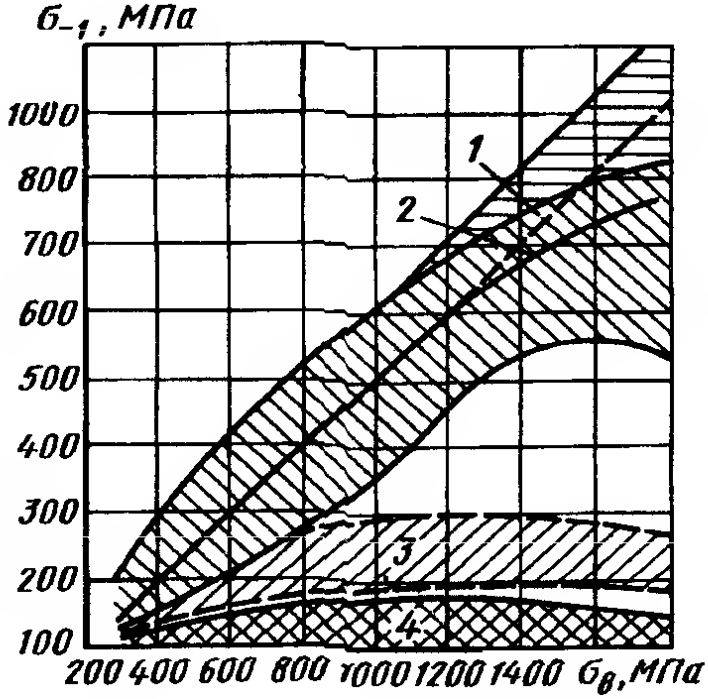


Рис.9.3.13. Зависимость между σ_{-1} и $\sigma_в$:
1 — редкий случай (отношение $\sigma_{-1} / \sigma_в = 0,5$); *2* — нормальный случай для полированных образцов; *3* — надрезанные образцы; *4* — образцы, испытанные в условиях коррозии [202]

ширине прослойки ($\sigma_т$ = 263 МПа и $\sigma_т$ = 476 МПа) показали, что наличие твердой прослойки вне зависимости от ее ширины не влияет на предел выносливости сварного соединения, он определяется свойствами основного металла (рис.9.3.14,*а*). Напротив, при мягкой прослойке эффект контактного упрочнения имеет место и усталостная прочность соединения с уменьшением ширины прослойки возрастает (рис.9.3.14,*б*). Однако такое увеличение сопротивления усталостному разрушению проявляется только в том случае, когда в мягкой прослойке концентраторы напряжений отсутствуют [127]. Объемный характер НДС мягкой

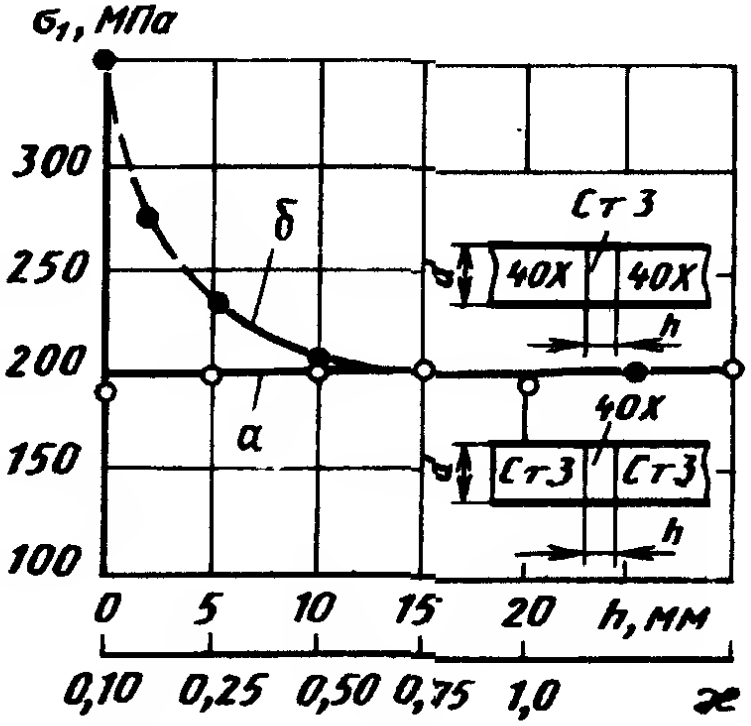


Рис.9.3.14. Зависимость предела выносливости стыкового соединения от толщины прослойки:
а — твердая прослойка;
б — мягкая прослойка

прослойки в случае наличия концентратора ускоряет процесс возникновения и роста трещины, снижая таким образом сопротивляемость усталостному разрушению.

Остаточные напряжения

Остаточные напряжения первого рода представляют собой систему сил, взаимно уравновешенных. Этим, по-видимому, определяется особенность их влияния на прочность. Первоначально высказывался тезис об отсутствии какого-либо влияния остаточных напряжений на прочность и несущую способность сварных конструкций при действии статических нагрузок в случае пластического состояния материала, но с оговоркой, что они могут оказывать некоторое влияние на прочность при переменных нагружениях и ударе [217, 243].

Дальнейшие исследования влияния остаточных напряжений на усталостную прочность сварных соединений и узлов проводились главным образом в ИЭС им. Е.О.Патона. Было показано, что предел выносливости сварного узла обычно оказывается существенно ниже предела выносливости образцов малых размеров. Такое снижение выносливости имеет место при увеличении как ширины образца, так и его толщины до размеров сечения 200×25, когда достигается минимальное значение предела выносливости и дальнейшее увеличение размеров влияния не оказывает. В этом проявляется наличие остаточных сварочных напряжений, и поэтому для учета их влияния при переменных нагрузках приходится использовать образцы больших сечений, а в образцах меньших размеров создавать остаточные напряжения искусственно, например наплавкой дополнительных валиков [321].

Обширные экспериментальные исследования, проведенные с использованием соответствующих образцов из низкоуглеродистых и низколегированных сталей, позволили установить основные закономерности изменения сопротивления усталости сварных соединений [321, 209].

Влияние остаточных напряжений проявляется главным образом при наличии концентраторов напряжений. Так, снижение усталостной прочности могут вызвать поры, оказавшиеся в протяженных швах, где остаточные напряжения в направлении вдоль шва имеют наибольшие значения и трещины от пор растут поперек шва.

Различие действия остаточных напряжений разных знаков было показано путем испытания образцов с непроваром посередине поперечного стыкового шва. Сжимающие остаточные напряжения в районе непровара создавали вырезкой образцов из общей пластины газовой резкой (рис.9.3.15,*а*), растягивающие — путем наложения продольных наплавок (рис.9.3.15,*б*). Распределение остаточных напряжений в этих

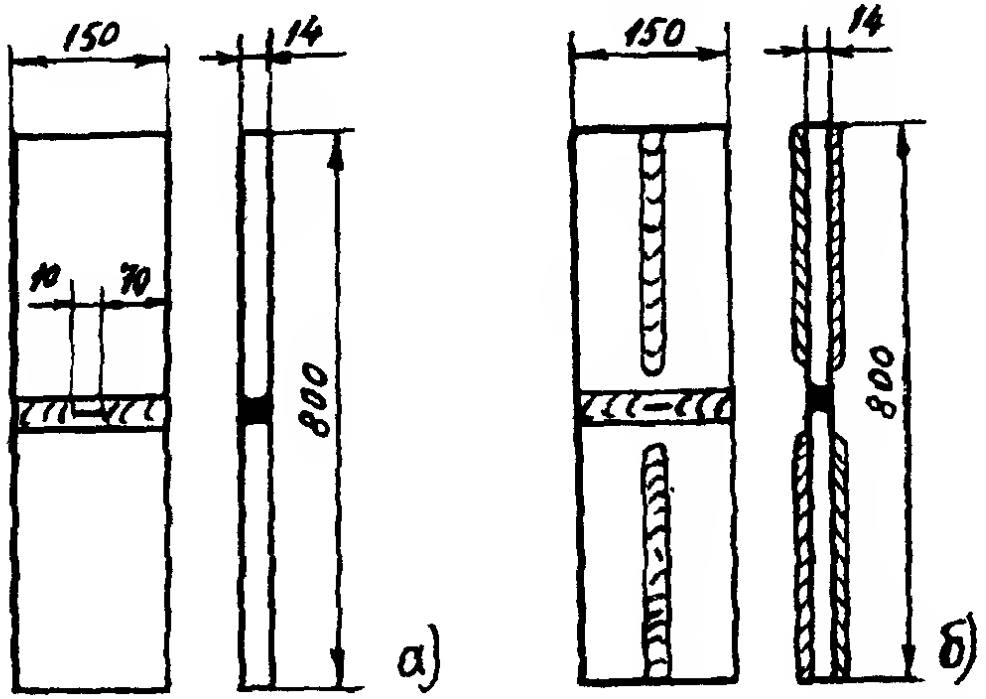


Рис.9.3.15. Образцы для испытаний:
а — продольные кромки вырезаны газовой резкой; *б* — дополнительно уложены продольные наплавки

образцах показано на рис.9.3.16. Образцы нагружали отнулевым пульсирующим циклом при осевом приложении растягивающего усилия. Результаты испытаний представлены на рис.9.3.17. Можно видеть, что изменение знака остаточных напряжений на порядок изменило число нагружений $N_{тр}$, необходимое для начала роста трещины. Было также показано, что наибольшее влияние растягивающих остаточных напряжений проявляется при невысоких переменных напряжениях и симметричном цикле нагружения.

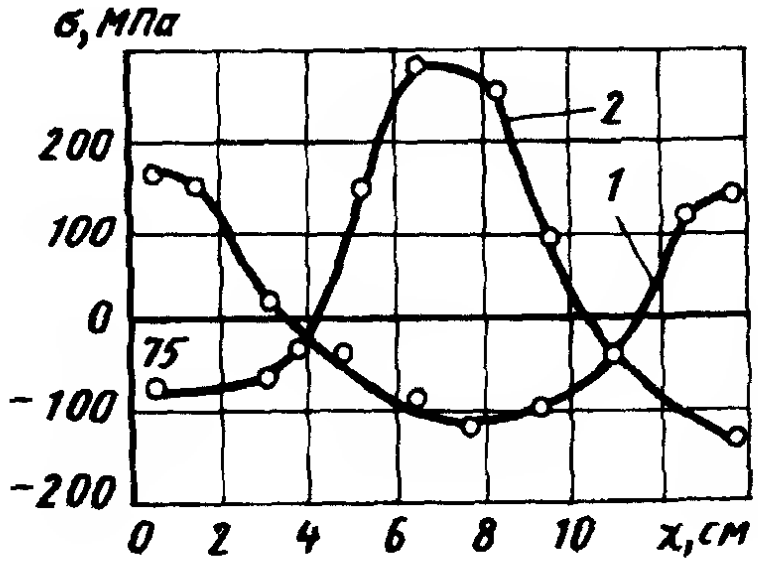


Рис.9.3.16. Эпюры остаточных напряжений в сечении с концентратором:
1 — образец на рис.9.3.15,*а*; *2* — образец на рис.9.3.15,*б*

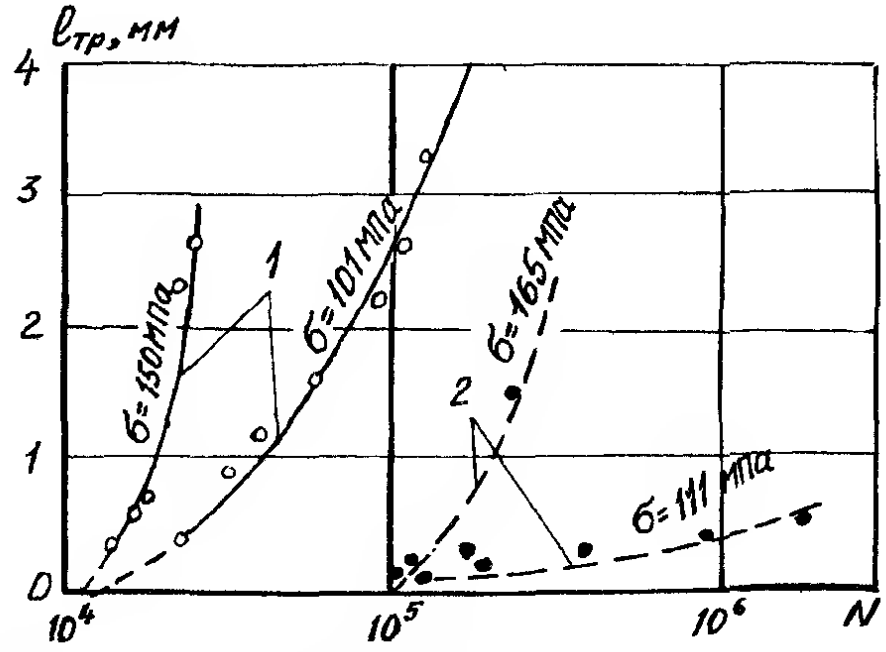


Рис.9.3.17. Результаты испытаний образцов с непроваром:
1 — с высокими растягивающими остаточными напряжениями; *2* — со сжимающими остаточными напряжениями

Учет влияния остаточных напряжений на усталостную прочность соединений затрудняется тем, что их уровень существенно изменяется в процессе циклического нагружения в зависимости от действующих нагрузок, асимметрии цикла и вида соединения. При этом основные изменения происходят при первых циклах нагружения. В дальнейшем изменения остаточных напряжений за каждый последующий цикл уменьшаются и после 20 нагружений их уровень можно считать практически постоянным [318].

При усталостных испытаниях образцов с различным уровнем и знаком исходных остаточных напряжений было показано, что по мере увеличения внешней нагрузки ($\sigma_н$) значения установившихся остаточных напряжений $\sigma_{ост}^{уст}$ сближаются, как показано на рис.9.3.18,*а*. Соответственно и влияние уровня и знака остаточных напряжений на усталостную прочность проявляется главным образом при низком уровне $\sigma_н$, тогда как в области высоких значений $\sigma_н$ влияние остаточных напряжений мало заметно (рис.9.3.18,*б*).

На изменение остаточных напряжений при циклическом нагружении сварных соединений существенное влияние также оказывает степень концентрации напряжений. Представление об этом дает пространственная диаграмма (рис.9.3.19,*а*), построенная по результатам многочисленных измерений установившихся остаточных напряжений $\sigma_{ост}^{уст}$ после $1 \cdot 10^4$ циклов нагружений на образцах с наплавкой по кромке (рис.9.3.19,*б*) [319]. Можно видеть, что с увеличением коэффициента концентрации напряжений α_σ в зоне концентратора могут формироваться остаточные напряжения обратного знака.

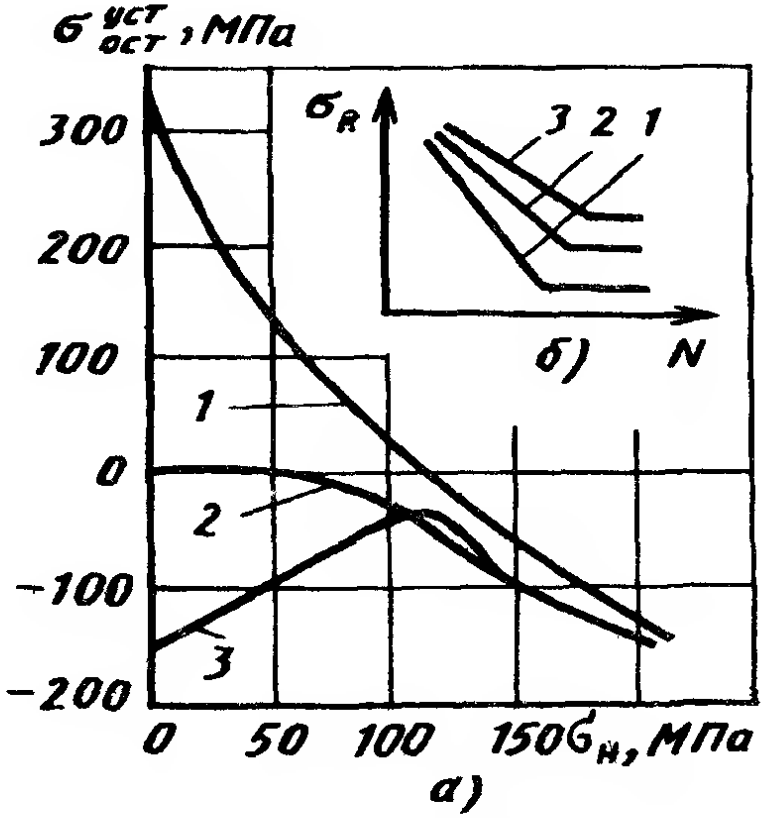


Рис.9.3.18. Зависимость уровня $\sigma_{ост}^{уст}$ в зонах концентрации напряжений от $\sigma_н$ и кривые усталости сварных соединений с начальными $\sigma_{ост}$ растяжения (*1*), сжатия (*3*) и без них (*2*)

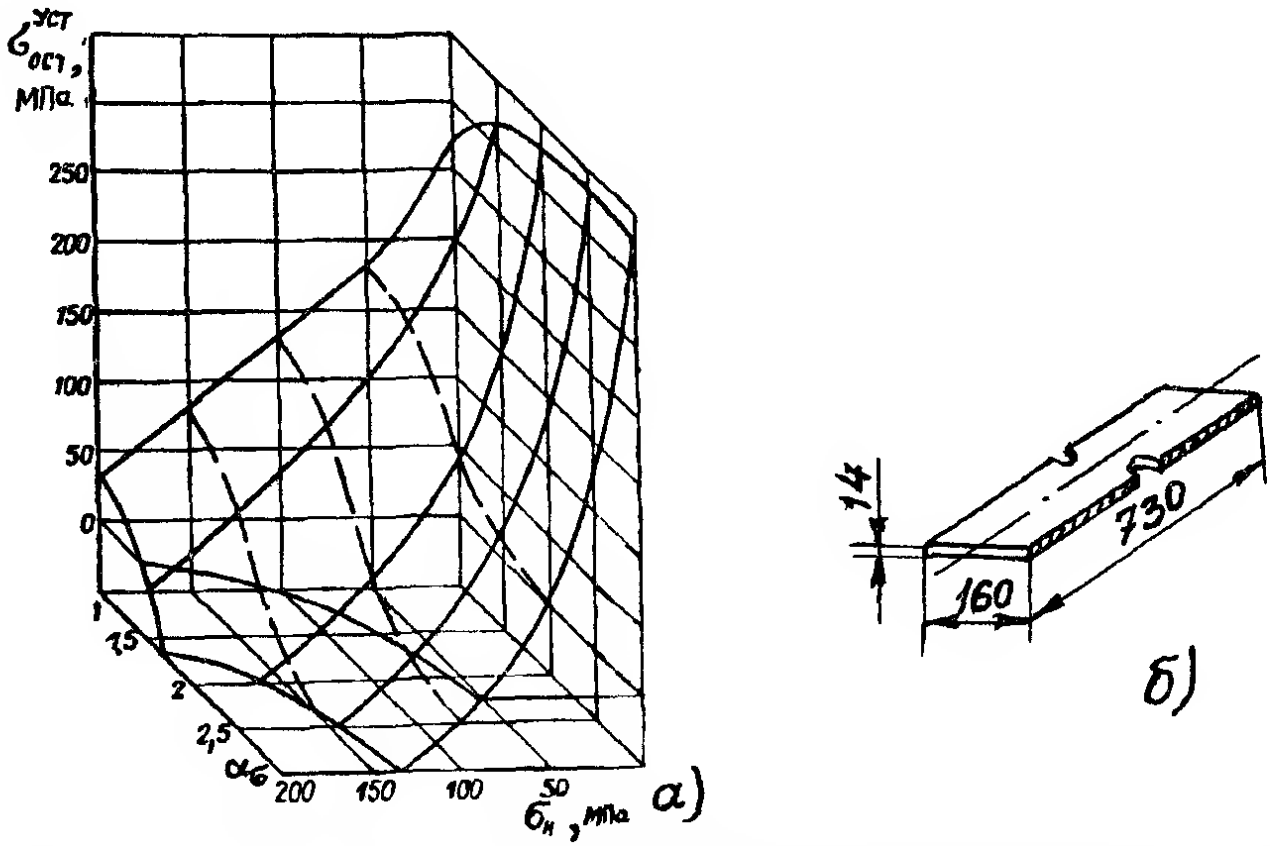


Рис.9.3.19. Диаграмма зависимости уровня установившихся остаточных напряжений $\sigma_{ост}^{уст}$ для сварных образцов

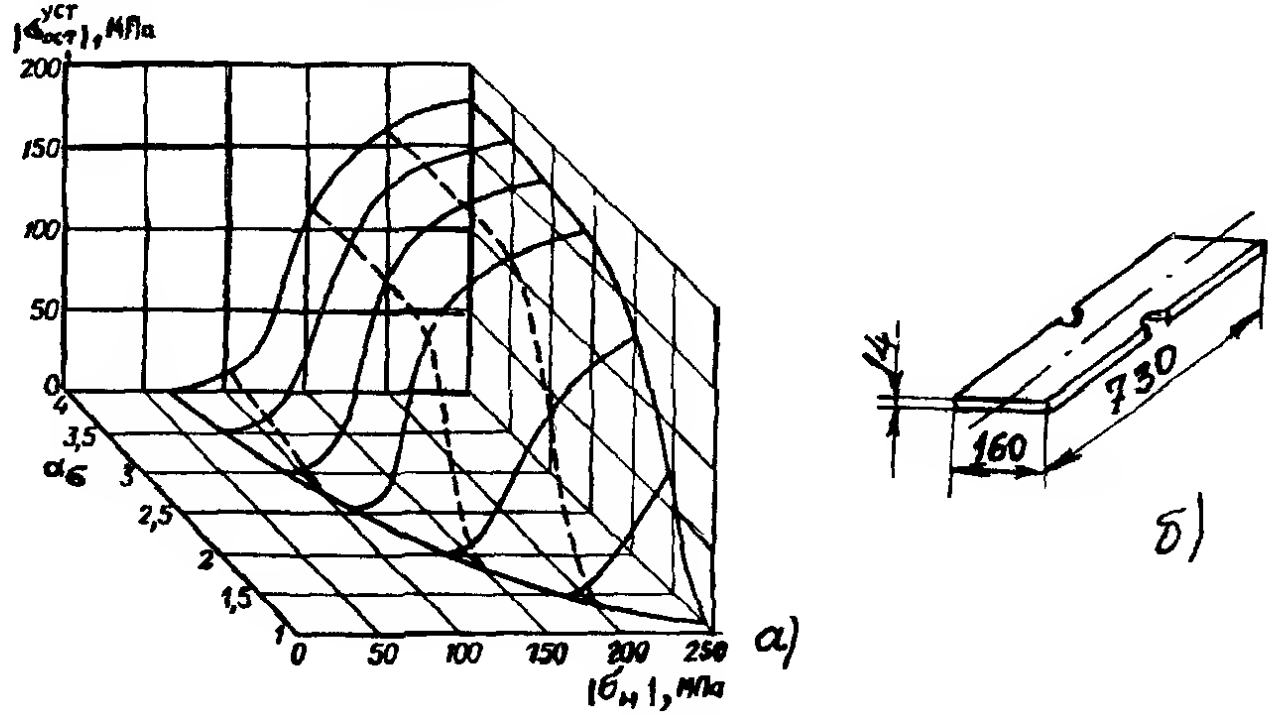


Рис.9.3.20. Диаграммв зависимости уровня устанавливающихся остаточных напряжений $\sigma_{ост}^{уст}$ для образцов без сварки

В процессе циклического нагружения в зоне концентрации напряжений остаточные напряжения формируются даже тогда, когда в исходном состоянии их не было.

Показано, что как при пульсирующем отнулевом растяжении, так и пульсирующем сжатии образцов без сварки (рис.9.3.20,*б*) абсолютные значения установившихся остаточных напряжений $|\sigma_{ост}^{уст}|$ оказываются практически одинаковыми при прочих равных условиях и одинаковой геометрии образцов [318]. Представление об изменении $|\sigma_{ост}^{уст}|$ в зависимости от $|\sigma_н|$ и коэффициента концентрации напряжений α_σ дает пространственная диаграмма, показанная на рис.9.3.20,*а*.

В сварных бислойных соединениях существенное влияние на распределение и уровень остаточных напряжений как после сварки, так и после термообработки может оказать различие коэффициентов линейного расширения соединяемых элементов. Как видно из рис.9.3.21 и рис.9.3.22, последующая термообработка сварных разнородных дисков не только не приводит к устранению остаточных напряжений, но и способствует появлению в зоне соединения резких градиентов напряжений [96, 94]. При усталостном нагружении таких разнородных соединений наличие высокого уровня остаточных напряжений может приводить к снижению их работоспособности. Применительно к лопастям колес крупных гидротурбин было показано, что при термообработке таких колес снижению $\sigma_{ост}$ способствует медленное охлаждение от температур отпуска до температур порядка 500 °С. Из рис.9.3.23 видно, что охлаждение сварных плит 0Х12НД-Л + 15Г2В-Л со ско-

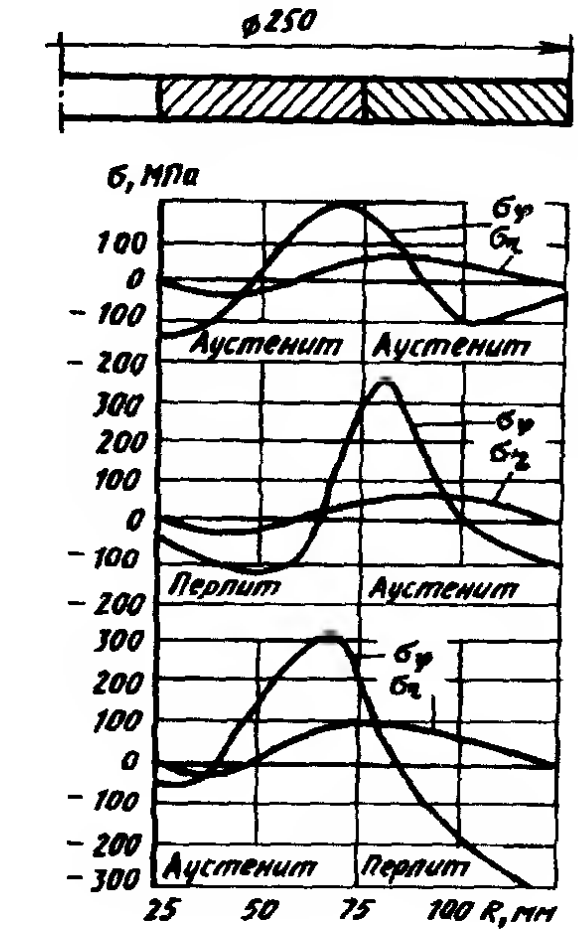


Рис.9.3.21. Эпюры остаточных напряжений в сварных дисках диаметром 250 мм. Исходное состояние — после сварки

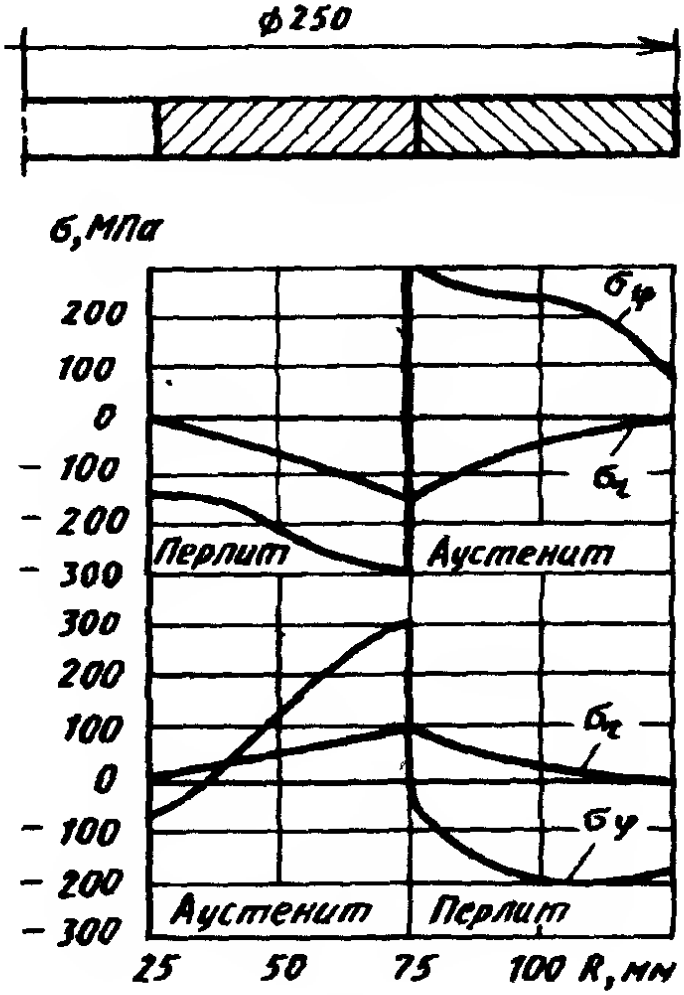


Рис.9.3.22. Эпюры остаточных напряжений в сварных дисках диаметром 250 мм. Отпуск после сварки 650 °С

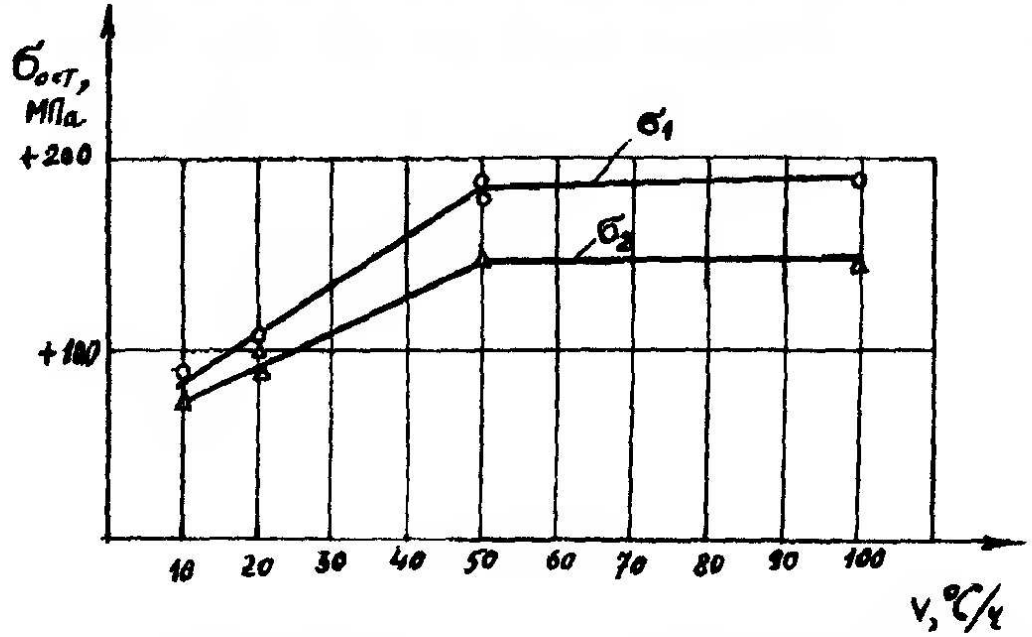


Рис.9.3.23. Влияние скорости охлаждения *V* при отпуске на значения остаточных напряжений в сварном шве разнородного соединения (σ_1 — вдоль шва; σ_2 — поперек шва)

ростью 10-20 °С / ч обеспечивает уровень остаточных напряжений существенно ниже, чем при скорости охлаждения 50 °С / ч [83, 84].

Обеспечение высокой усталостной прочности бислойных элементов, например лопастей крупных колес гидротурбин, облицованных сваркой взрывом, также существенно зависит от сочетания основного металла и металла облицовки. Так, например, образцы из стали 22К, облицованные сталью 1Х18Н10Т, после отпуска 630 °С имели предел выносливости 95 МПа, тогда как образцы, облицованные сталью 1Х13 после такой же термообработки, имели предел выносливости 185 МПа, что близко к пределу выносливости стали 22К. Такое повышение усталостной прочности в последнем случае объясняется образованием остаточных сжимающих напряжений в облицовке и под ней [57, 325].

Частота и характер изменения нагрузок во времени

При обычных усталостных испытаниях,выполняемых в диапазоне частот нагружения 10...100 Гц, долговечность изменяется незначительно, и этим фактором обычно пренебрегают. Влияние более низких частот порядка нескольких циклов в минуту может проявляться в некотором смещении всей кривой усталости влево в область меньших долговечностей. Так, испытаниями образцов с отверстиями и образцов со сварными швами из низкоуглеродистой стали было показано, что наиболее заметное снижение долговечности до 2...2,5 раз наблюдается в интервале частот 300...30 циклов в минуту вне зависимости от асимметрии цикла.

Поскольку импульс, приложенный к любой упругой системе, вызывает в ней свободные колебания и частота этих колебаний не

совпадает с частотой приложения рабочих нагрузок, то для многих элементов конструкций и деталей машин характерны нагружения с двумя и большим числом частот, накладываемых друг на друга. Так, например, еще при первых виброиспытаниях целых сварных конструкций наблюдалось на первый взгляд странное явление. Первоначальные разрушения наступали нередко не в наиболее напряженных согласно расчету зонах, а в относительно мало напряженных или в "нерабочих" элементах. В тот период достаточного внимания изучению связи таких разрушений с эффектом "дребезжания", то есть беспорядочной вибрации с повышенной по сравнению с частотой основного тона колебаний, уделено не было. Позднее измерения, выполненные в процессе эксплуатации различных машин и конструкций, позволили установить, что в условиях двухчастотного нагружения (рис.9.3.24) соотношения этих составляющих могут меняться в широких пределах отношений σ_2 / σ_1 от 0,03 до 0,5 и частот f_2 / f_1 от 1 до нескольких тысяч [54, 317]. Было показано, что при двухчастотном нагружении усталостная прочность может снижаться в значительно большей степени, чем при одночастотном нагружении с максимальной амплитудой, равной суммарной величине амплитуд обеих составляющих цикла. Однако известны также и противоположные случаи, когда сопротивление усталости при двухчастотном нагружении не снижается, а даже несколько повышается.

Исследования, проведенные в ИЭС им. Е.О.Патона, показали возможность определения долговечности N_{II} при двухчастотном нагружении по кривым усталости для одночастотного нагружения N_I на основе соотношения

$$N_{II} = \frac{N_I}{\varkappa}. \qquad (9.3.1)$$

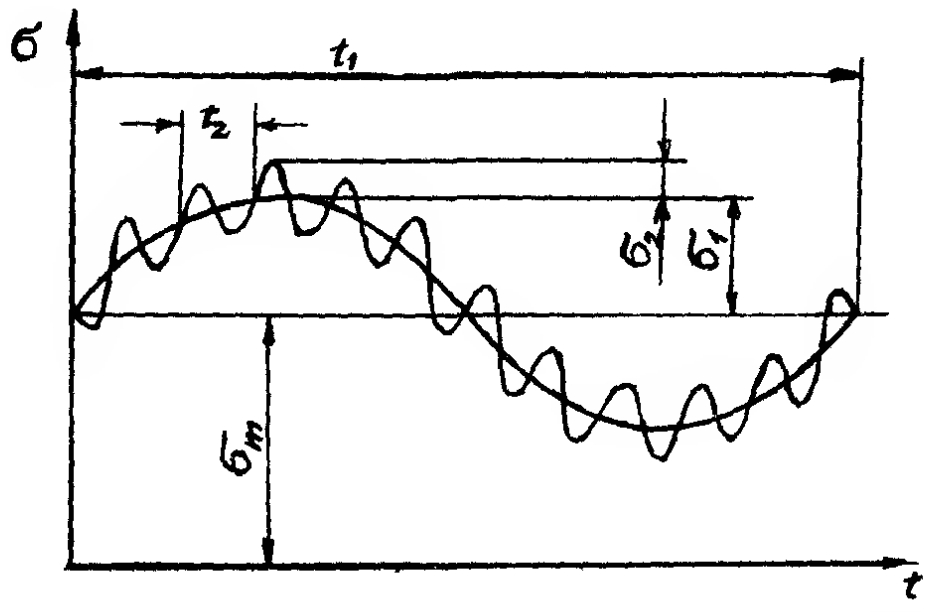


Рис.9.3.24. Схема суммирования напряжений при двухчастотном нагружении

Эти исследования [317] позволили установить, что коэффициент $\varkappa$ остается инвариантным к изменениям, связанным со степенью концентрации напряжений, остаточной напряженностью, характеристикой цикла, видом и уровнем нагружения, но зависит от амплитудных $\sigma_в / \sigma_н$ и частотных $f_в / f_н$ отношений:

$$\varkappa = \left(\frac{f_2}{f_1} \right)^{v \frac{\sigma_2}{\sigma_1}}, \qquad (9.3.2)$$

где f_2 — высокая частота; f_1 — низкая; σ_2 — амплитуда напряжения, вызываемая высокой частотой; σ_1 — амплитуда напряжения, вызываемая низкой частотой; v — коэффициент, отражающий влияние материала. Для сталей он может меняться в пределах 1,3-1,8.

В результате теоретического исследования, выполненного в [85, 86] на основе энергетических представлений, получено аналитическое выражение, характеризующее изменение долговечности при двухчастотном нагружении относительно одночастотного в виде

$$\frac{N_{II}}{N_I} = \frac{1}{\left[(1 - b)^2 + P b^2\right]^{1/2}}, \qquad (9.3.3)$$

где $P = \dfrac{f_2}{f_1}$; $b = \dfrac{\sigma_2}{\sigma_1 + \sigma_2} = \dfrac{\sigma_2}{\sigma_{max}}$.

В общем случае произвольное изменение нагрузки во времени можно представить как действие некоторого среднего напряжения σ_m, на которое наложен переменный процесс случайных колебаний, характеризуемый параметром $x = \sigma - \sigma_m$. Для определения функции распределения амплитуд напряжений, эквивалентной рассматриваемому случайному процессу по степени вносимого усталостного повреждения, используют различные способы систематизации. На рис.9.3.25 представлен пример обработки участка осциллограммы в пределах одного блока нагружения $t_б$, по методу "дождя" [117]. Установленная в результате такой обработки функция распределения амплитуд с общим числом циклов V_σ в блоке нагружения является исходной информацией о случайной нагруженности, используемой при расчете на выносливость. На рис.9.3.26 схематически показан один блок нагружения, состоящий из r ступеней, каждой из которых соответствует амплитуда напряжений $\sigma_{a\,i}$ при числе циклов повторения этой амплитуды в блоке $V_{i\sigma}$, $i = 1, 2 \ldots r$. Если число блоков нагружения до появления трещины λ, то число циклов повторения амплитуды составит

$$n_i = \lambda V_{i\sigma}. \qquad (9.3.4)$$

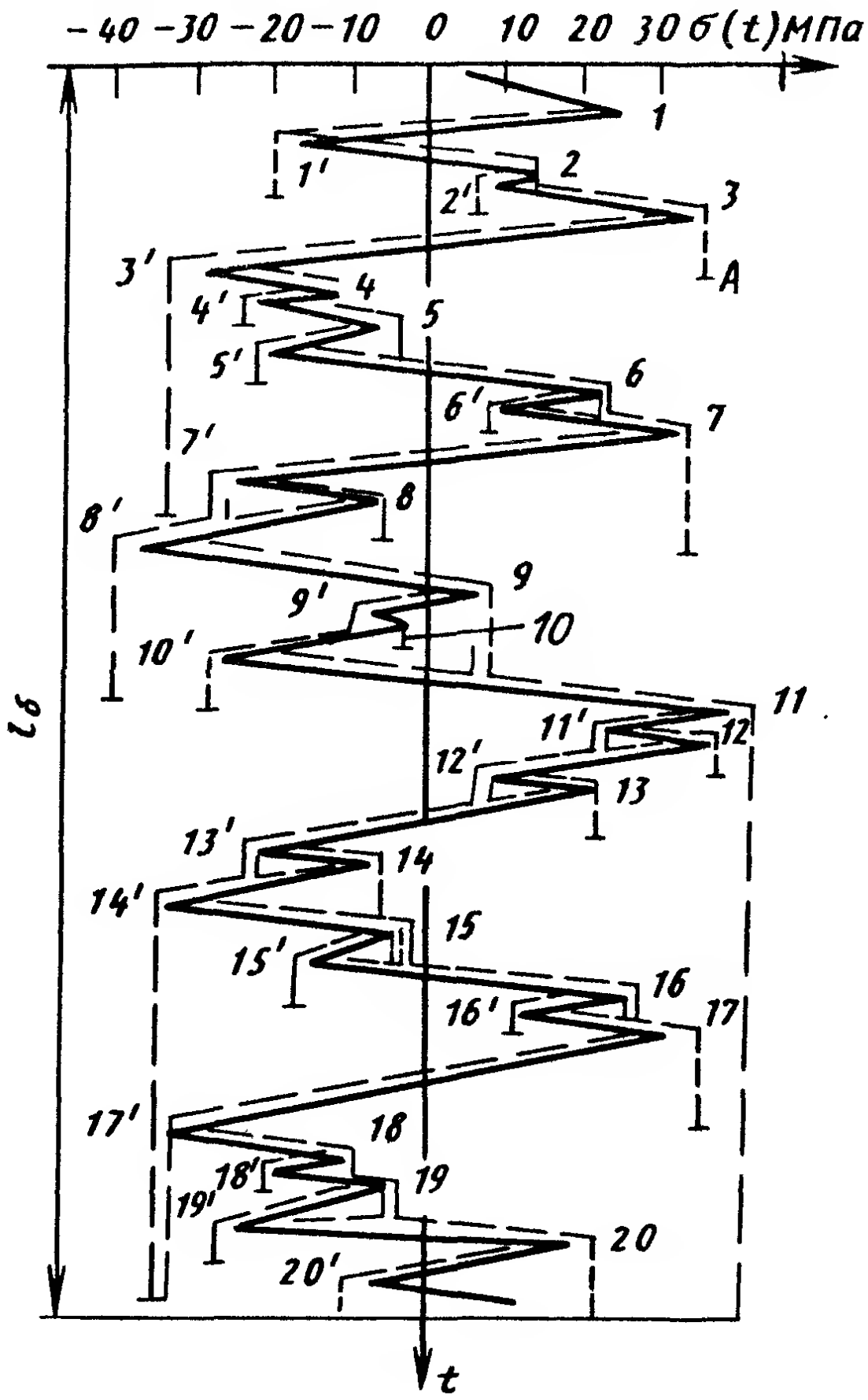


Рис.9.3.25. Обработка осциллограммы по методу "дождя"

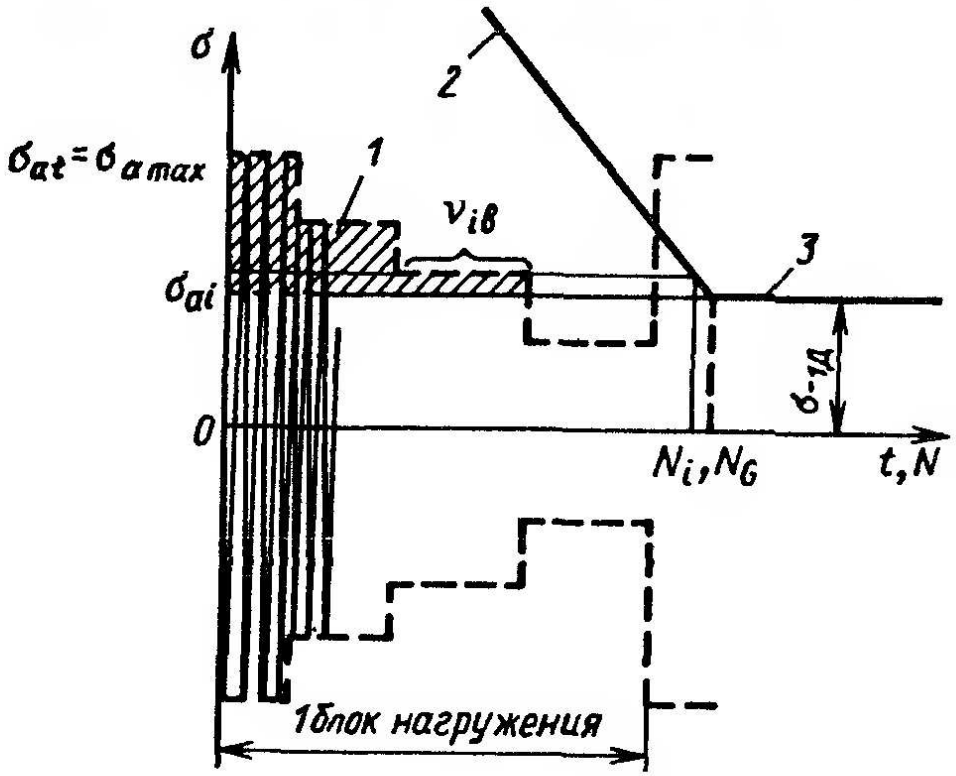


Рис.9.3.26. Схема, поясняющая линейную гипотезу суммирования усталостных повреждений:
1 — блок нагружения; *2, 3* — кривые усталости

Согласно линейной гипотезе суммирования усталостных повреждений доля ресурса, выработанная при этой амплитуде, составит n_i / N_i, где N_i — число циклов до разрушения, определенное по кривой усталости для амплитуды σ_{ai} (рис.9.3.26). В этом случае условие разрушения принимает вид

$$\sum_{(\sigma_{ai} \geq \sigma_{-1д})} \frac{n_i}{N_i} = 1 . \qquad (9.3.5)$$

Неравенство под знаком суммы показывает, что отношения n_i / N_i, соответствующие амплитудам $\sigma_{ai} < \sigma_{-1д}$, не должны входить в сумму, так как для этих амплитуд $N_i = \infty$. Это условие соответствует кривой усталости, имеющей горизонтальный участок (линия *3* на рис.9.3.26) [117].

§ 9.4. Методы повышения сопротивления усталости сварных соединений

Повышение сопротивления усталости можно обеспечить, во-первых, снижением в сварных соединениях концентрации напряжений, а во-вторых, благоприятным изменением поля остаточных напряжений. Минимальную концентрацию напряжений стремятся обеспечить как за счет рационального выбора видов соединений, а также методов и приемов сварки, так и путем устранения резких переходов от шва к основному металлу, механической зачисткой, электродуговой обработкой или нанесением покрытий.

Все названные способы оказываются эффективными в частных случаях. Механическая зачистка швов, по данным [321], дает повышение усталостной прочности в соединениях встык при $R = -1$, меньше при $R = 0$ и почти не повышает усталостную прочность лобовых и фланговых швов.

Электродуговая обработка швов также более эффективна для стыковых швов и менее — для угловых [253].

Влияние покрытий изучено еще в ограниченной степени. Так, в работе [349] было показано, что нанесение полимерных покрытий на образцы с надрезом при знакопеременном изгибе повышает их усталостную прочность почти вдвое, а нанесение покрытий на образцы со стыковыми соединениями — на 75%. Однако повторные испытания тех же образцов при растяжении-сжатии положительного эффекта не дали. Более действенное влияние могут оказывать металлические покрытия, нанесенные, например, путем горячего цинкования [362].

Методы устранения и перераспределения остаточных напряжений многообразны.

Высокий отпуск является наиболее универсальным способом снятия остаточных напряжений. Целесообразность использования такого приема для уменьшения искажений размеров и формы конструкций в процессе механической обработки, при вылеживании и эксплуатации не вызывает сомнений. Однако наряду со снятием остаточных напряжений высокий отпуск может вызвать существенное изменение структуры и свойств металла, в особенности в зонах концентрации пластических деформаций. Поэтому значительный период времени целесообразность использования высокого отпуска для конструкций, работающих под переменными нагрузками, оставалась неясной, поскольку результаты исследований различных авторов в пятидесятых годах были противоречивы [378, 344].

Дальнейшие исследования позволили раскрыть сложный характер влияния на усталостную прочность снятия остаточных напряжений высоким отпуском в зависимости от характеристики цикла, уровня

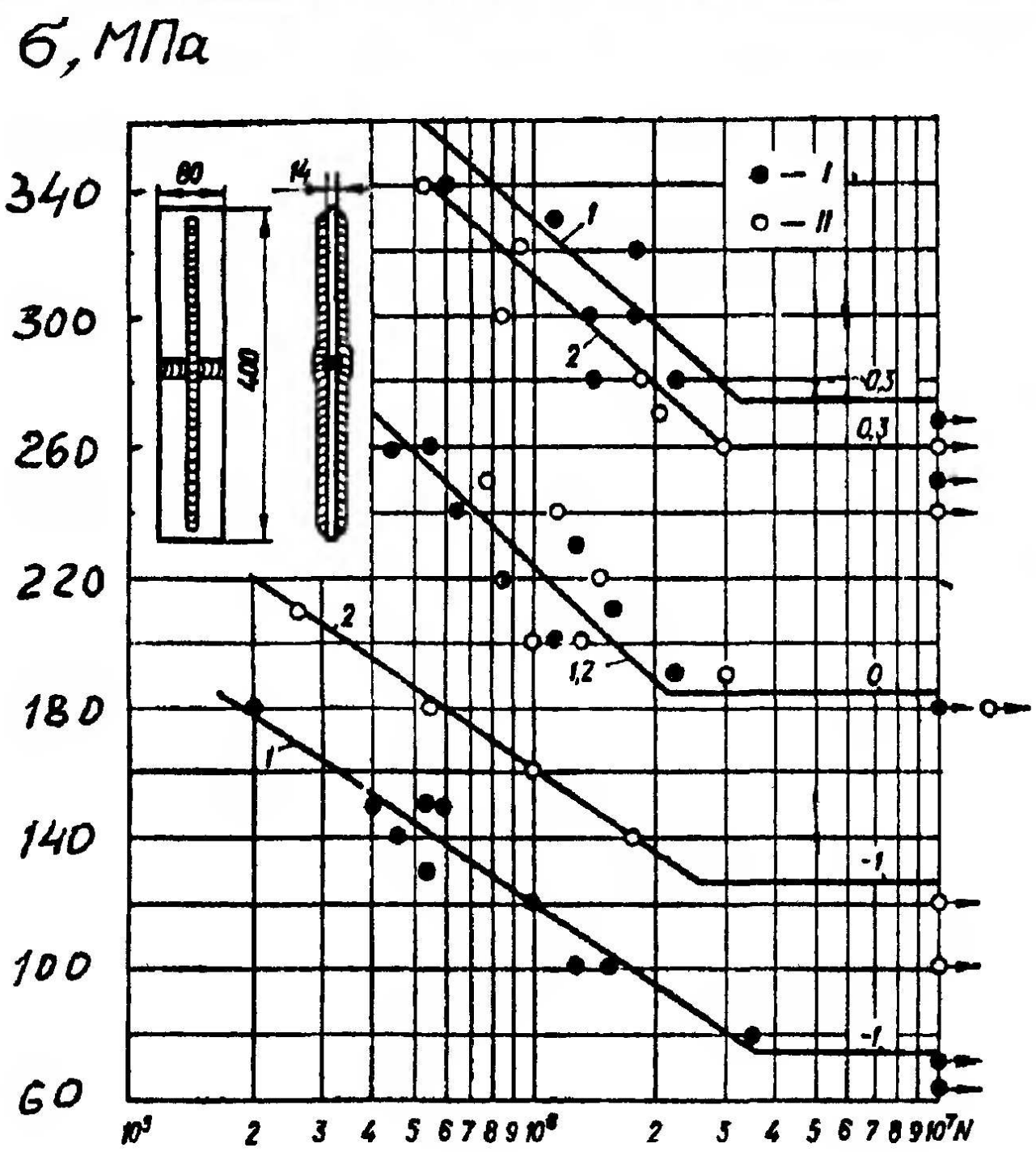


Рис.9.4.1. Выносливость образцов из стали 14Г2 с пересекающимися швами в исходном состоянии (1) и после высокого отпуска (2) при знакопеременном, пульсирующем и асимметричном циклах:

1 — долговечность образцов в исходном состоянии; *11* — долговечность образцов после высокого отпуска

остаточных напряжений и типа соединения [321, 317]. Так, на рис.9.4.1 можно видеть различие во влиянии высокого отпуска в зависимости от характеристики цикла R.

При прочих равных условиях положительное влияние высокого отпуска по мере увеличения степени концентрации напряжений снижается. Можно считать установленным, что стыковые соединения из

низкоуглеродистых и низколегированных сталей при доброкачественном их выполнении работают в эксплуатации вполне удовлетворительно и без высокого отпуска. Соединения с угловыми швами, обладающие низкой усталостной прочностью, не улучшают своих качеств в результате отпуска, а, напротив, их ухудшают, в особенности при циклах $R \geq 0$.

Однако опыт изготовления ряда сложных и ответственных сварных конструкций (котлов, сосудов высокого давления, конструкций атомной промышленности, криогенной аппаратуры и др.) показывает, что не только высокий отпуск, но в ряде случаев и более высокотемпературная термическая обработка оказываются необходимы и используются как для снятия остаточных напряжений, так и для выравнивания и улучшения структуры металла.

С 40-х годов ставились обширные эксперименты по изысканию методов регулирования остаточных напряжений обращением их из вредных факторов в полезные. Одним из инициаторов повышения усталостной прочности сварных соединений наложением на них полезных остаточных напряжений методом механического воздействия был ЦНИИТМАШ [126].

Первоначально были поставлены эксперименты по обдувке соединений разных типов на дробеструйной установке. Было показано, что эффект повышения усталостной прочности в этом случае достигается созданием в поверхностных слоях, в том числе в зонах концентраторов, напряжений сжатия. Последние уменьшали остаточные напряжения растяжения, наиболее опасные в отношении возникновения трещин. Однако дробеструйная обработка позволяет получить глубину наклепанного слоя не более 0,7 мм.

Более эффективным и производительным оказался способ обработки пучком проволок. По данным ЦНИИТМАШ, за 1ч возможно упрочнить 5...6 м шва, причем остаточные напряжения в обработанном слое достигают 320 МПа при глубине до 2 мм. Разработчики метода широко рекомендуют его для повышения усталостной прочности многих видов конструкций: рам тележек подвижного состава, мостовых кранов и т.д.

Следует подчеркнуть, что метод поверхностной обработки эффективен и в соединениях с угловыми швами, а также в других соединениях с выраженными концентраторами напряжений. В сварных соединениях, не имеющих резко выраженных концентраторов, применение указанного метода столь эффективных результатов не дает [126].

Эффективным способом снятия растягивающих и даже создания сжимающих остаточных напряжений является перегрузка конструкций. Например, при перегрузке сварного соединения ребра с пластиной напряжениями до 0,9 $\sigma_{тек}$, остаточные напряжения с 112 уменьшались

до 10 МПа, а предел выносливости при $R = 0$ в результате этого повысился с 66 до 155 МПа [315, 67].

Предварительная статическая нагрузка, вызывающая напряжения, равные допускаемым в основном металле, повышает усталостную прочность на 40-50% в соединениях стыковых, угловых, связующих [366, 14].

Был разработан метод создания полезных сжимающих напряжений в зонах концентраторов точечным нагревом и получены убедительные данные о возможности его использования для повышения усталостной прочности соединений разного типа [367, 354, 353]. Помимо точечного, делались попытки создания полезных сжимающих напряжений прогреванием полос металла вдали от концентраторов [80].

Недостатком этих методов является трудность определения требуемой зоны разогрева. Ошибка в положении зоны может привести к отрицательным результатам. Поэтому в производственных условиях метод повышения усталостной прочности путем местного нагрева распространения не получил.

Из всех приемов обработки сварных соединений наименее трудоемкой является локальная обработка зон концентрации напряжений взрывом с целью создания в них напряжений сжатия. Предложение использовать такой метод для повышения сопротивления усталостному разрушению сварных соединений было сделано впервые в ИЭС им. Е.О.Патона в начале 60-х годов. Поздние исследования этого метода были выполнены и за рубежом.

Обработку взрывом применяют для снятия остаточных напряжений в стыковых швах декомпозеров для повышения их коррозионной стойкости. Использование такой обработки для повышения усталостной прочности сварных металлоконструкций еще требует преодоления ряда формальных и организационных препятствий [320].

Применительно к сварным соединениям низкоуглеродистых и низколегированных сталей данные об эффективности различных видов обработки представлены в табл. 9.4.1.

Можно видеть, что для большинства соединений приемы обработки, направленные на создание сжимающих остаточных напряжений, оказываются эффективнее, чем методы, основанные на снижении концентрации напряжений. Исключение составляют стыковые соединения, для которых механическая зачистка швов и электродуговая обработка столь же эффективны, как и поверхностный наклеп.

Приведенные в табл. 9.4.1 данные подтверждают ранее высказанные соображения о том, что улучшение усталостной прочности имеет главным образом качественный характер, тогда как количественное улучшение достаточно неопределенно и в зависимости от наличия дополнительных факторов может давать весьма значительный разброс результатов. Поэтому при расчете сварных конструкций в процессе проектирования использование этих данных оказывается практически

Таблица 9.4.1

Повышение пределов выносливости сварных соединений низкоуглеродистых и низколегированных сталей (%) после различных видов обработки [320]

Вид обработки	Соединение			Прикрепление конструктивных и связующих элементов
	стыковое	с лобовыми швами	с фланговыми швами	
Механическая зачистка швов	60—90 / 20—95	20 / 5—25	— / 0—10	— / 0—30
Электродуговая обработка швов	35—90 / 35—280	— / 30	—	60—80 / 10—20
Высокий отпуск	30—70 / 0	— / 0	30 / 0	90—260 / 60
Предварительная статическая перегрузка	50 / —	—	— / 45	— / 40
Поверхностный наклеп	80—105 / 35—55	40—100 / 60	20—40 / 25	255 / 25—75
Точечный и местный нагрев	—	—	— / 80—105	65 / 45—200
Точечное и линейное пластическое обжатие	40 / 30	—	— / 70—90	110 / —
Импульсная обработка (взрыв)	— / 25	—	—	75—120 / 45—125
Ультразвуковая ударная обработка	85 / 40—60	—	—	— / 120

Примечание: в числителе приведены данные при $R = -1$, в знаменателе — при $R = 0$.

недоступным. Однако в серийном производстве при отлаженной технологии обработки, обоснованной проведением специального исследования, такие мероприятия могут давать эффект, в особенности с позиции увеличения запаса по долговечности.

§ 9.5. Развитие подходов к назначению норм допускаемых напряжений в расчетах на выносливость

Расчет усталостной прочности сварных строительных конструкций в течение ряда лет претерпевал изменения за рубежом, а также в СССР в результате развития научно-исследовательских работ, главным образом в ИЭС им.Е.О.Патона, в строительных организациях, на железнодорожном транспорте.

В СССР допускаемые напряжения на сварные швы впервые регламентированы "Едиными нормами строительного проектирования" в 1930 году [214, 215].

Их значения для стали при статических нагрузках приведены в табл. 9.5.1.

Таблица 9.5.1

Нормы допускаемых напряжений в сварных швах в 1930 г.

Род усилия	При учете действия основных нагрузок, кГ/мм^2 (МПа)	При учете действия основных и дополнительных нагрузок, кГ/мм^2 (МПа)
Сжатие	10,00 (100)	12,00 (120)
Растяжение	9,00 (90)	11,00 (110)
Срез	7,20 (72)	8,70 (87)

Для сооружений, работающих под действием непрерывной знакопеременной нагрузки, цифры допускаемых напряжений снижаются на 1/3.

Примерно такие же значения допускаемых напряжений при статическом нагружении предусматривал American Building Code [215].

В 1929 году в США был опубликован проект технических условий применительно к мостостроению [214], предлагавший для учета применимости действующих напряжений использовать следующие соотношения:

$$n_{max} + \frac{1}{2}\left(n_{max} - n_{min}\right) \le 1150 \text{ кГ/см}^2 , \qquad (9.5.1)$$

$$t_{max} + \frac{1}{2}\left(t_{max} - t_{min}\right) \le 750 \text{ кГ/см}^2, \qquad (9.5.2)$$

где n_{max}, n_{min} и t_{max}, t_{min} — соответственно значения нормальных и касательных напряжений.

Первые технические условия проектирования сварных мостов НКПС 1932 года (СССР) требовали понижения допускаемых напряжений для "сварных соединений, испытывающих переменные усилия" путем умножения на "коэффициент уменьшения допускаемых напряжений γ", определяемый независимо от вида соединения и формы шва по формуле [274]

$$\gamma = \frac{^3/_4\, S' + {}^1/_4\, S''}{S'}, \qquad (9.5.3)$$

где S' и S'' — "наибольшее и наименьшее значения от основной группы сил" со своими знаками,

$$\gamma_{min} = \frac{1}{2} \quad \text{при знакопеременном цикле } R = -1.$$

В 1934 году в Германии были выпущены технические условия на проектирование и расчет промышленных сооружений и мостов (DIN 4100), устанавливавшие допускаемые напряжения в швах в зависимости от допускаемого напряжения на основной металл $\sigma_{доп}$ для стыковых швов 0,75 $\sigma_{доп}$ при растяжении и 0,85 $\sigma_{доп}$ при сжатии, а для валиковых швов 0,65 $\sigma_{доп}$ [274].

Затем в Германии допускаемые напряжения при усталостных нагрузках было рекомендовано устанавливать умножением значения допускаемого напряжения при статическом нагружении на произведение двух коэффициентов γ и α [216]. Первый из них учитывает переменность действующего усилия $\gamma = 1 - 0{,}3\,\frac{S_{min}}{S_{max}}$, а второй — влияние концентрации напряжений в зависимости от типа конструкции, характера усилия и характеристики цикла нагружения.

Согласно техническим условиям США на проектирование сварных соединений в мостостроении (1936 г.) коэффициенты снижения допускаемых напряжений γ были также дифференцированы по видам соединений, и для стыковых соединений γ были установлены более высокими, нежели для угловых швов [216]. На рис. 9.5.1 представлена карта допускаемых напряжений, определяемых пересечением прямой, проведенной под углом β к горизонтали, с усталостными линиями, характеризующими прочностные свойства сварных соединений различных видов [218]:

$$\operatorname{tg}\beta = \frac{2}{1 + R}. \qquad (9.5.4)$$

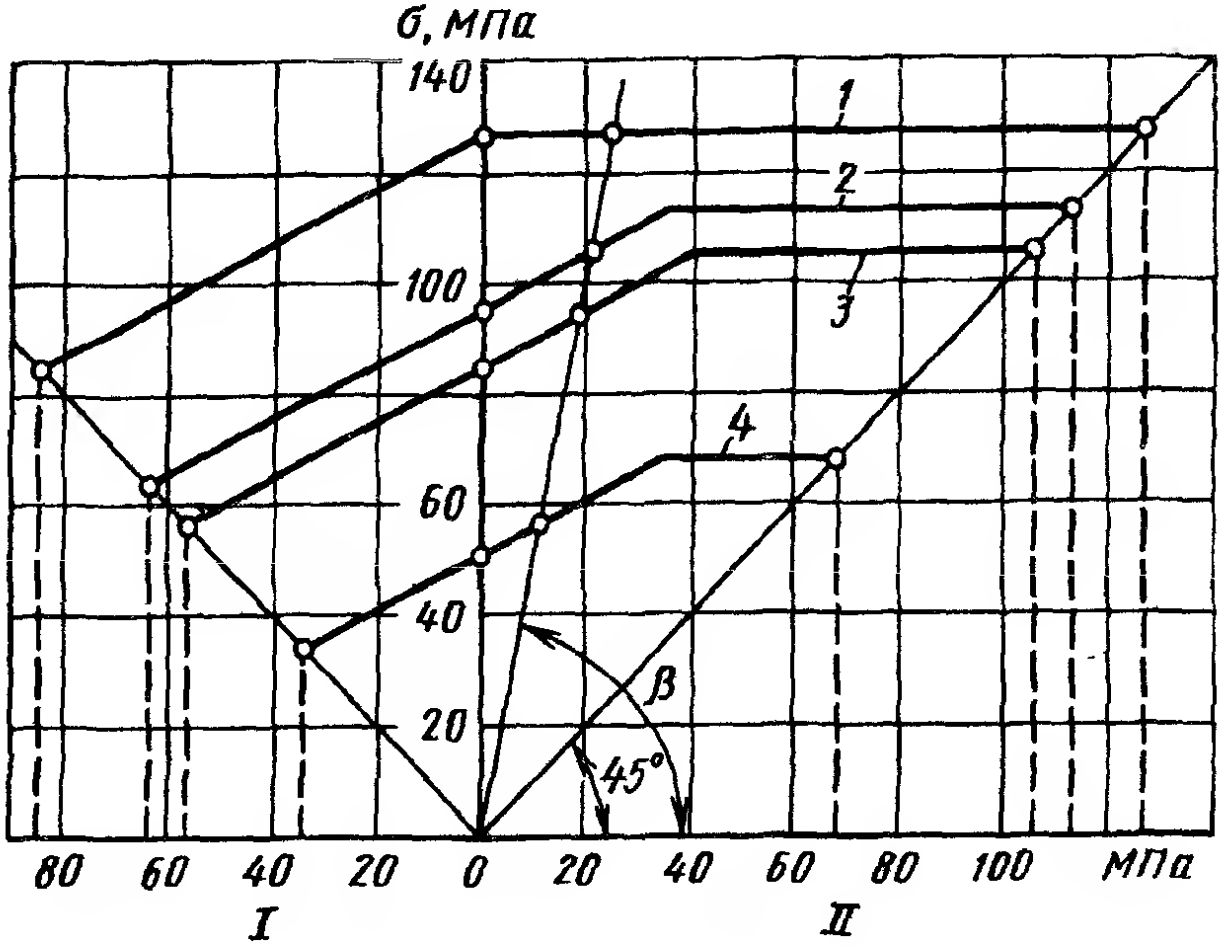


Рис.9.5.1. Карта определения допускаемых напряжений в сварных мостах (США, 1936 г.):
1 — для основного металла вне зоны шва; *2* — для стыкового соединения; *3* — для основного металла у валиковых швов; *4* — для валиковых швов; *I* — область знакопеременных напряжений; *II* — область переменных напряжений

Таким образом, применительно к мостостроению в Германии и США уже к середине 30-х годов при назначении допускаемых напряжений на основной металл стали учитывать как амплитуду изменения усилий, так и тип сварных соединений.

В СССР для строительных конструкций такой подход применения не получил. Согласно проекту технических условий 1937 года [216, 218, 219], допускаемые напряжения на сварные соединения назначали в зависимости от технологического процесса сварки и характера действующих сил, причем для конструкций, подвергаемых длительным воздействиям переменных нагрузок, использовали коэффициент γ, определяемый как

$$\gamma = \frac{S_{max}}{S_{max} + 0{,}3\,(S_{max} - S_{min})}. \qquad (9.5.5)$$

В тот период в СССР различий в значениях γ для стыковых и угловых швов не делали. Затем такое различие было введено: для стыковых соединений при $R > 0$ $\gamma = 1$; при $R < 1$ согласно выражению

$$\gamma = \frac{1}{1 - \frac{1}{3}\frac{S_{max}}{S_{min}}}; \qquad (9.5.6)$$

для валиковых швов, прорезных швов

$$\gamma = \frac{1}{\frac{4}{3} - \frac{1}{3}\frac{S_{max}}{S_{min}}}. \qquad (9.5.7)$$

Однако прочность основного металла около швов продолжали определять без учета концентрации напряжений, вызванных швами. В 1948 году в СССР была введена методика расчета конструкций по предельным состояниям, наступление которых требует прекращения эксплуатации [292, 293], а связь с условиями работы конструкции устанавливается введением статистически определяемых коэффициентов.

Методика расчета по предельным состояниям легла в основу Строительных норм и правил (СНиП). В развитие СНиП в 1952-1956 годах ЦНИИС были составлены технические условия на проектирование мостов (ТУПМ-56) [294, 306], также предусматривающие использование вместо общего коэффициента запаса систему расчетных коэффициентов, определяемых статистически.

В практику расчета конструкций под усталостными нагрузками вводится учет концентрации напряжений в околошовных зонах. С этого момента основное внимание проектировщиков переключается с анализа прочности швов на анализ прочности основного металла в зонах, прилегающих к швам [76, 77]. Это обосновывалось и данными эксплуатации. Как правило, в конструкциях, работающих под переменными нагрузками, трещины возникали не в швах, а в прилегающих к ним зонах основного металла. Подсчет значений коэффициента снижения допускаемых напряжений применительно к действию переменных нагрузок производили по формуле

$$\gamma = \frac{1}{0{,}6\,K_э + 0{,}2 - (0{,}6\,K_э - 0{,}2\,R)} \le 1{,}00\,, \qquad (9.5.8)$$

где $R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}}$; $K_э$ — эффективный коэффициент концентрации напряжений.

Введение в расчет сварных соединений коэффициентов понижения допускаемых напряжений в основном металле потребовало существен-

ного пересмотра методики проектирования, уменьшения количества угловых швов в несущих элементах.

В мостовых и других видах конструкций требование уменьшения количества рабочих швов приводило к необходимости не только замены одного вида соединений (угловых швов) другими (стыковыми швами), но отражалось на выборе генеральных форм. сварных конструкций. Например, значительная концентрация напряжений в угловых швах соединений раскосов и стоек с поясами ферм явилась одной (может быть, не главной) причиной развития тенденции замены решетчатых ферм большепролетными балками.

Введение в практику расчетов прочности указанных нормативов резко понижало расчетную несущую способность элементов в зоне сварных швов. Это особенно проявлялось при расчете конструкций из низколегированных сталей.

Таким образом, постепенно в отечественной и мировой практике проектирования находят отражение экспериментальные исследования, установившие высокую концентрацию напряжений в основном металле околошовных зон, высокую чувстствительность к усталостным нагружениям прочных сталей, влияние числа нагружений на предельные разрушающие напряжения.

Согласно Нормам строительного проектирования [305, 296], а также СНиП-62, формула для определения коэффициентов γ была преобразована к виду

$$\gamma = \frac{1}{a\,K_э \pm b - (a\,K_э \mp b)\,R} \leq 1{,}00\,, \qquad (9.5.9)$$

где $a = 0{,}75$; $b = 0{,}30$ — для сталей обыкновенного качества; $a = 0{,}8$; $b = 0{,}30$ — для сталей низколегированных.

При этом верхние знаки в знаменателях дроби принимались при σ_{max} растягивающих, нижние — при σ_{max} сжимающих. Дополнительно была введена дифференциация значений коэффициента $K_э$ в зависимости от технологического процесса (сварка ручная, полуавтоматическая и т.д.). По сравнению с формулой (9.5.8), рекомендованной в свое время для сварных железнодорожных мостов, формула (9.5.9) дает более низкие коэффициенты γ.

Величины эффективных коэффициентов концентрации $K_э$ для определения коэффициентов γ применительно к крановым конструкциям были установлены в 1960 году. Они мало отличались от коэффициентов $K_э$, применяемых в строительной промышленности [304]. В следующем издании СНиП-72 [297] расчет конструкций на усталость было рекомендовано проводить введением коэффициентов

$$\gamma = \frac{c}{a - b\,R}\,, \qquad (9.5.10)$$

если наибольшее по абсолютной величине напряжение является растягивающим, и

$$\gamma = \frac{c}{b - a R}, \qquad (9.5.11)$$

если сжимающим.

Значения коэффициентов a, b, c зависят от уровня прочности металла, ожидаемого количества нагружений и типа соединений, отличающихся по уровню концентрации напряжений.

Таким образом, в этих нормах учитываются все главные факторы, определяющие усталостную прочность: типы соединений (коэффициенты a, b), продолжительность эксплуатации (коэффициент c, зависящий от N) и марки стали (обыкновенного качества или низколегированной). С другой стороны, всеобъемлющий характер коэффициента γ делал непонятной его суть и лишал ясности всю методику расчета строительных конструкций на выносливость [113]. В конце 60-х годов было показано, что более объективную оценку усталостной прочности сварных соединений можно получить путем статистической обработки многочисленных данных по пределам выносливости.

В дальнейшем допускаемое напряжение все больше стали определять непосредственно через предел выносливости (или предел ограниченной выносливости) и коэффициент запаса прочности.

Предел выносливости устанавливали опытным путем в зависимости от рода материала, типа соединения, определяющего концентрацию напряжений, от характеристик циклов R. Такой подход был применен в СССР при проектировании крановых конструкций.

Допускаемые напряжения при переменных нагрузках

$$[\sigma]_R = \frac{\sigma_R K_э}{n}, \qquad (9.5.12)$$

где n — коэффициент запаса прочности, принимается аналогичным коэффициенту запаса при статических нагружениях; $\sigma_R K_э$ — определяется по данным таблиц РТМ [286] в зависимости от марки стали, характеристик циклов R, эффективных коэффициентов концентрации $K_э$; значения $K_э$ приведены в таблицах для разных видов сварных соединений.

В случае, если конструкция эксплуатируется при ограниченном пределе выносливости, допускаемые напряжения, вычисленные по формуле (9.5.12), умножаются на коэффициент α, зависящий от ожидаемого числа циклов нагружений в процессе эксплуатации и коэффициента $K_э$.

Проектирование крановых конструкций регламентировано DIN 15018 1974 года. Подробно дифференцированы нагрузки: собст-

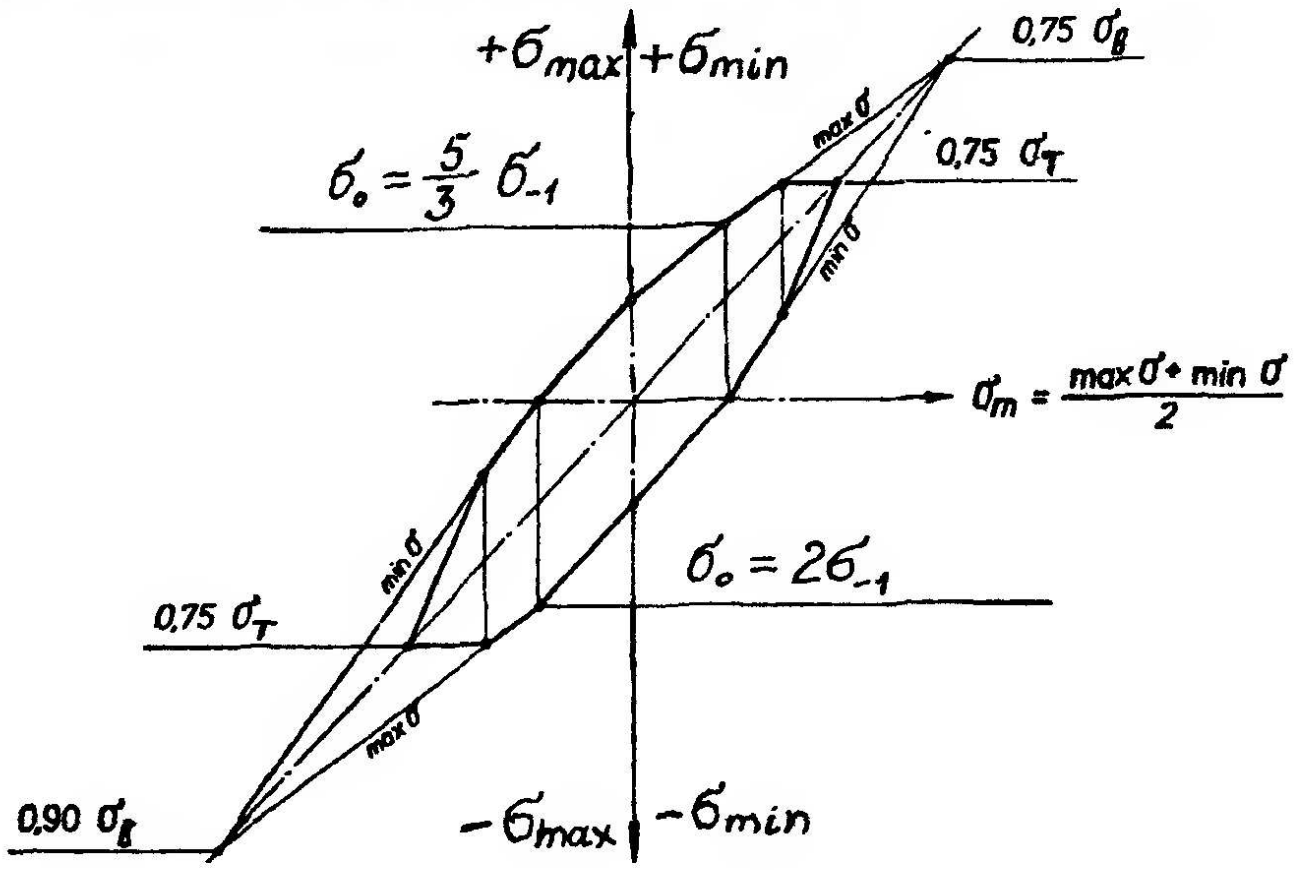


Рис.9.5.2. Диаграмма выносливости

венный вес конструкции, поднимаемый груз, усилия от приводов, центробежные силы, ветровые и т.д. Учет переменного характера усилий осуществляется по диаграмме (рис.9.5.2), на которой по горизонтальной оси отложены $\sigma_m = \frac{\sigma_{max} + \sigma_{min}}{2}$, по вертикальной оси — пределы выносливости.

Допускаемые напряжения при преимущественном растяжении в зоне знакопостоянных усилий

$$[\sigma]_R = \frac{5}{3 - 2R}\sigma_{-1}, \qquad (9.5.13)$$

в зоне знакопеременных усилий

$$[\sigma]_R = \frac{\sigma_0}{1 - \left(1 - \frac{\sigma_0}{0{,}75\,\sigma_в}\right)R}, \qquad (9.5.14)$$

где σ_{-1} — предел выносливости при $R = -1$; σ_0 — предел выносливости при пульсирующих усилиях, $\sigma_0 = {}^5/_3\,\sigma_{-1}$; $\sigma_в$ — предел прочности.

Подъемно-транспортные сооружения разделены на группы В1-В6, а сварные соединения на виды К0, К1, К2, К3, К4. В табл. 9.5.2

приведены допускаемые напряжения для сварных соединений, работающих в условиях симметричных циклов $R = -1$.

Можно видеть, что нормы DIN 15018 обладают особенностью: допускаемые напряжения в ответственных конструкциях В5, В6, работающих при $N \geq 2 \cdot 10^6$, снижаются чрезвычайно резко со 180 до 27 МПа, а при слабых концентраторах до 84 МПа. В то же время в конструкциях малоответственных, работающих при относительно малом числе циклов, допускаемые напряжения не понижаются вовсе.

Выпущенный ЦНИИТЭИТяжмашем в 1979 году для краностроения РТМ [123] позволяет в расчетах использовать как метод предель-

Таблица 9.5.2

Регламентация допускаемых напряжений в крановых конструкциях (DIN 15018, 1974 г.)

Группа подъемно-транспортного сооружения	Число нагружений N	Допускаемые напряжения для конструкций из стали 37, МПа				
		К0	К1	К2	К3	К4
		Стыковые соединения с обработкой швов	Стыковые соединения без обработки швов	Стыковые соединения элементов разной толщины без обработки	Стыковые соединения элементов разной толщины с резким переходом к шву	Угловые швы в нахлесточных и крестовых тавровых соединениях
Монтажные В1 ручные краны	$\leq 2 \cdot 10^5$	180	180	180	180	180
Портовые, В5 плавучие поворотные краны	$6 \cdot 10^5 - 2 \cdot 10^6$	118,8	106,1	89.1	63,6	38,2
Мостовые, В6 рудничные краны в металлургич. цехах, перегрузочные мосты	$\geq 2 \cdot 10^6$	84,0	75,0	63,0	45,0	27,0

ных состояний, так и метод допускаемых напряжений. Большое внимание уделено учету нагруженности элементов путем суммирования напряжений от отдельных внешних нагрузок, эквивалентных по усталостной повреждаемости. Для характерных схем соединений и расположения расчетных сечений приведены значения коэффициентов $K_э$, а в зависимости от $K_э$ и R на базе $2 \cdot 10^6$ и $5 \cdot 10^6$ циклов даны таблицы выносливости σ_R для каждого класса стали.

С 1979 года в США при расчетах прочности сварных соединений автодорожных мостов под усталостными нагрузками (*AREA*), ж/д мостов (*AASHTO*), а также всех прочих конструкций действуют нормы Structural Welding Code [372] Американского общества сварщиков. Согласно этому коду для всех сталей с пределом текучести до 690 МПа при циклических нагружениях допускаемые напряжения в сварных конструкциях назначаются в зависимости от вида соединений и ожидаемого числа нагружений. Подобно тому, как это предусмотрено в СНиП-72, все соединения разделены на группы *A, B, C, D, E,* где *A* — основной металл; *B* — швы в соединениях встык, а также стыковые швы, приваривающие планки к поясам (при радиусе сопряжения $r \geq 60$ мм); *C* — то же при радиусе 15-60 мм; *D* — то же при радиусе $r < 15$ мм; *E* — сварные угловые швы.

Допускаемые напряжения устанавливаются кодом согласно диаграммам (рис.9.5.3,*а,б*), на которых для каждой группы имеется своя усталостная кривая в зависимости от вероятного числа нагружений в эксплуатации. Обращают на себя внимание два обстоятельства: большая разница в допускаемых напряжениях при $N = 2 \cdot 10^6$ и 10^7, например, для группы *E* 56 и 35 МПа и очень низкие значения допускаемых напряжений для групп *D* и *E* по сравнению с группой *A* (168 МПа) при $N = 10^7$ нагружений. Значения напряжений даны при $R < 0$, но без дифференциации по *R*.

Таким образом, документ [372] в качестве основной механической характеристики при расчете сварных соединений на выносливость использует пределы выносливости, получаемые непосредственно при испытаниях натуральных сварных соединений, содержащих все характерные для них особенности.

Подобный подход был использован и при переработке СНиП. Так, выпущенные в 1981 году СНиП-81 [298] предусматривают подсчет максимального напряжения при переменных нагрузках по формуле

$$\sigma_{max} \leq \alpha R_v \gamma_v , \qquad (9.5.15)$$

где α — коэффициент, учитывающий количество циклов нагружений *N*. При $N = 2 \cdot 10^6$ коэффициент $\alpha = 1$; R_v — расчетное сопротивление усталости; γ_v — коэффициент, зависящий от знака σ_{max} и коэффициента

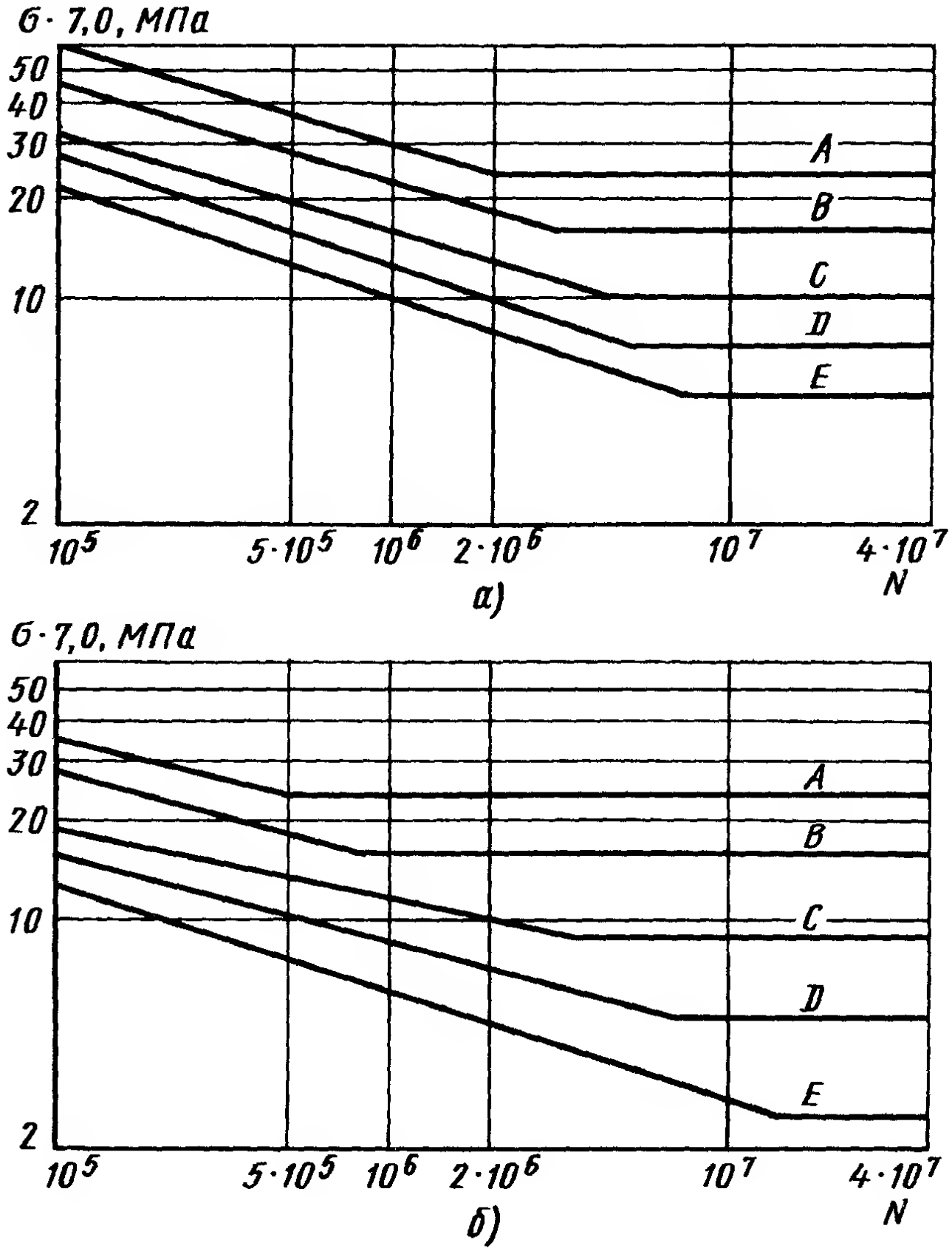


Рис.9.5.3. Расчетные кривые амплитуд напряжений для категорий от *A* до *E*:
а — статически определимые конструкции; *б* — статически неопределимые конструкции

асимметрии напряжений $R = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}}$.

По сравнению со СНиП-72 в выражении для подсчета σ_{max} расчетное сопротивление при статическом нагружении заменено на расчетное сопротивление усталости. При этом значения R_v различны для разных классов прочности сталей только для 1 и 2 групп конструктивных элементов, тогда как для остальных групп 3...8 с более резко выраженной концентрацией напряжений R_v принимаются одинаковыми вне зависимости от уровня прочности стали.

Как было отмечено в статье [113], это издание СНиП-81 представляется недостаточно отработанным. Расчетные сопротивления усталости для второй, седьмой и восьмой групп элементов оказались существенно завышенными, ввиду чего расчетные предельные напряжения σ_{max} смогут оказаться выше средних значений опытных пределов выносливости в 1,05-1,84 раза.

Обращает на себя внимание, что ни в отечественных, ни в зарубежных нормах нет подразделения цифр допускаемых напряжений для сварных соединений различных групп в зависимости от толщины металла, длины и катета угловых швов, что существенно влияет на пределы выносливости. Например, для шестой группы по СНиП известные в литературе данные для толщин до 8 мм содержат более высокие пределы выносливости, а при $S > 12$ мм более низкие, чем те, что рекомендованы СНиП.

Завершая обзор развития подходов к назначению норм допускаемых напряжений, нельзя не отметить, что пределы выносливости, послужившие основой для принятия существующих нормативных значений допускаемых напряжений и расчетных сопротивлений, в основном получены на образцах сравнительно небольших размеров. Поэтому эти нормы отражают условия работы сварных соединений с относительно низким уровнем остаточных сварочных напряжений (ОСН).

Характер влияния ОСН на скорость роста усталостной трещины определяется главным образом размахом напряжений от внешней нагрузки $\Delta\sigma$ и коэффициентом асимметрии цикла R, которые обусловливают степень релаксации ОСН, причем в наибольшей мере влияние ОСН проявляется при небольших значениях размаха коэффициета интенсивности напряжений ΔK_I [316, 256]. Результаты работ по нормированию пределов выносливости сварных соединений и узлов с этих позиций представлены на рис.9.5.4. Можно видеть, что в наибольшей степени влияние ОСН проявляется при симметричном цикле напряжения. С ростом асимметрии цикла R_σ влияние ОСН понижается. Для сварных соединений с ОСН, не превышающими половины предела текучести основного металла, разбитых на девять классов от *К0* до *К8*

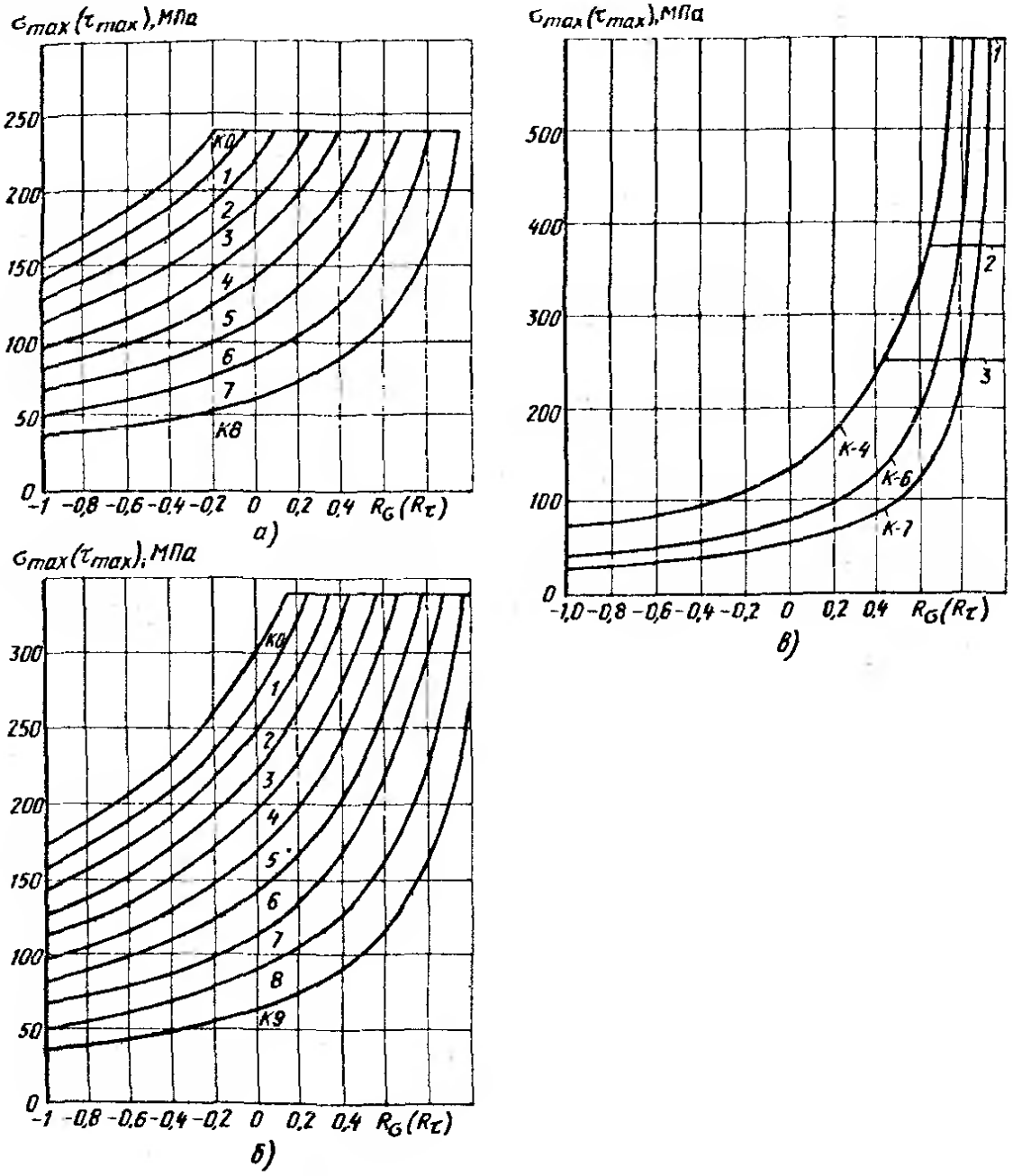


Рис.9.5.4. Предельные напряжения в зависимости от коэффициента асимметрии цикла для элементов сварных конструкций *К0* — *К8*:
а — с невысокими остаточными напряжениями, класс прочности стали 380 МПа; *б* — то же, 520 МПа; *в* — с высокими растягивающими остаточными напряжениями; *1, 2, 3* — предел текучести соответственно высокопрочных, низколегированных и низкоуглеродистых сталей

в зависимости от вида сварных соединений, их класса качества и крутизны выпуклости швов, номограммы представлены на рис.9.5.4,*а,б*, а для некоторых соединений с высокими ОСН — на рис. 9.5.4,*в*[316].

Сварные конструкции успешно эксплуатируются более 50 лет. За прошедший период уровень технологических процессов непрерывно повышался, значительно улучшено качество электродов, получили

распространение полуавтоматические способы сварки. Совершенствуются методы расчетов на прочность в части условий нагружения, концентрации напряжений, остаточных напряжений и т.д.

Много сделано в отношении улучшения форм сварных конструкций, их стали проектировать с учетом требований технологических процессов.

В результате всех указанных обстоятельств, казалось бы, сварная конструкция, спроектированная и изготовленная в начале 90-х годов, должна обладать большей несущей способностью по сравнению со своим аналогом, созданным в период 30-х или 40-х годов. Однако от одного десятилетия к другому расчетная несущая способность сварных конструкций в условиях переменных нагрузок не повышается, а монотонно снижается.

По-видимому, одной из причин является увеличение действительной нагруженности ряда типов конструкций по сравнению с прошлым периодом. Характерным примером такого рода могут служить подкрановые балки. В связи с непрерывной интенсификацией производственных процессов в цехах с тяжелым и весьма тяжелым режимом работы мостовых кранов подкрановые балки выходят из строя через 4-6 лет после начала эксплуатации [258].

В данном случае одной из причин выхода из строя изделия является недостаточный учет работы подкрановой конструкции как единой механической системы, состоящей из подкрановых балок и несущих конструкций мостовых кранов. Установлено, что вследствие неравных начальных прогибов подкрановых балок на разных сторонах опирания крана и отклонений продольного профиля крановых путей даже в пределах допусков фактические давления катка на рельс могут увеличиваться по сравнению с расчетным на 45% [258, 320].

Другой причиной, реально существующей, но не учитываемой расчетом, является снижение несущей способности сварных конструкций при переменных нагрузках вследствие наличия дефектов. Закономерности возникновения и роста трещин от дефектов сварки в литературе освещены еще недостаточно. Их рассмотрению посвящена глава 10.

§ 9.6. Использование единого подхода к расчету сварных соединений на выносливость

Выше были рассмотрены основные факторы, влияющие на выносливость сварных соединений. Общепризнано, что концентрация напряжений является одним из главных факторов. Однако ее учет в инженерных расчетах сварных соединений на выносливость весьма приближенный. Отечественные и зарубежные нормы расчета [299] подразделяют сварные соединения на несколько групп в зависимости от их формы и

характера передачи силового потока. Каждая из групп отличается от другой своим уровнем допускаемого напряжения (предела выносливости). Между тем в литературе имеется весьма много публикаций, в которых показана существенная роль размеров элементов сварного соединения (ширины, толщины металла, катета шва) на уровень концентрации напряжений даже в пределах одной группы соединений. Эта концентрация в инженерных методах расчета до наших работ никак не учитывалась.

Сопоставление методов расчета на выносливость деталей с конечными радиусами перехода в концентраторах и с трещиноподобными концентраторами показывает их принципиальные отличия. При уменьшении радиуса надреза увеличивается расхождение между теоретическим и эффективным коэффициентами концентрации напряжений и, при радиусах менее 1 мм, методы сопротивления материалов становятся непригодными для расчетов на выносливость. Что касается методов линейной механики разрушения, то они привязаны к определенному виду сингулярности у вершины трещины и, в свою очередь, непригодны для нетрещиноподобных концентраторов.

Существует третий вид концентраторов напряжений в виде V-образных вырезов с радиусом при вершине, близким к нулю, и характером сингулярности поля деформаций и напряжений, зависящим от угла при вершине концентратора. Этот случай, весьма распространенный в сварных соединениях, не охватывается ни одним из двух известных методов расчета. Единый подход к расчету на выносливость элементов с концентраторами различной остроты может быть выработан на основе двух основных положений.

1. Использование в качестве характеристики материала локального предела выносливости — среднего напряжения в локальной области, соответствующего страгиванию усталостной трещины от концентратора.

2. Учет статистической природы усталостного разрушения на основе теории подобия [116], согласно которой число циклов до страгивания трещины зависит не только от уровня напряжений у концентратора, но и от объема высоконапряженной зоны, в каждой точке которой возможно возникновение трещины.

Как будет показано ниже, с учетом этих двух положений может быть установлена связь пределов выносливости сварных соединений как с пределом выносливости для гладких образцов σ_R, так и с пороговыми значениями интенсивности напряжений K_{th}, при которых происходит возникновение усталостного разрушения от трещиноподобного концентратора.

Практическая реализация такого подхода опирается на использование понятия локальной концентрации напряжений и понятия локального разрушающего напряжения σ_{DR} как меры выносливости металла при переменных нагрузках в зонах высокой концентрации напряжений,

не вызывающих, однако, развитой пластической деформации вокруг надреза. Преимущество такого подхода в наглядности понятия локального напряжения σ_D по сравнению с коэффициентами интенсивности напряжений K_I и K_α (см. §5.2) и в возможности объединить в одну группу численные значения характеристик локальной выносливости различных предельно острых концентраторов, описываемых критериями с различной размерностью.

Принципиальным является вопрос о степени полноты учета концентрации напряжений при определении значений локальных напряжений σ_D и соответственно коэффициентов локальной концентрации деформаций и напряжений α_D. Нами принято, что в расчетах следует использовать только те геометрические факторы сварного соединения, которые известны конструктору или расчетчику при проектировании сварной конструкции. Это марка материала, толщина металла, катеты швов, характер передачи силовых потоков в соединениях. Эти факторы можно было бы называть конструкционными, так как их значения указаны на чертежах или приведены в технической документации на сварную конструкцию.

Однако в сварных соединениях присутствуют и другие факторы, существенно влияющие на их пределы выносливости. Это остаточные напряжения, радиусы закруглений в зоне концентрации напряжений, форма поверхности углового шва (плоская, выпуклая, вогнутая), угол наклона поверхности шва вблизи концентратора, соотношения катетов, степень неоднородности механических свойств у концентратора, зависящая от режима сварки, и другие факторы. Если значения этих факторов не указаны в чертежах, не обеспечиваются технологическим процессом и не контролируются с целью их соблюдения, учет их в расчетах локальных напряжений σ_D проводить бесполезно. В таких случаях эти факторы следует относить к технологическим, а их влияние на прочность должно учитываться в конкретных значениях локальных пределов выносливости и их рассеянии при лабораторных испытаниях сварных образцов. В тех случаях, когда значения каких-либо из перечисленных факторов точно выполняются и контролируются, целесообразно отражать их влияние в нормативных значениях локальных пределов выносливости, а не в значениях α_D.

В соответствии с изложенным подходом и ввиду того, что в большинстве случаев сварные соединения с угловыми швами не обрабатывают для получения определенных радиусов и углов наклона поверхностей швов, принят формализованный геометрический образ поперечного сечения углового шва в виде равнобедренного треугольника с углом 45° и радиусами в корне и галтелях углового шва, равными нулю (точки O, A и B на рис. 9.6.1). Отклонения этих значений от принятого номинала в расчет напряженного состояния не включены, а входят как факторы, вызывающие рассеяние прочности, и обычно учитываются

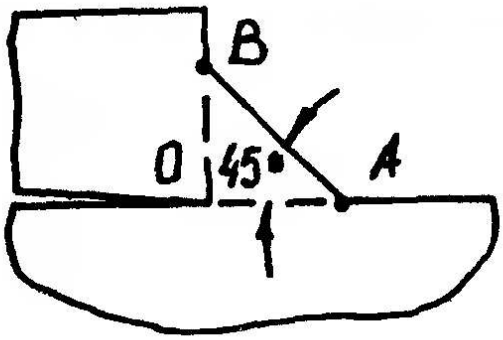


Рис.9.6.1. Формализованный геометрический образ поперечного сечения углового шва

статистической обработкой экспериментальных данных. Таким образом, в расчетных значениях коэффициентов концентрации напряжений α_D учитывается влияние только размеров, указываемых на чертежах, а влияние других геометрических факторов входит в значения локальных пределов выносливости, определяемых по экспериментальным данным.

Для формирования массива данных о локальных разрушающих напряжениях σ_{DR} в сварных соединениях с поперечными угловыми швами при различных числах нагружений N номинальные средние значения разрушающих напряжений σ_R у различных сварных соединений с поперечными угловыми швами, испытанными на выносливость, были пересчитаны в локальные разрушающие напряжения σ_{DR} по соотношению $\sigma_{DR} = \alpha_D \sigma_R$ с использованием значений α_D, найденных для этих соединений (определение α_D методом конечных элементов выполнено В.В.Аладинским, расчеты значений σ_{DR} по σ_R сделаны В.А.Дубровским).

Численные значения σ_R были получены экспериментально, путем испытания сварных соединений с поперечными угловыми швами при переменных нагрузках, а также взяты из литературных данных [30]. Отдельно были обработаны значения разрушающих локальных напряжений для точки A при характеристике цикла $R = 0$ для соединений из низкоуглеродистых и низколегированных сталей. Результаты были представлены в координатах $\lg \sigma_D$ - $\lg N$ в интервале N от 10^5 до $5 \cdot 10^6$. Относительно небольшое различие между σ_D у указанных двух групп сталей, а также имевшийся объем полученных данных не дали оснований для ввода в инженерный метод расчета различных значений допускаемых локальных напряжений для низкоуглеродистых и низколегированных сталей. Лишь после проведения систематических и обширных исследований, если будет обнаружено устойчивое и значимое различие в уровнях разрушающих напряжений у низколегированных и низкоуглеродистых сталей, можно будет ставить вопрос о различных уровнях разрушающих напряжений у различных сталей.

Для того же диапазона N от 10^5 до $5 \cdot 10^6$ было также показано, что разрушающие локальные напряжения при появлении трещин от зоны A (рис.9.6.1) и от зоны O примерно равны, несмотря на различные значения показателя сингулярности напряжений в этих зонах. Поэтому

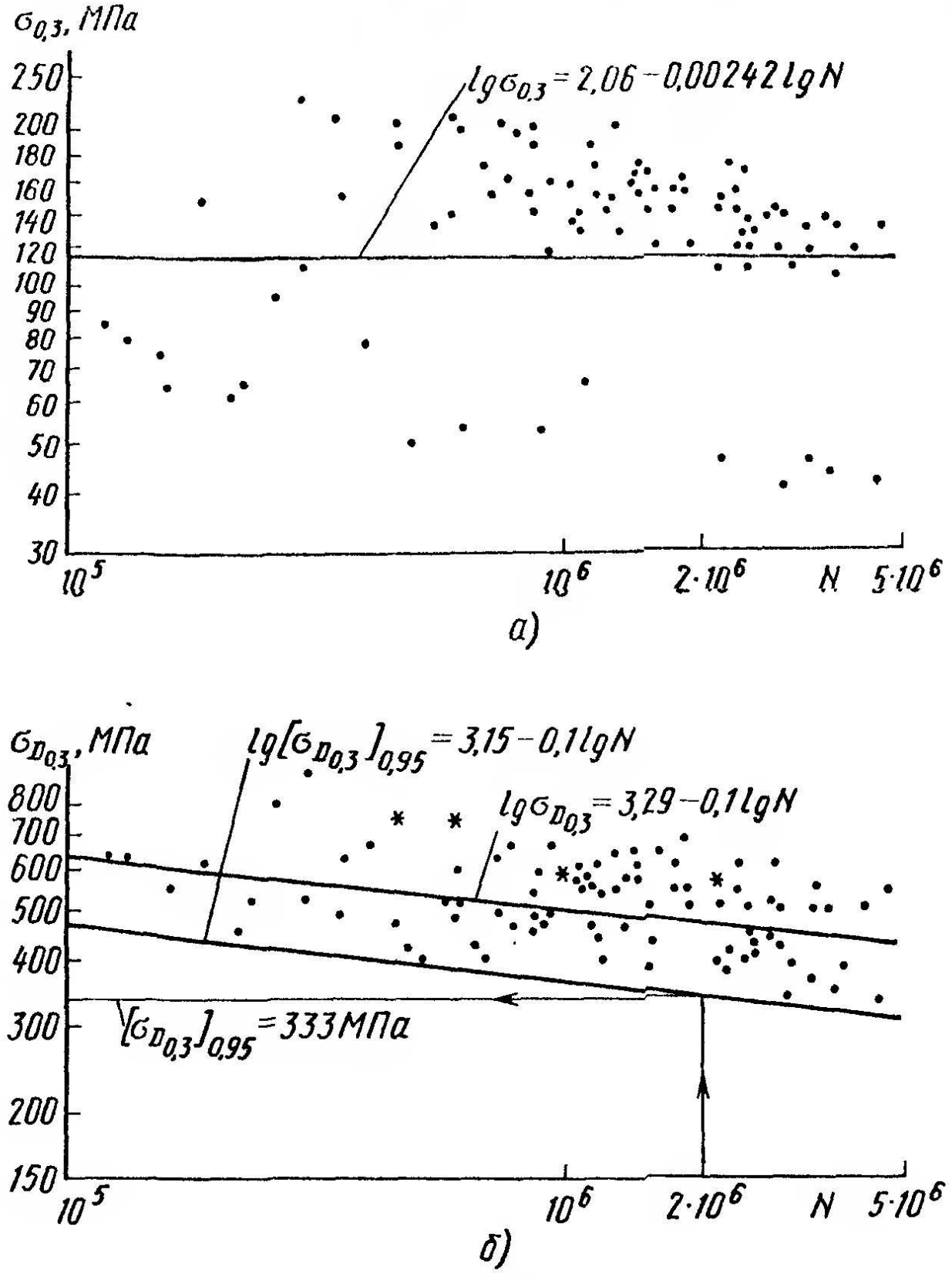


Рис.9.6.2. Результаты статистической обработки при $R = 0{,}3$ и $10^5 \le N \le 5 \cdot 10^6$ циклов:

а — в номинальных напряжениях ($n = 86$ точек); *б* — в локальных напряжениях: ● — полное разрушение ($n_1 = 86$), * — по моменту достижения трещиной предельного размера 2-3 мм ($n_2 = 4$)

в дальнейшем локальные разрушающие напряжения для зон *A* и *O* рассматривали совместно.

Сравнение рассеяния значений номинальных разрушающих напряжений $\sigma_{0,3}$ в функции *N* с рассеянием локальных разрушающих напряжений $\sigma_{D\ 0,3}$ на рис. 9.6.2,*а,б* показало заметно меньшее рассеяние последних.

Необходимо отметить, что этот результат получен в условиях действия других неучтенных факторов, таких, как остаточные напряжения, разброс значений радиусов перехода, углов наклона швов и др., что, безусловно, влияет на рассеяние локальных пределов выносливости.

Для упрощения расчета было принято, что в качестве основной следует использовать зависимость $\lg \sigma_D$ от $\lg N$ при $R = 0$. Рассеяние значений разрушающих напряжений в функции *N* для поперечных швов показано на рис.9.6.3. Так как в указанный массив входили исследования многих авторов, опубликованные в литературе, то не представлялось возможным знать радиусы перехода, наклоны поверхностей швов и др. Можно лишь утверждать, что нижняя граница расположения точек соответствует наиболее неблагоприятным сочетаниям отрицательно влияющих факторов. Анализ показал, что относительно линии регрессии значения $\lg \sigma_D$ при разных $\lg N$ располагаются в достаточно хорошем соответствии с законом нормального распределения. В табл. 9.6.1 приведены значения коэффициента *a* в уравнении линий $(\lg \sigma_{Do})_P = a - 0{,}212 \lg N$, соответствующие различным вероятностям неразрушения от 0,95 до 0,99.

Таблица 9.6.1

Значения коэффициента *a* для различных вероятностей неразрушения

Вероятность неразрушения *P*	0,95	0,96	0,97	0,98	0,99
Значение *a*	3,77	3,76	3,75	3,73	3,71

Отклонения разрушающих напряжений $\sigma_{Do\ P}$ от прямой линии регрессии σ_{Do} при различных значениях α_D показаны на рис. 9.6.4. Результаты не подтверждают наличия корреляции между $\sigma_{Do} / \sigma_{Do\ P}$ и α_D. Поэтому было признано целесообразным не вводить каких-либо поправочных коэффициентов к α_D, а считать, что между номинальным разрушающим напряжением и локальной концентрацией напряжений при переменных нагрузках имеется обратно пропорциональная зависимость $\sigma_н \approx 1 / \alpha_D$.

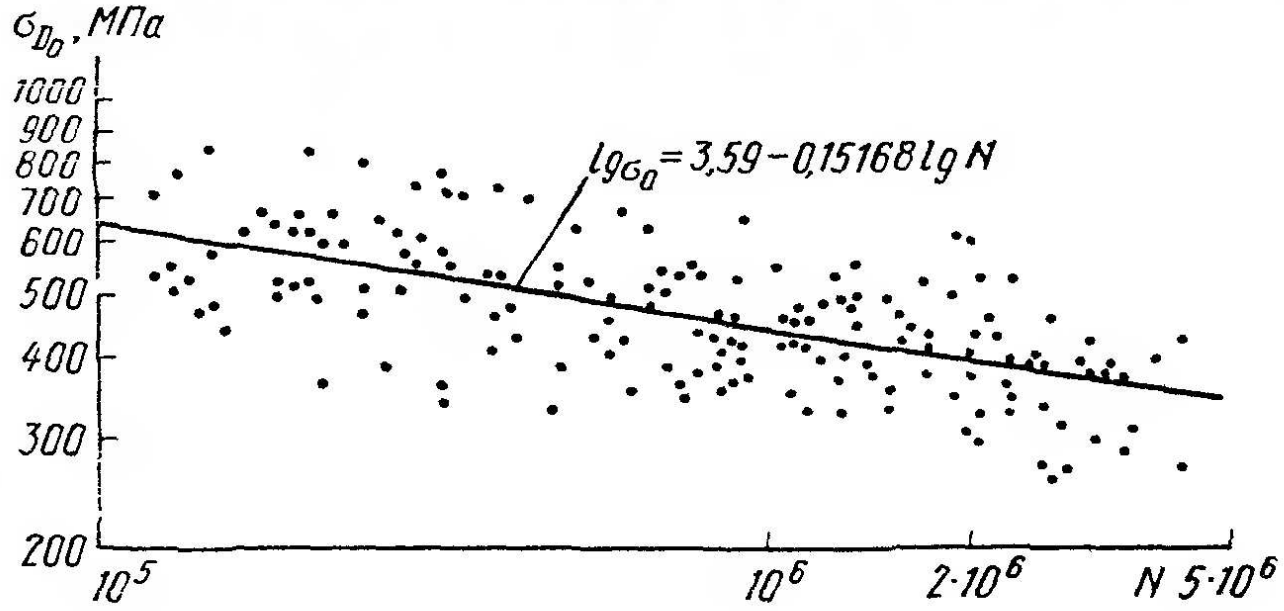


Рис.9.6.3. Результаты совместной обработки локальных разрушающих напряжений сварных соединений из низкоуглеродистых и низколегированных сталей при $R = 0$ (после пересчета) и разрушений от корня и галтели шва (n = 180 точек)

Не следует делать вывод, что предел выносливости гладкого образца в α_D раз выше предела выносливости образца, имеющего сварное соединение. Объясняется это тем, что, во-первых, в сварном соединении есть еще остаточные напряжения и неоднородность механических свойств, а также отклонения формы от принятой при расчете α_D ; во-вторых, локальные напряжения получены из номинальных разрушающих напряжений с использованием условной базы 0,5 мм; в-третьих, предел выносливости гладкого образца существенно зависит от состояния поверхности, а при наличии острого концентратора влияние этого фактора мало; в-четвертых, в связи с отсутствием учета статистической природы усталостного разрушения, необходимость которого подтверждается результатами испытаний сварных соединений с угловыми швами.

Элементы *1*, прикрепленные продольными швами к пластине *2* (рис.9.6.5), имеют наибольшую концентрацию напряжений вблизи точек *А*. Объем металла, охваченный высокими напряжениями, весьма мал. Обработка большого количества результатов испытаний, проведенная В.А.Саликовым [272], показала, что локальные пределы выносливости для этой группы соединений (рис.9.6.6) имеют значения примерно в два раза более высокие, чем локальные пределы выносливости для соединений с поперечными швами. Объясняется это статистической природой появления усталостного разрушения в зависимости от объема высоконапряженного металла [116].

Чем больше объем металла, находящегося при высоких напряжениях, тем ниже предел выносливости. В сварных соединениях с попе-

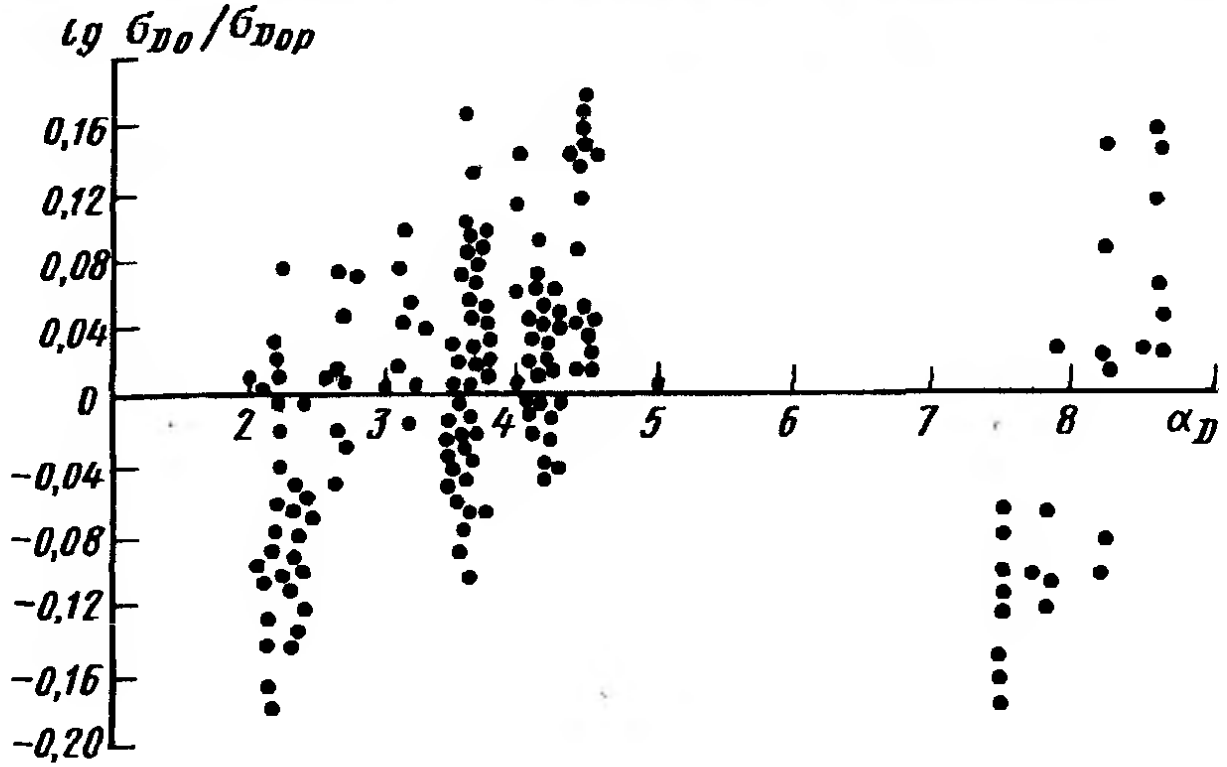


Рис.9.6.4. Установление зависимости lg (σ_{Do} / σ_{Dop}) от α_D

речными швами, длина которых составляет десятки и даже сотни миллиметров, объем высоконапряженного металла превышает таковой в продольных швах в сотни раз, что согласно [116] и должно приводить к двухкратному снижению предела выносливости. Таким образом, при более точных подходах к оценке усталостной прочности металлов и сварных соединений следует вводить еще один параметр — объем, претерпевающий циклические напряжения, способные вызвать усталостное повреждение металла. Введение поправки на объем зоны высоконапряженного металла в локальный коэффициент концентрации α_D позволяет получить более близкое соответствие между локальными пределами выносливости σ_{DR} различных сварных соединений, причем числовые значения σ_{DR} приближаются к значениям предела выносливости σ_R, определенным для гладких образцов.

Использование концепции предельно острых надрезов для расчетов сварных соединений на выносливость, естественно, вызывает вопрос о применимости ее в отношении элементов конструкции с трещинами. Каких-либо принципиальных препятствий здесь нет. Зная номинальное напряжение $\sigma_н$ и геометрию элемента с трещиной, можно определить коэффициент интенсивности напряжений

$$K_I = Y\,\sigma_н\sqrt{\pi\,l}, \qquad (9.6.1)$$

где l — длина трещины или другой характерный размер; Y — поправочная функция на форму сечения с трещиной и схему нагружения.

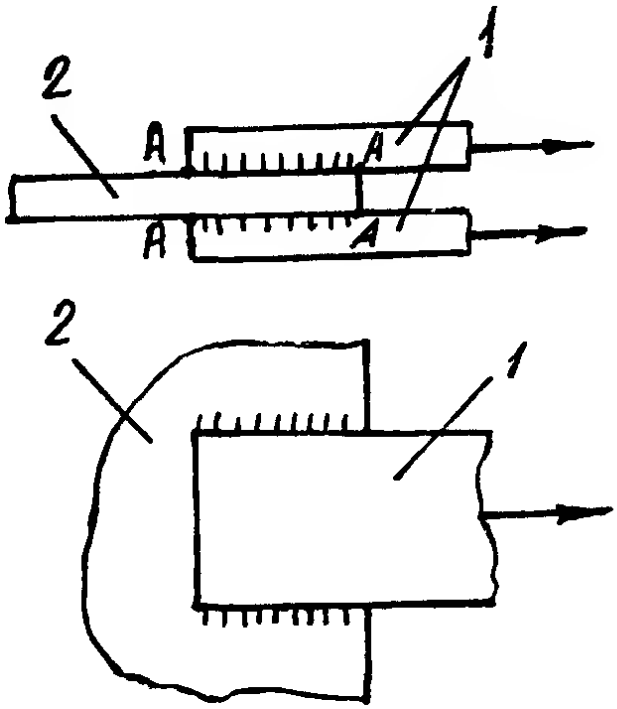


Рис.9.6.5. Схема узла с продольными угловыми швами

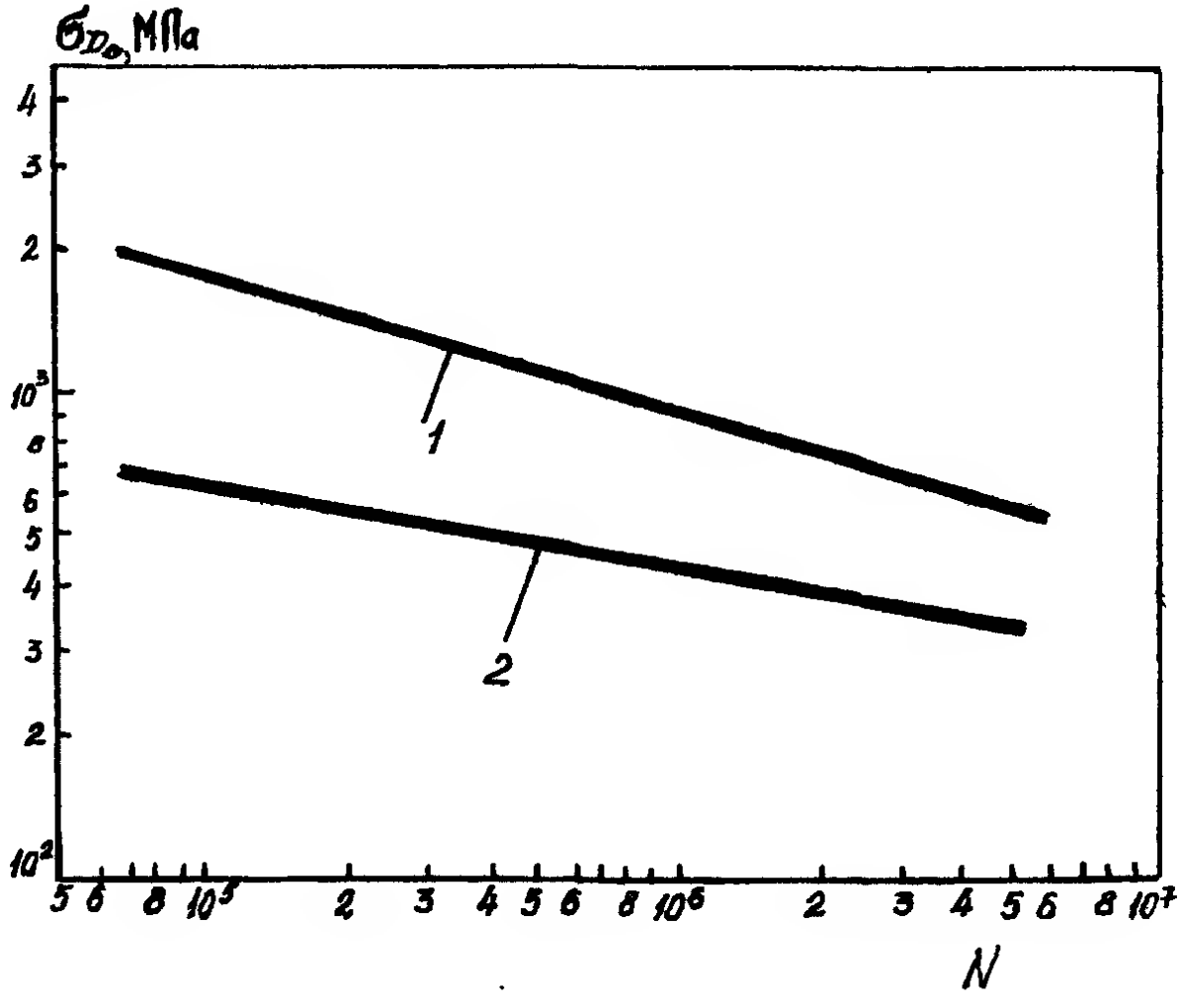


Рис.9.6.6. Локальные пределы выносливости в соединениях с продольными (*1*) и поперечными угловыми швами (*2*) при $P = 0,5$

Затем можно определить перемещение по нормали к трещине у ее конца на базе 0,5 мм (см. §5.1)

$$D = \frac{2\,(1+\mu)}{E}\,K_I\sqrt{\frac{0{,}5}{2\pi}}\,\frac{\sqrt{2}}{2}\left(\frac{3}{2}-2\mu\right), \qquad (9.6.2)$$

где D — в мм, E — в МПа, а K_I — в Н/мм$^{3/2}$, и определить локальное напряжение, МПа,

$$\sigma_D = \frac{D}{0{,}5}E = \frac{(1+\mu)\,(3-4\mu)\,K_I}{\sqrt{2\pi}}. \qquad (9.6.3)$$

Таким образом, локальный коэффициент концентрации напряжений у конца трещины равен

$$\alpha_D = \frac{\sigma_D}{\sigma_н} = (1+\mu)(3-4\mu)\,Y\sqrt{\frac{l}{2}}, \qquad (9.6.4)$$

где l — в мм. При $\mu = 0{,}25$, σ_D в МПа численно совпадает с K_I в Н/мм$^{3/2}$.

Если ориентироваться на известные пороговые значения K_{th_0} для сталей в пределах 200-300 Н/мм$^{3/2}$, то локальные пределы выносливости в диапазоне чисел циклов от 10^6 до $5\cdot10^6$ должны также находиться в пределах от 200 до 300 МПа. Данные, представленные на рис.9.6.3, дают значения σ_{DO} от 224 до 315 МПа в диапазоне чисел циклов 10^6—$5\cdot10^6$, что указывает на их близость трещинам по σ_{DO}, хотя последние получены на сварных образцах с угловыми швами, которые имели острые естественные концентраторы, но, конечно, не являлись трещинами. Данное сравнение не может рассматриваться как доказательство полной тождественности поведения металла при циклических нагрузках у вершин трещин и острых концентраторов у обычных угловых швов, но оно указывает на правомерность использования рассматриваемого подхода для определения номинальных пределов выносливости сварных соединений по единому для многих из них значению локального предела выносливости σ_{DO}. Процедура и примеры практического использования этого подхода для расчета сварных соединений на прочность даны в главе 14.

Глава 10

ПРОЦЕСС РАЗРУШЕНИЯ СТЫКОВЫХ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ ПРИ ПЕРЕМЕННЫХ НАГРУЗКАХ С ПОЗИЦИЙ МЕХАНИКИ ТРЕЩИН

§ 10.1. Процесс усталостного разрушения

В процессе эксплуатации при неблагоприятном сочетании концентрации напряжений, высокого уровня остаточных напряжений и наличия технологических дефектов трещины могут возникать и при ограниченном числе нагружений. В процессе дальнейшей эксплуатации снижение остаточной прочности в этом случае будет определяться развитием трещины. В таких условиях методы сопротивления материалов для расчета прочности и долговечности конструкций оказываются недостаточными и приходится переходить к использованию критериев механики разрушения и трещин [117].

Исследования в области механики разрушения твердого тела при переменных нагружениях позволили установить важные закономерности. Было показано [257], что скорость распространения усталостной трещины при растяжении является функцией размаха коэффициента интенсивности напряжений ΔK и максимального значения K_{max}. В случае пульсирующего цикла, когда $0 < R \leq 0{,}1$, имеем $\Delta K \approx K_{max}$, то есть

$$\frac{dl}{dN} = F(K_{max}) . \qquad (10.1.1)$$

На основе анализа многих экспериментальных данных было установлено, что для большинства материалов зависимость (10.1.1) в двойных логарифмических координатах графически представляется S-образной кривой. Эта кривая получила название диаграммы усталостного разрушения (диаграммы циклической трещиностойкости) [194]. Она имеет три характерных участка (рис.10.1.1).

На участке *1*, ограниченном низкими скоростями роста трещины (обычно $\frac{dl}{dN} < 10^{-8}$ мм/цикл), при значениях K_{max} цикла меньше порогового K_{th} трещина не развивается. Своеобразие условий появления неразвивающихся трещин можно проследить по результатам испытаний образцов круглого сечения с кольцевыми надрезами различного радиуса

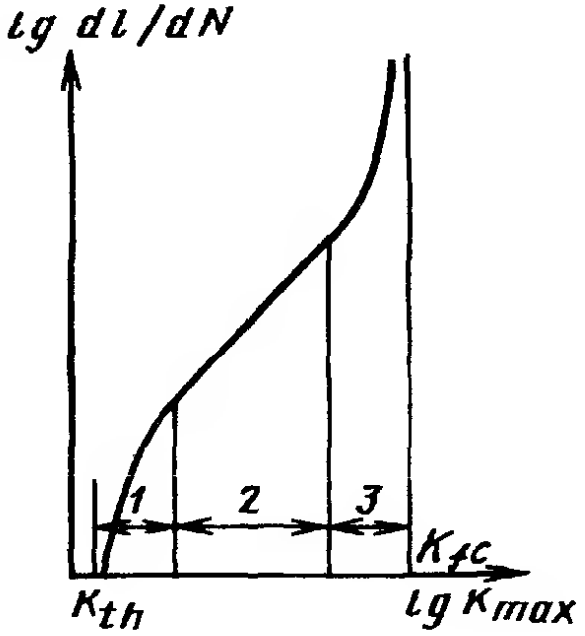


Рис.10.1.1. Схема диаграммы усталостного разрушения:
1, 2, 3 — участки диаграммы

глубиной 0,12 мм, представленным на рис.10.1.2 в виде зависимости максимального напряжения симметричного знакопеременного цикла σ_{-1} от коэффициента концентрации напряжений α_σ (кривая 1) [328]. На рисунке видны три области: *I* — трещины не возникали; *II* — трещины возникали по дну надреза, но не распространялись; *III* — трещины возникали и развивались до полного разрушения.

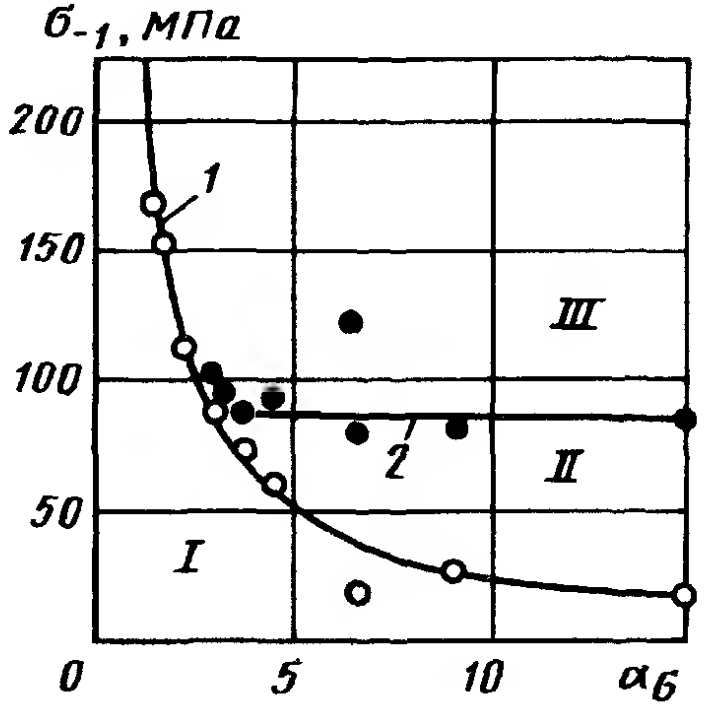


Рис.10.1.2. Зависимость σ_{-1} от α_σ образцов с надрезом из мягкой стали при изгибе с вращением:
1 — расчетное напряжение образования трещин по дну надреза; *2* — полное разрушение образца; ● — предел выносливости по полному разрушению; **О** — предел выносливости по напряжению возникновения трещины по дну надреза

Можно видеть, что минимальное напряжение, при котором возникала трещина, зависит от коэффициента концентрации напряжений α_σ. Напряжение распространения трещины, напротив, оказалось примерно постоянным $\sigma_w = 90$ МПа при малом различии глубины неразвивающихся трещин a по дну надрезов одинакового размера l. Это свидетельствует, что развитие трещин происходило только при значениях коэффициента интенсивности напряжений K_1 не ниже определяемого напряжением $\sigma = 90$ МПа и длиной трещины $l + a$, которое для данного случая и являлось пороговым K_{th}. В то же время трещины, возникшие при высоких значениях a_σ, но при напряжениях, меньших 90 МПа, имели значения $K_I < K_{th}$ и поэтому развития не получили.

Средний участок *2* диаграммы усталостного разрушения (см. рис.10.1.1) обычно изображается прямой линией. На основании обобщения обширных экспериментальных данных показана целесообразность аппроксимации его выражением (уравнение Париса)

$$\frac{dl}{dN} = C K_I^n , \qquad (10.1.2)$$

где C и n — постоянные материала; K_I — изменение коэффициента интенсивности напряжений за цикл нагружения [257]. Сведения о значениях C и n для различных материалов весьма обширны. Так, например, применительно к сталям для сосудов высокого давления и металла их швов, выполненных различными методами сварки, значения коэффициентов C и n приведены в [108].

Участок *3* высоких скоростей роста трещин (обычно $\frac{dl}{dN} > 10^{-6}$ м/цикл) изучен в меньшей степени.

В отличие от трещин, реальные концентраторы и дефекты, даже наиболее острые, имеют малый, но конечный радиус окончания. Геометрические формы надреза оказывают влияние на процесс зарождения и развития усталостных трещин. В работе [361] были выполнены испытания гладких и надрезанных образцов с различной остротой, но одинаковой глубиной концентратора. Экспериментально показано (рис.10.1.3), что при отсутствии концентратора напряжений число циклов нагружения, необходимое для зарождения трещины $N_{тр}$ может составлять 0,8-0,9 общего числа циклов до разрушения N. По мере увеличения остроты надреза отношение $N_{тр} / N$ снижается и при $\alpha_\sigma > 6$ (ρ = 0,01-0,25 мм) долговечность, соответствующая моменту возникновения трещины, составляла 8-12% общей долговечности образца до разрушения. Дальнейшее увеличение коэффициента $\alpha_\sigma > 6$ практически не изменяет отношения $N_{тр} / N$, поскольку в этом случае долговечность отражает главным образом процесс роста трещины. В другой работе [346] для бесконечной пластины с эллиптическим или

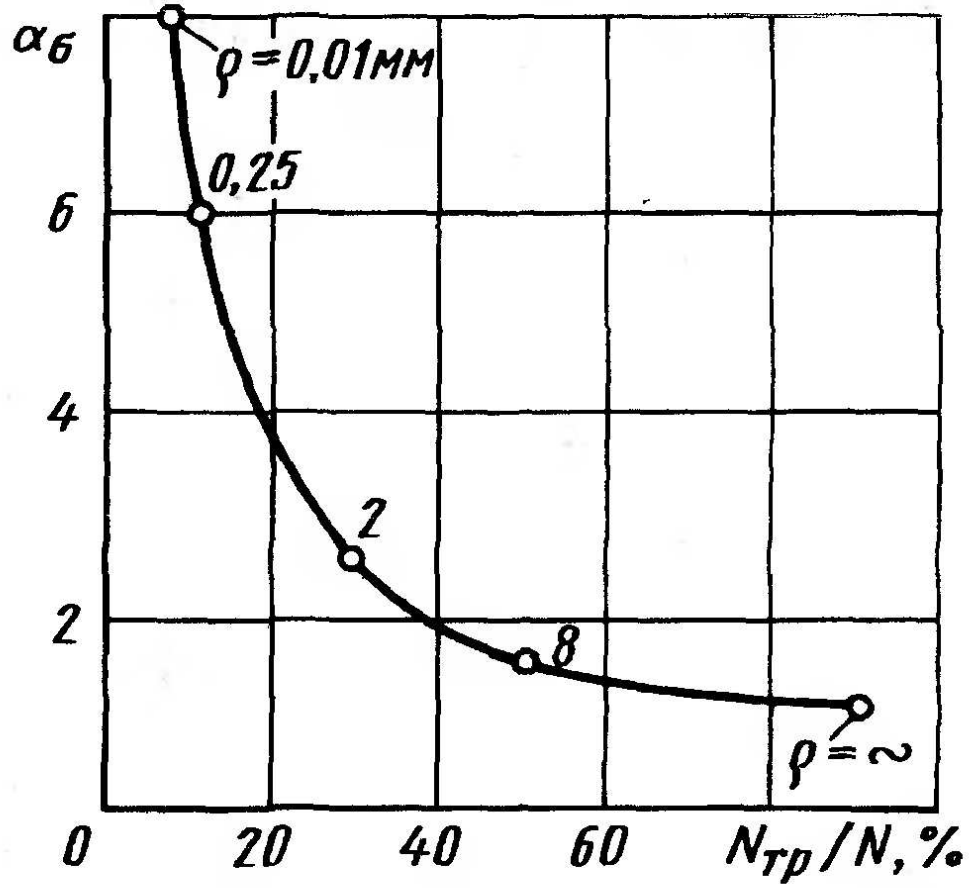


Рис.10.1.3. Относительное число циклов до зарождения усталостной трещины в зависимости от радиуса ρ концентратора [361]

гиперболическим отверстием *1* с малым радиусом закругления ($\rho / l << 1$, рис.10.1.4) показано, что распределение напряжений вдоль оси *x* для случая растяжения определяется уравнением

$$\sigma = \frac{K_1}{\sqrt{2\pi x}}\left(1 - \frac{\rho}{2x}\right), \qquad (10.1.3)$$

где $K_1 = \sigma\sqrt{\pi l}$ — коэффициент интенсивности напряжений для трещины *2* такой же длины $2l$. По мере удаления от вершины концентратора отношение $\frac{\rho}{2x}$ в уравнении (10.1.3) стремится к нулю. Следовательно, за пределами некоторой зоны *a* (рис.10.1.4) распределение напряжений от концентратора (кривая *4*) окажется таким же, как в случае трещины (кривая *3*). Отсюда следует, что условия роста трещины, возникшей от кромки концентратора, будут отличаться от условий роста исходной трещины только вблизи вершины концентратора. В работе [359] экспериментально показано влияние напряженного состояния у вершины надреза ρ = 0,5 мм на скорость роста трещины по мере ее

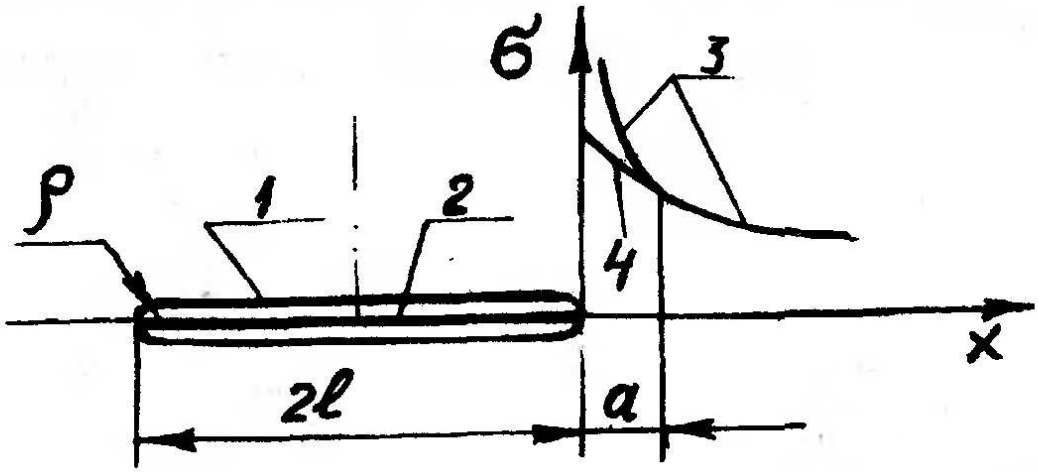


Рис. 10.1.4. Схема изменения распределения напряжений при переходе от трещины к концентратору с радиусом ρ

удаления от исходного концентратора. В другой работе [175] на образцах размером 75×300×5 мм был исследован процесс зарождения и развития трещины от центрального сквозного надреза длиной $2l = 7{,}5$ мм при радиусах окончания $\rho = 0{,}1$ и $\rho = 0{,}5$ мм. В процессе циклического растяжения с характеристикой цикла $R = 0{,}1$ окончанием периода зарождения трещины считали число циклов N_1, когда трещина достигала длины 0,1 мм от кромки исходного надреза. Кроме того, фиксировали число циклов ΔN, затраченное на дальнейшее увеличение длины трещины Δl. Результаты этих испытаний представлены в табл. 10.1.1.

Можно видеть, что влияние исходной формы концентратора проявляется не только в зарождении, но и на начальной стадии роста трещины. Для графического представления рассматриваемых результатов воспользуемся схемой (рис.10.1.5), на которой кривая соответствует диаграмме усталостного разрушения. Условия возникновения трещины от концентратора отражает положение точки A с координатами $\lg K_{усл}$,

Таблица 10.1.1

Результаты испытаний образцов из сплава АМг6

Напряжение σ_{max}, МПа	Радиус надреза ρ, мм	N_1, циклов	Δl, мм	ΔN, циклов
90	0,1	2900	0,2	2100
	0,5	5100	0,2	4000
63	0,1	13 000	0,2	15 000
	0,5	31 100	0,2	69 000
45	0,1	73 500	0,2	27 000
	0,5	111 600	0,2	219 000

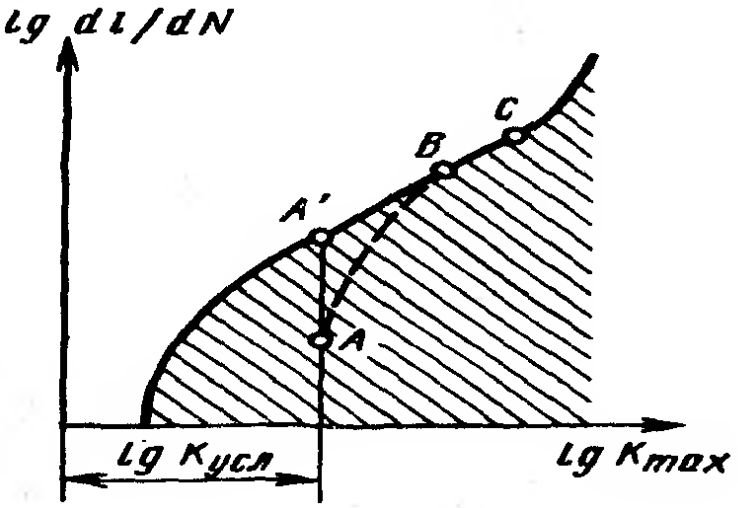


Рис.10.1.5. Схема закономерности роста трещины от концентратора с конечным радиусом закругления ρ

и $\lg \frac{dl}{dN}$, где $K_{усл}$ — коэффициент интенсивности напряжений, подсчитанный как для трещины такой же длины, а $\frac{dl}{dN}$ — скорость роста трещины к моменту ее продвижения на 0,1 мм от кромки исходного концентратора. Влияние конфигурации этого концентратора проявляется в том, что точка *A* располагается ниже точки *A'*, характеризующей скорость роста трещины с таким же значением коэффициента $K_{max} = K_{усл}$. По мере удаления вершины трещины от кромки концентратора это влияние уменьшается и полностью исчезает после выхода на кривую (точка *B*).

В соответствии с описанной выше схемой на рис.10.1.6 отражены данные результатов испытаний образцов, частично представленные в табл. 10.1.1. Можно видеть, что при конкретном значении $K_{усл}$ точки *A* располагаются тем ближе к кривой *1*, чем меньше радиус закругления концентратора ρ.

Таким образом, на диаграмме усталостного разрушения область под кривой $\frac{dl}{dN} = f(K_{max})$, характеризующая рост усталостной трещины в условиях пульсирующего цикла ($0 \le R \le 0{,}1$), можно рассматривать как геометрическое место расположения кривых развития разрушения от концентраторов различных размеров и форм при различных уровнях нагружения пульсирующим циклом.

Следует заметить, что такая иллюстрация процесса усталостного разрушения от объемного дефекта, отличного от трещины, справедлива только для однородного металла. Когда по той или иной причине способность металла сопротивляться разрушению в зоне дефекта оказывается сниженной, может иметь место резкое ускорение роста усталостной трещины в пределах этой зоны. Такой случай отражает кривая *2* на рис.10.1.6.

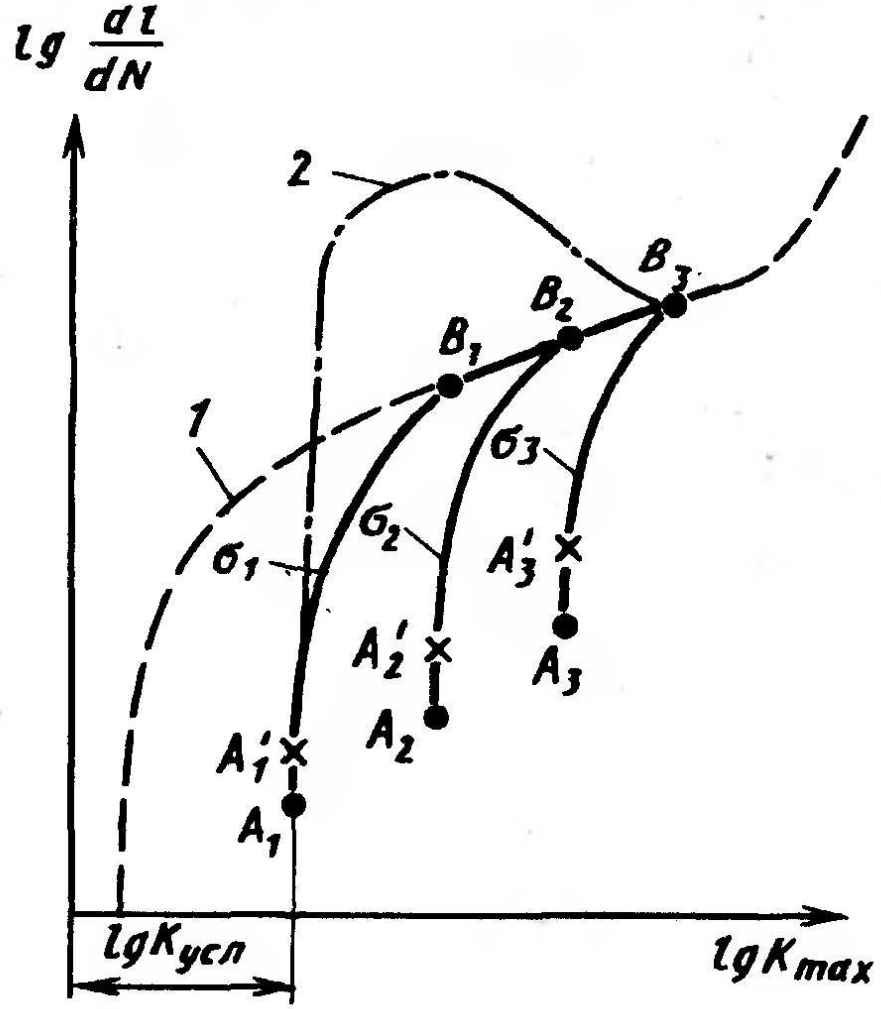


Рис.10.1.6. Схема возникновения и развития усталостного разрушения от концентраторов напряжений, отличных от трещины:
$\sigma_1 < \sigma_2 < \sigma_3$; A_1, A_2, A_3 — соответствуют $\rho = 0{,}5$ мм; A'_1, A'_2, A'_3 — соответствуют $\rho = 0{,}1$ мм; *1* — $dl/dN = f(K_{1\,max})$

В сварных конструкциях источником разрушения в большинстве случаев служат концентраторы напряжений или несплошности шва (дефекты), отличные от трещин. В соответствии со схемой на рис.10.1.5, процесс разрушения включает этапы зарождения трещины (точка *A*), ее подрастания в пределах зоны влияния формы концентратора (участок *AB*) и дальнейший рост до наступления предельного состояния. При оценке долговечности конструкции или ее остаточной прочности в процессе эксплуатации целесообразен учет каждого из этих этапов.

§ 10.2. Зарождение трещины в сварных соединениях и закономерности их роста

Описать процесс усталостного разрушения (зарождение и развитие трещины) с единых теоретических позиций пока еще не удается. Поэтому при анализе стадии зарождения трещины обычно используют традиционные представления об усталости при циклическом деформи-

ровании, тогда как анализ стадии роста трещины выполняют с помощью механики разрушения.

Для сравнительной оценки опасности зарождения усталостной трещины можно использовать сопоставление значений теоретического коэффициента концентрации напряжений. Так, в стыковых соединениях сопоставление значений α_σ на поверхности у линии перехода от шва к основному металлу, а также в зонах подреза, поры или включения, позволяет судить о наиболее вероятном месте возникновения усталостной трещины [176].

При более резких трещиноподобных концентраторах (непровары, несплавления, окисные пленки) уже при первых нагружениях возникающие в вершине концентратора пластические деформации приводят к изменению его формы, и действительное значение коэффициента концентрации напряжений K_σ становится отличным от его теоретического значения α_σ.

Для оценки числа циклов до зарождения трещины $N_{тр}$ широко используют подход, основанный на использовании деформационных критериев. Примером такого подхода [167] является уравнение, устанавливающее связь между амплитудой локальной деформации за цикл ε_a и $N_{тр}$ в виде

$$\varepsilon_a = \frac{1}{4}\left(\ln\frac{100}{100-\psi}\right) N_{тр}^{-0,5} + \frac{\sigma_в}{2E}, \qquad (10.2.1)$$

где $\sigma_в$, E, ψ — соответственно предел прочности, модуль упругости и относительное сужение материала в зоне расположения концентратора.

При установившемся режиме циклического нагружения задача сводится к определению размаха деформации ε_a в зоне концентрации. Это достигается использованием соотношения (10.2.2) Нейбера [207], связывающего коэффициент концентрации напряжений в упругой области α_σ и коэффициенты концентрации напряжений K_σ и деформаций K_ε при упругопластическом нагружении:

$$\alpha_\sigma^2 = K_\sigma K_\varepsilon . \qquad (10.2.2)$$

Для циклического нагружения значение α_σ в выражении (10.2.2) заменяют циклическим коэффициентом концентрации напряжений $\alpha_{\sigma f}$, который учитывает влияние материала и остроты надреза. Обычно для этого используют выражение, предложенное Петерсоном [244]:

$$\alpha_{\sigma f} = 1 + \frac{\alpha_\sigma - 1}{1 + \frac{a}{r}}, \qquad (10.2.3)$$

где a — константа материала; r — радиус надреза.

Значение K_σ можно определить, исходя из следующих допущений: материал является идеально упругопластическим и возрастания предела текучести в зоне концентратора из-за объемности напряженного состояния не происходит. Тогда при первом нагружении $K_\sigma = \frac{\sigma_т}{\sigma_н}$, где $\sigma_н$ — среднее напряжение в сечении элемента. При разгрузке в зоне концентрации напряжений создаются остаточные напряжения сжатия, в результате чего последующие циклические напряжения имеют большую упругую составляющую цикла $2\sigma_т$ (рис.10.2.1). Поэтому при пульсирующем характере цикла $K_\varepsilon = \frac{\alpha_{\sigma f}^2}{K_\sigma} = \alpha_{\sigma f}^2 \frac{\sigma_н}{2\sigma_т}$, а так как $\varepsilon_a = \varepsilon_{ср} K_\varepsilon$, то

$$\varepsilon_a = \frac{\varepsilon_{ср} \alpha_{\sigma f}^2 \sigma_н}{2\sigma_т}. \qquad (10.2.4)$$

Подход, основанный на использовании деформационнных критериев, получил значительное развитие в работах С.В.Серенсена и Н.А.Махутова [277, 191]. Однако из-за большого разнообразия форм, размеров и расположения концентраторов, а также вследствие неоднородности механических свойств в зонах сварных соединений использование деформационных критериев для определения $N_{тр}$ нередко оказывается трудно осуществимым.

Экспериментальные методы исследования подобных ограничений не имеют, но возникают затруднения методического характера, связанные как с получением сварных образцов, содержащих именно те дефекты, что подлежат исследованию, так и с проведением испытаний и обработкой получаемых данных. Например, в книге [108] приведены данные экспериментальной оценки снижения усталостной прочности сварных соединений с одиночными дефектами различных типоразмеров.

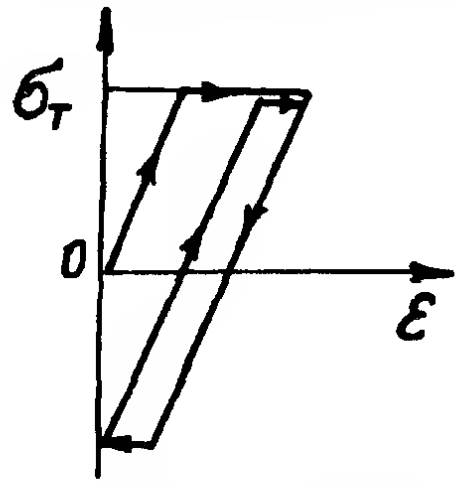


Рис.10.2.1. Схема формирования цикла упругопластической деформации металла в зоне концентрации напряжений

Значения коэффициентов K_f определяли как отношение амплитуды деформации для бездефектного образца к соответствующей амплитуде деформации образца с дефектом при одинаковой долговечности до появления трещины. Однако образцы имели внутренние дефекты, и непосредственным наблюдением устанавливалось не образование макротрещины, а ее выход на поверхность. Поскольку в этом случае фиксируемая долговечность включает стадию развития трещины и ее доля может быть достаточно значительной,

то полученные значения коэффициента K_f носят условный характер. Еще большие методические затруднения вызывает постановка исследования групповых дефектов. Отсюда следует, что подобного типа экспериментальные исследования требуют иного методического подхода.

В соответствии со схемой, приведенной ранее на рис.10.1.5, для объемных дефектов, отличных от трещины, процесс разрушения идет как бы в три стадии. На первой стадии (N_1 циклов нагружения) трещины еще нет. На второй стадии (N_2 циклов) трещина уже развивается, но распределение напряжений перед ее вершиной еще зависит от близости исходного дефекта. На третьей стадии (N_3 циклов) влияние исходного дефекта теряется, и рост трещины определяется зависимостью Париса. Таким образом, общее число нагружений N равно сумме

$$N = N_1 + N_2 + N_3 . \qquad (10.2.5)$$

Было сделано предположение [140], что продолжительность первых двух стадий разрушения по числу нагружений $N_1 + N_2$ при значениях максимального напряжения пульсирующего цикла $\sigma_{max} \le 0{,}8\ \sigma_{0,2}$ является функцией коэффициента интенсивности напряжений $K_{усл}$, подсчитанного как для эллиптической или полуэллиптической трещины, контур которой охватывает конфигурацию одиночного или зону расположения группового дефекта, как показано на рис.10.2.2. В последнем случае N_1 и $N_1 + N_2$ зависят также от частоты расположения дефектов $x = h/d$, где h — расстояие между отдельными дефектами; d — средний диаметр дефекта.

Для экспериментальной проверки этого предположения испытывали плоские образцы из магниевого сплава МА2-1 при малоцикловом нагружении отнулевым пульсирующим циклом. Цепочки поверхностных пор *имитировали несквозными отверстиями диаметром* 0,7 мм (рис. 10.2.2). Процесс разрушения фиксировали визуально с помощью микроскопа. Зарождение трещины длиной порядка 0,1 мм около контура одного из отверстий в цепочке считали завершением стадии N_1, а пересечение всего контура зоны, занимаемой цепочкой сверлений — завершением стадии $N_1 + N_2$. Результаты испытаний образцов, отличав-

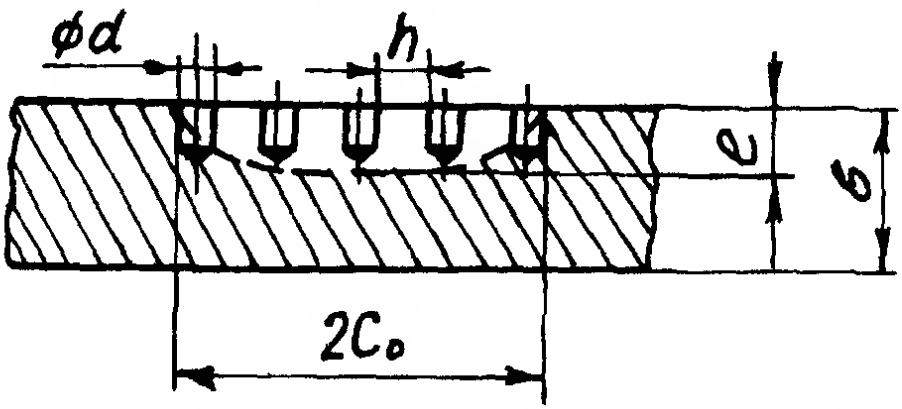


Рис.10.2.2. Моделирование цепочки объемных поверхностных дефектов

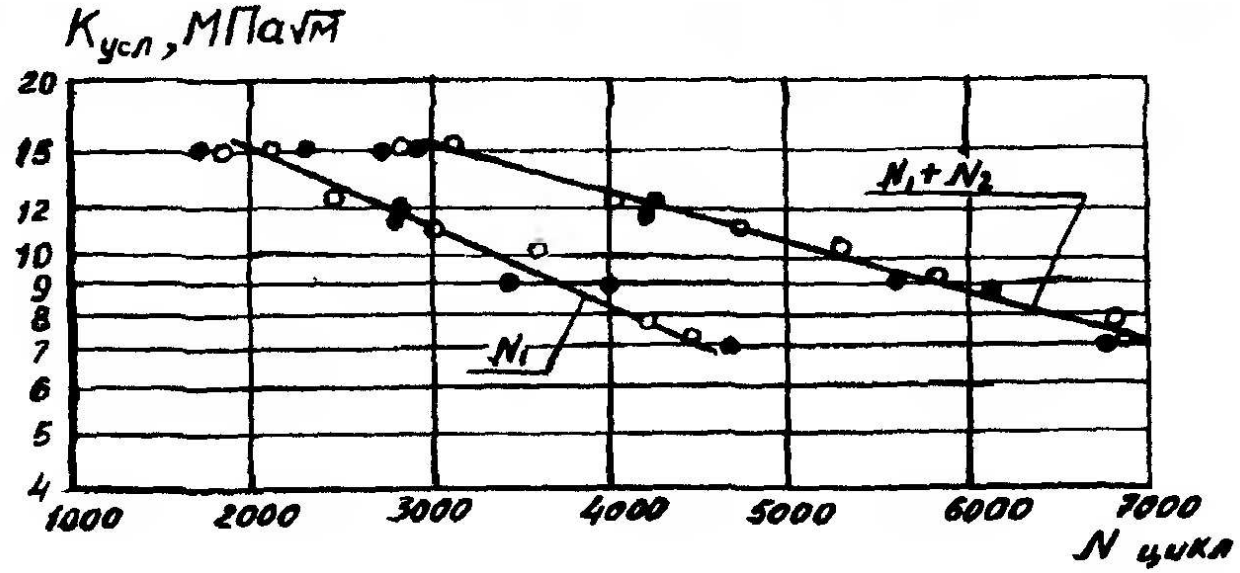


Рис.10.2.3. Результаты испытаний образцов из сплава МА2-1 толщиной 3,3 мм с несквозными сверлениями:
$x = h/d = 1{,}5$; ● — $2c_0 = 4{,}2...35$ мм, $l_0 = 1{,}2$ мм; О — $2c_0 = 24$ мм, $l_0 = 0{,}45...1{,}3$ мм

шихся количеством сверлений в цепочке (т.е. длиной $2c_0$) и глубиной сверлений l_0 при частоте их расположения $x = h/d = 1{,}5$ представлены на рис.10.2.3. Можно видеть, что продолжительность стадий N_1 и $N_1 + N_2$ действительно является функцией условного коэффициента интенсивности напряжений $K_{усл}$ и в координатах $\lg K_{усл} - N$ эти зависимости имеют характер, близкий к линейному [132, 133].

Таким же образом были испытаны образцы с различной частотой расположения несквозных сверлений в цепочках $x = h/d$ при конкретном значении $K_{усл}$. Как видно из рис.10.2.4, продолжительность стадий N_1 до появления трещины возрастает по мере увеличения расстояния между отверстиями до значения $x \approx 3$. Дальнейшее увеличение расстояния $h > 3d$ уже не изменяет N_1, отверстия становятся одиночными концентраторами.

По-видимому, при экспериментальном исследовании процесса зарождения трещин от концентраторов и дефектов различного очертания и расположения обобщение результатов целесообразно представлять в виде зависимостей

$$N_1 + N_2 = f(K_{усл}, x) . \qquad (10.2.6)$$

Дальнейший рост сформировавшейся трещины, соответствующий этапу N_3 в выражении (10.2.5), при малоцикловом нагружении обычно определяют путем интегрирования уравнения (10.1.2), получаемого в результате испытаний образцов со сквозной трещиной. В отличие от сквозной трещины, фронт которой при циклическом растяжении обычно считают неизменно прямолинейным, форма фронта поверхност-

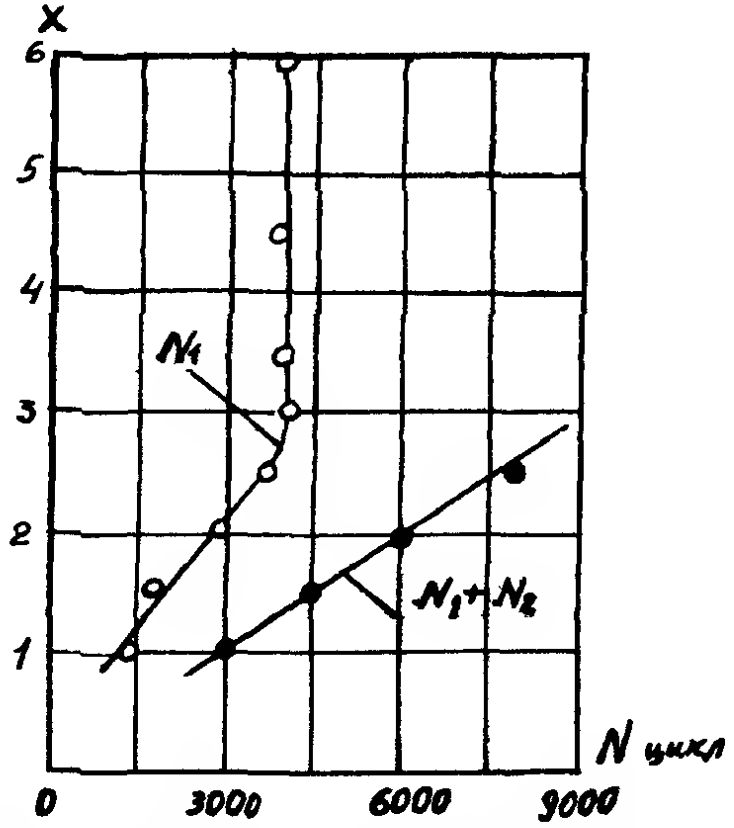


Рис.10.2.4. Влияние частоты расположения несквозных сверлений $x = h / d$ в цепочке на длительность стадий N_1 и $N_1 + N_2$ в сплаве МА2-1 толщиной 3,3 мм при $K_{усл}$ = 14,8 МПА $\sqrt{м}$

ной трещины по мере ее роста в направлении толщины элемента может изменяться.

Такое изменение формы связывают с различием значений коэффициента интенсивности напряжений K_1, определяющих скорость роста трещины в отдельных точках ее фронта. Так, для внутренней эллиптической трещины в бесконечном теле (рис. 10.2.5) Ирвин предложил выражение

$$K_1 = \frac{\sigma\sqrt{\pi l}}{\Phi}\left(\sin^2\varphi + \frac{l^2}{c^2}\cos^2\varphi\right)^{1/4}, \qquad (10.2.7)$$

где Φ — эллиптический интеграл второго рода.

При ограниченной толщине элемента подсчет K_1 в точках A и B (рис.10.2.6) по выражению (10.2.7) требует введения поправочной функции Y_0, учитывающей влияние свободных поверхностей. Значения такой функции Y_0 в зависимости от соотношения $2l/b$ и эксцентричности расположения трещины $e = 2l/b$, по данным работы [103] приведены на рис.10.2.7.

Для суждения об изменении формы внутренней трещины в бесконечном теле достаточно знать соотношение скоростей роста на концах малой и большой полуосей эллипса. Используя уравнение (10.1.2) совместно с уравнением (10.2.7), получим

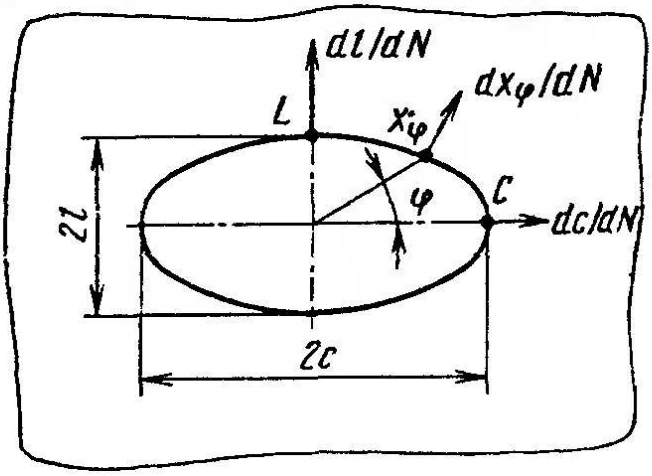


Рис.10.2.5. Эллиптическая трещина в бесконечном теле

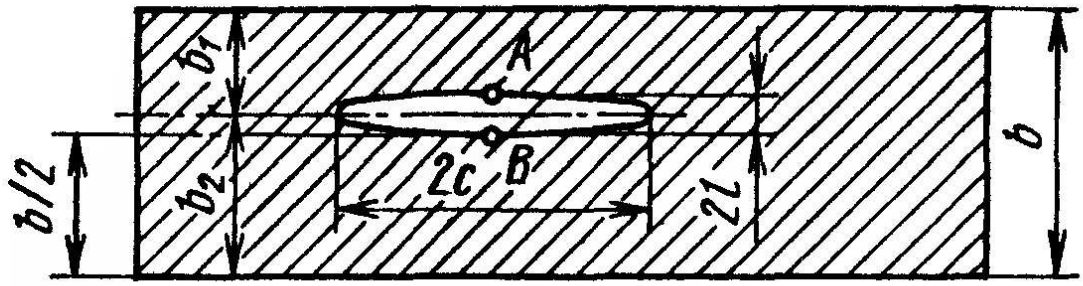


Рис.10.2.6. Внутренняя трещина в пластине ограниченной толщины

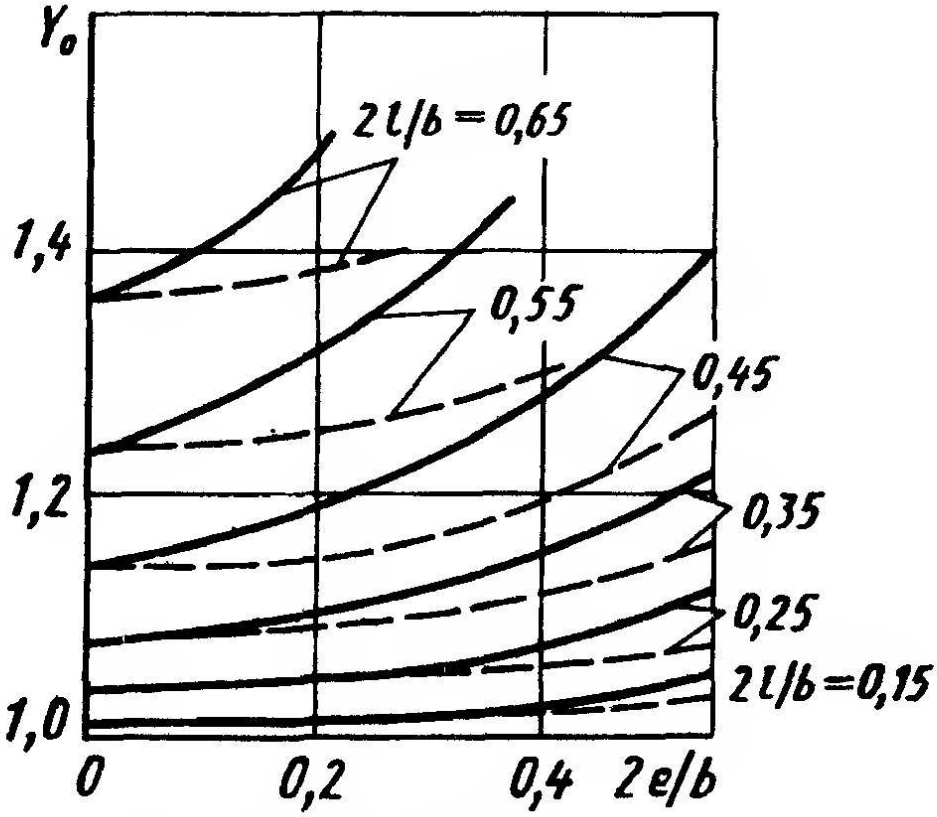


Рис.10.2.7. Зависимости поправочной функции Y_0 от размеров внутренней трещины и ее расположения по толщине листа [103]:

——— — для точки А;

- - - - — для точки В

$$\frac{\frac{dl}{dN}}{\frac{dc}{dN}} = \left(\frac{Y_l}{Y_c}\right)^n \left(\frac{c}{l}\right)^{n/2}. \qquad (10.2.8)$$

В случае поверхностной трещины получение зависимости, аналогичной (10.2.8), требует учета влияния свободных поверхностей. Применительно к этому случаю автор [221] для трещины в элементе толщиной b получил такую зависимость в виде

$$\frac{dl}{dc} = \left(\frac{c}{l}\right)^{n/2} \left[0{,}9173 - 0{,}2063\left(\frac{l}{b}\right) + 0{,}6738\left(\frac{l}{b}\right)^2 + \right.$$

$$\left. + 0{,}1414\left(\frac{l}{b}\right)\left(\frac{l}{c}\right) - 0{,}6264\left(\frac{l}{b}\right)^2\left(\frac{l}{c}\right)\right]^n. \qquad (10.2.9)$$

В приповерхностных слоях элемента трещина растет в условиях плосконапряженного состояния, тогда как в срединных слоях — в условиях плоской деформации. Поэтому по мере приближения фронта поверхностной трещины к противоположной поверхности элемента большая ось может оказаться не на лицевой поверхности (рис.10.2.8). В работе [370] указывается, что такое "искажение" линий фронта поверхностных трещин увеличивается с возрастанием уровня нагружения, определяемого параметром $K_1 / \sigma_{0,2}$. В этом случае использование выражения (10.2.9) становится неправомерным.

Для подсчета K_1 поверхностной трещины методические указания [194] рекомендуют использовать выражение $K_1 = Y \sigma \sqrt{\frac{\pi l}{Q}}$, где поправочная функция Y, учитывающая влияние свободных поверхностей в интервале значений l/b от 0,1 до 0,75, имеет вид

$$Y = \left[1 + 0{,}12\left(1 - \frac{l}{c}\right)\right]\left(\frac{2b}{\pi l}\operatorname{tg}\frac{\pi l}{2b}\right)^{1/2}. \qquad (10.2.10)$$

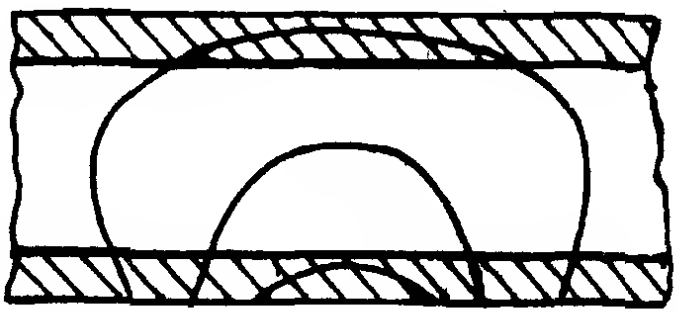


Рис.10.2.8. Изменение формы поверхностной трещины при ее росте в направлении толщины

Рост эллиптической трещины сопровождается изменением одновременно двух параметров l и c, определяющих максимальное значение коэффициента интенсивности напряжений в вершине трещины. Это обстоятельство усложняет процесс непосредственного интегрирования зависимости $\frac{dl}{dN} = C K^n$, полученной при испытаниях образцов со сквозной трещиной с целью определения числа циклов нагружения, необходимого для роста глубины поверхностной трещины от l_0 до $l_к$. Поэтому применительно к исследованию развития разрушения от поверхностных и внутренних дефектов оказывается целесообразным использование понятия обобщенного размера трещины W (см. §7.5, выражение (7.5.2)) с экспериментальным определением коэффициентов C и n, характеризующих второй участок диаграмм усталостного разрушения в виде $\frac{dW}{dN} = f(K_1)$ [139].

При построении диаграмм усталостного разрушения для слежения за ростом размеров поверхностной трещины по мере увеличения числа нагружений использование метода меток целесообразно дополнять фиксированием изменения размаха раскрытия берегов исходной трещины $V = f(N)$. Схема обработки результатов испытания образца с поверхностной трещиной при малоцикловом нагружении пульсирующим циклом, близким к отнулевому, показана на рис.10.2.9. Циклическое нагружение прекращают до того, как поверхностная трещина превратится в сквозную, то есть прежде чем отношение ее конечной глубины $l_к$ к толщине образца b еще не достигает значения порядка $\frac{l_к}{b} \cong \frac{2}{3}$. В этом случае при последующем статическом разрыве поверхность разрушения имеет следы исходного и конечного фронтов усталостной трещины, что позволяет измерить размеры l_0, $2c_0$, $l_к$, $2c_к$ и подсчитать соответствующие значения коэффициентов интенсивности напряжений K_0 и $K_к$ при максимальном напряжении цикла σ_{max}. Экспериментально было показано, что в процессе нагружения образца отнулевым циклом растяжения с постоянным размахом усилия $P_{max} = \text{const}$ при числе циклов $\cdot 10^4 ... 5 \cdot 10^4$ зависимость размаха коэффициента интенсивности напряжений $K_{1\,max}$ в вершине растущей поверхностной трещины от размаха раскрытия ее берегов V_{max} может быть в первом приближении принята линейной, как показано на рис.10.2.9, и аппроксимирована выражением

$$K_i = A\,(V_i - V_0) + B\,, \qquad (10.2.11)$$

где $A = \frac{K_к - K_0}{V_к - V_0}$; $B = K_0$.

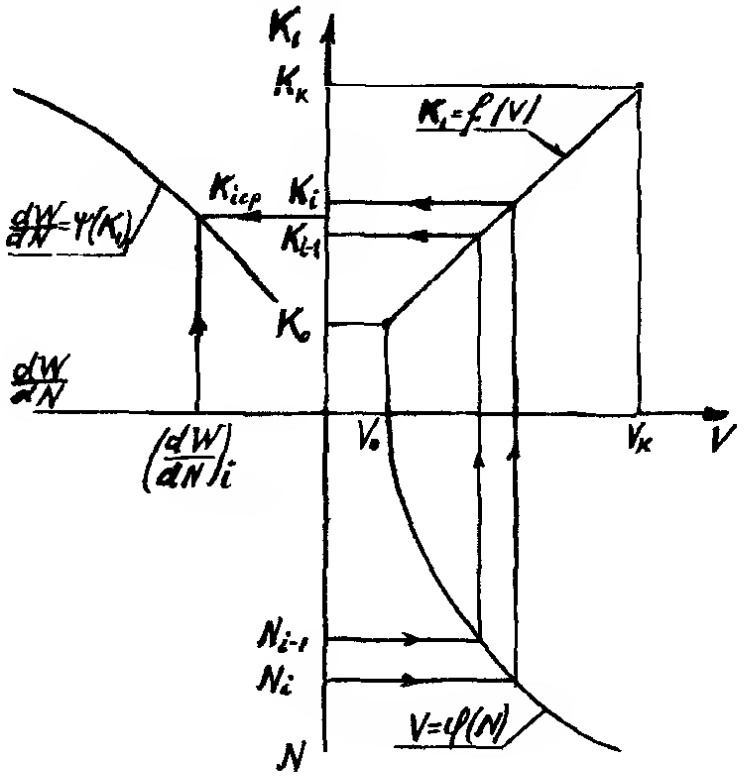


Рис.10.2.9. Схема обработки результатов малоцикловых испытаний с использованием обобщенного размера поверхностной трещины

Совместное использование выражения (10.2.11) и обобщенного размера поверхностной трещины $W = \dfrac{K_1^2}{\sigma^2_{max}\pi}$ позволяет по результатам испытания конкретного образца построить зависимость скорости роста обобщенного размера $\dfrac{dW}{dN}$ от коэффициента K_1, как схематически показано на рис.10.2.9. Последующая статистическая обработка результатов испытаний ряда образцов обеспечивает определение коэффициентов C и n уравнения, аппроксимирующего зависимость $\dfrac{dW}{dN} = f(K_{max})$ подобно уравнению Париса, обычно используемому для описания среднего участка диаграммы усталостного разрушения $\dfrac{dl}{dN} = f(K_{max})$.

Следует заметить, что в методических указаниях [194] рекомендована несколько иная форма уравнения Париса:

$$\frac{dl}{dN} = v^* \left(\frac{K_1}{K^*} \right)^n, \qquad (10.2.12)$$

где $v^* = 10^{-7}$ м/цикл; K^* — коэффициент, численно равный значению $K_{1\,max}$ для цикла, при котором скорость роста трещины составляет 10^{-7} м/цикл.

Применительно к поверхностной трещине с обобщенным размером W уравнение Париса приобретает вид

$$\frac{dW}{dN} = 10^{-7}\left(\frac{K_1}{K^*}\right)^n, \qquad (10.2.13)$$

Интегрирование уравнения (10.2.13) с подстановкой $K_1 = \sigma\sqrt{\pi W}$ позволяет определить число нагружений N_p, затрачиваемых на увеличение обобщенного размера трещины от W_0 до $W_к$ при неизменном уровне циклического нагружения σ:

$$N_p = \int_{W_0}^{W_к} \frac{dW\,(K^*)^n}{10^{-7}\left(\sigma\sqrt{\pi W}\right)^n} = \left.\frac{2\cdot 10^7\,(K^*)^n}{(n-2)\,\sigma^n\,\pi^n\,W^{(n-2)/2}}\right|_{W_0}^{W_к} \qquad (10.2.14)$$

В табл. 10.2.1 представлены результаты экспериментального исследования закономерностей роста поверхностных трещин при пульсирующем растяжении стыковых соединений тех же материалов, статическая трещиностойкость которых была рассмотрена ранее в главе 7 (см. табл.7.5.1 и 7.6.1).

Данные табл. 10.2.1 показывают, что зависимости $\frac{dW}{dN} = f(K_{1\,max})$ мало изменяются в пределах конкретного сварного соединения, когда трещина располагается в основном металле, в шве или в плоскости сплавления. Исключение составляет магниевый сплав ИМВ2, для которого это различие оказывается существенным. Наглядное представление о различии трещиностойкости рассматриваемых материалов дает рис.10.2.10, где зависимости $\frac{dW}{dN} = f(K_{1\,max})$ нанесены в логарифмических координатах.

Известно, что в процессе циклического роста трещины плавное приращение ее размера может смениться скачкообразным [311]. Применительно к малоцикловому нагружению, нет сведений в области каких значений скорости dW/dN наступает переход к скачкообразному росту. По-видимому, уровень K_{max}, соответствующий этому переходу, не должен превышать значение K_Q в момент страгивания трещины при статическом нагружении. Сопоставление зависимостей $\frac{dW}{dN} = f(K_{1\,max})$ на рис.10.2.10 со значениями $K_Q = K_{1c}$, приведенными на рис.7.5.8 и 7.6.11, позволяет установить значения dW/dN, соответствующие $K_{max} = K_Q = K_{1c}$. Можно видеть, что для стали 03Х11Н10М2Т скорость роста трещины dW/dN при $K_{max} = K_{1c} = 110$ МПа $\sqrt{\text{м}}$ составляет $5\cdot 10^{-6}$ м/цикл (точка A), а для сплава ИМВ-2 при этом же значении $dW/dN = 5\cdot 10^{-6}$ м/цикл значение $K_{1Q} = K_{1c} = 18{,}2$ МПа $\sqrt{\text{м}}$

Таблица 10.2.1

Закономерности роста поверхностных трещин в различных зонах стыковых соединений

Метод сварки	Материал	$dW/dN = f(K_{1\,max})$, м/цикл		
		Основной металл	Металл шва	Плоскость сплавления
Многослойная в щелевую разделку	АМг6	$10^{-7}\left(\frac{K_1}{13}\right)^{5,7}$	$10^{-7}\left(\frac{K_1}{12,7}\right)^{6,6}$	$10^{-7}\left(\frac{K_1}{13,1}\right)^{6,4}$
	03Х11Н10М2Т	$10^{-7}\left(\frac{K_1}{34}\right)^{3,4}$	$10^{-7}\left(\frac{K_1}{35}\right)^{3,5}$	$10^{-7}\left(\frac{K_1}{35}\right)^{3,5}$
ЭЛС	03Х11Н8М2Ф	$10^{-7}\left(\frac{K_1}{28,0}\right)^{2,96}$	$10^{-7}\left(\frac{K_1}{25,5}\right)^{2,96}$	$10^{-7}\left(\frac{K_1}{27,9}\right)^{2,78}$
	ИМВ-2	$10^{-7}\left(\frac{K_1}{7,46}\right)^{11,5}$	$10^{-7}\left(\frac{K_1}{5,78}\right)^{4,78}$	$10^{-7}\left(\frac{K_1}{5,9}\right)^{5,1}$

оказывается не намного больше, чем K_1, соответствующее точке C. Если скорость $dW/dN = 5 \cdot 10^{-6}$ м/цикл принять за критическую, то, используя уравнение Париса, можно определять соответствующие этой скорости значения $K_{max} = K_Q$, что особенно важно для тех материалов, для которых корректное определение K_Q при статическом нагружении становится невозможным.

Использование такого приема применительно к сплаву АМг6 (рис.10.2.10, точка B) дает значение $K_Q = 27$ МПа $\sqrt{\text{м}}$. Подтверждением объективности этого результата может служить фотография излома (рис.10.2.11) образца из нагартованного сплава АМг6, разрушившегося при циклическом нагружении от трещины, расположенной в металле шва. Хорошо видны следы, определяющие положение фронта трещины при ее скачкообразном продвижении. Подсчет K_{max} для трещины в момент первого скачка показал, что $K_{max} = 27{,}8$ МПа $\sqrt{\text{м}}$, то есть примерно соответствует абсциссе точки B на рис.10.2.10.

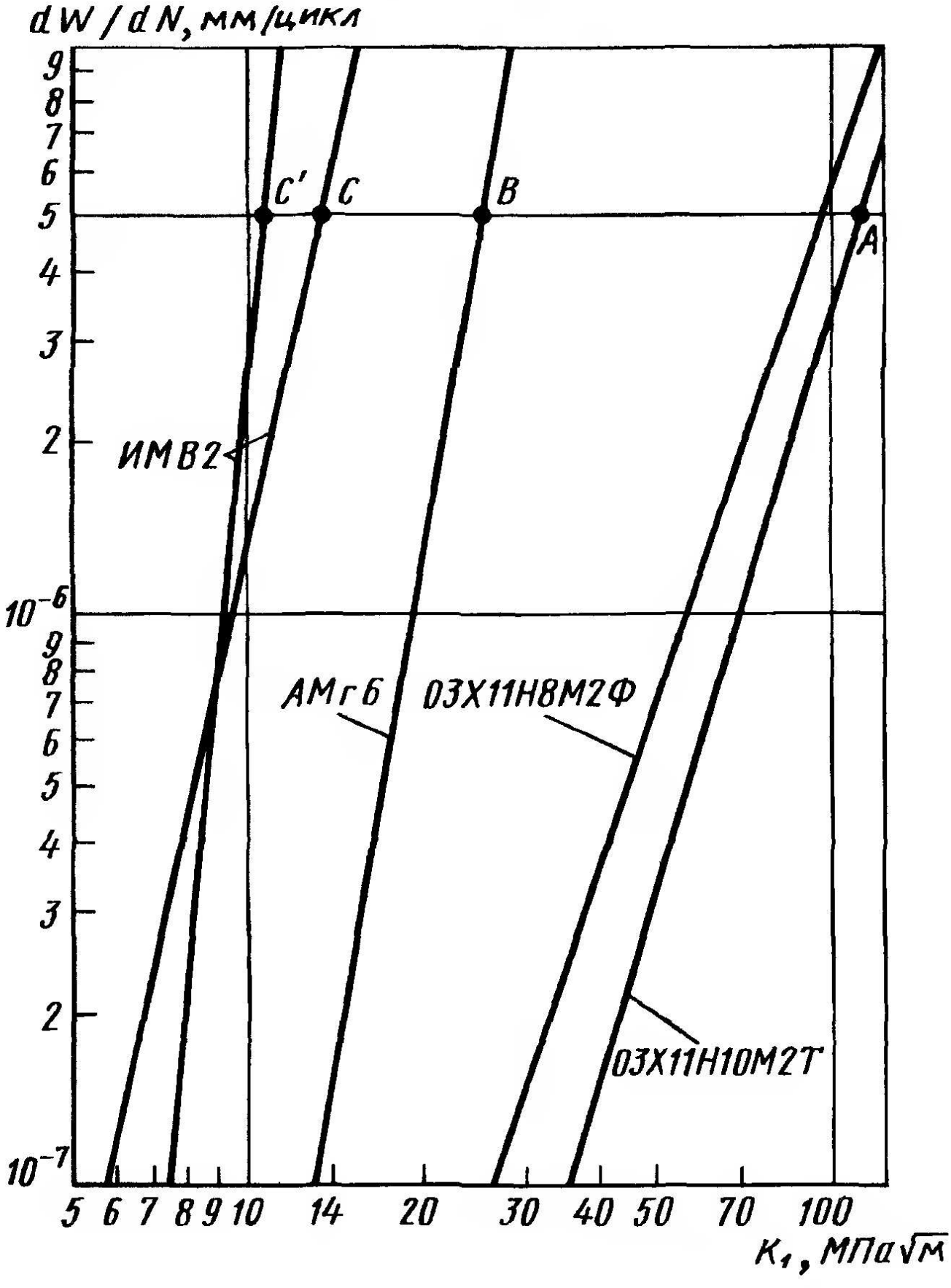


Рис.10.2.10. Сопоставление циклической трещиностойкости некоторых материалов

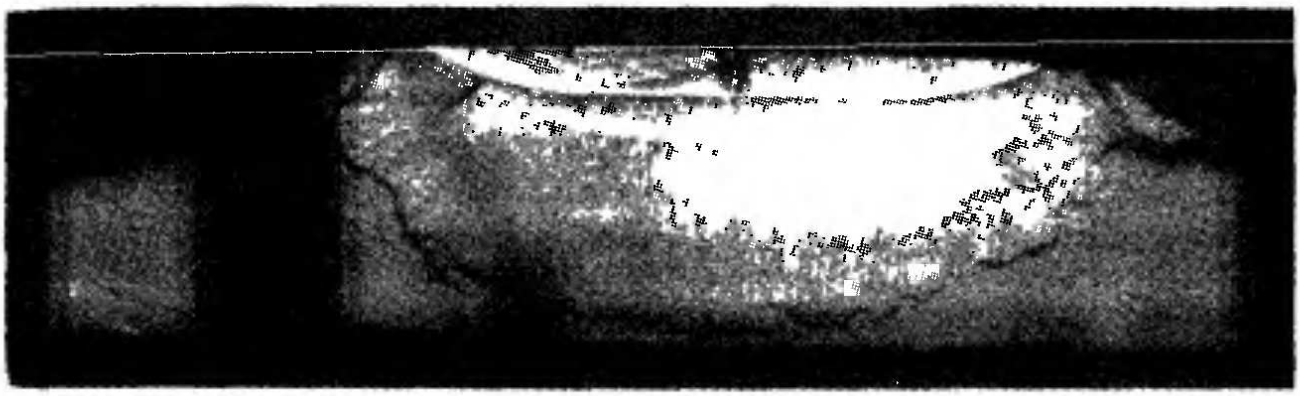


Рис.10.2.11. Поверхность разрушения образца из сплава АМг6 со следами скачкообразного продвижения усталостной трещины

При расчетной оценке роста усталостной трещины амплитуду нагрузки нередко принимают постоянной. Однако эксплуатационные воздействия на элементы конструкций имеют, как правило, случайный характер. Поэтому при расчетах на выносливость процесс нагружения обычно схематизируют и заменяют блочным.

При этом порядок чередования ступеней в смежных блоках принимают произвольным, а при подсчете ресурса элемента с трещиной используют гипотезу линейного накопления усталостных повреждений. Вместе с тем известно, что изменения амплитуды нагрузки с высокого на более низкий уровень вызывают эффект замедления роста трещины, зависящий от размера пластической зоны перед вершиной трещины, возникшей при перегрузке. Отсюда следует, что расчет действительной кинетики роста усталостной трещины требует учета не только режима нагружения, но и упругопластических свойств материала и толщины элемента.

Подобное исследование фактических закономерностей развития усталостных трещин было выполнено в работе [99]. Влияние переменной амплитуды нагрузки экспериментально исследовали на образцах из сталей $\sigma_{0,2}$ = 250...450 МПа толщиной 1...50 мм со сквозной и поверхностной трещиной. Протяженность пластической зоны вдоль фронта поверхностной трещины (в толще пластины) измеряли методом микротвердости на шлифах, вырезанных перпендикулярно плоскости трещины. Анализ полученных экспериментальных данных в зависимости от режима перегрузки, упругопластических свойств материала и толщины элемента позволил установить изменение фактического напряженного состояния перед вершиной трещины по мере ее продвижения через зону остаточных сжимающих напряжений, вызванных перегрузкой.

В результате этого анализа были получены выражения для подсчета эффективных значений КИН (K_{ef}) в зоне влияния перегрузок, эффективных значений коэффициента асимметрии цикла и числа циклов замедленного роста трещины Было также показано, что поцикловое

линейное суммирование приращений трещины без учета взаимодействия амплитуд нагрузки разного уровня приводит к значительному занижению расчетного ресурса. В этой же работе [99] предложена более совершенная методика расчета, оперирующая статистическими характеристиками случайного процесса, позволяющая в рамках используемой схематизации процесса воспроизводить всю историю нагружения вплоть до достижения трещиной предельного размера.

§ 10.3. Закономерности образования магистральной трещины в зависимости от топографии расположения инициаторов разрушения

При циклическом нагружении концентраторы напряжений могут стать инициаторами возникновения трещин. В этом случае их взаимное расположение и ориентация относительно осей главных напряжений способны в значительных пределах изменить долговечность конструкции.

Лукьянов В.Ф. выделяет три характерных типа расположения инициаторов разрушения: точечный, линейный и плоскостной [158]. К первому типу относят дефекты и концентраторы малой протяженности, расположенные так, что их взаимное влияние на процесс разрушения исключено. Линейные инициаторы — это дефекты или концентраторы, ориентированные вдоль линии. Взаимное влияние соседних очагов разрушения способствует возникновению трещин на различных участках линии инициатора, их подрастанию и слиянию, с образованием протяженной магистральной трещины. К плоскостным инициаторам относят скопления дефектов, расположенных в плоскости, нормальной к направлению главного напряжения (рис.10.3.1). Переход к ускоренному росту наступает для плоскостного и линейного инициаторов раньше и идет интенсивнее, чем для точечного [158].

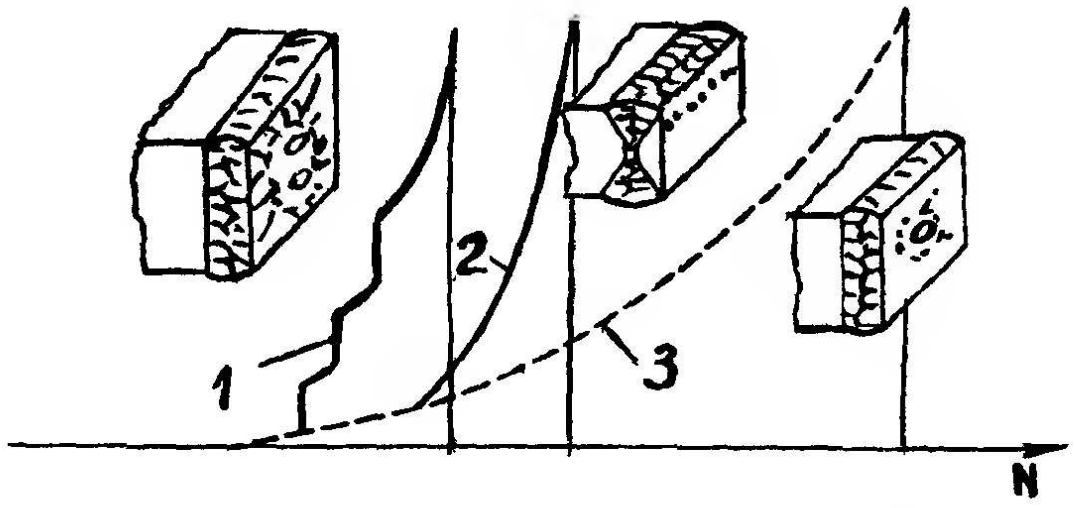


Рис.10.3.1. Развитие разрушения в зависимости от типа инициатора:
1 — плоскостного; *2* — линейного; *3* — точечного

Закономерности взаимодействия трещин исследованы главным образом применительно к случаю линейного расположения инициаторов разрушения. Так, в работе [236] при растяжении плоских образцов с коллинеарными сквозными трещинами НДС вблизи вершин трещин определяли экспериментально с помощью цепочек фольговых тензорезисторов с базой 0,5 мм, а также путем численного анализа (МКЭ). При "упругом" уровне нагружения изменения коэффициентов интенсивности напряжений (КИН) у вершин двух сближающихся трещин одинаковой длины представлены на рис.10.3.2,*б*.

Для внешней вершины трещины (точка *A*, рис.10.3.2,*а*) отношение $K_{I\,вз}$ взаимодействующей трещины к $K_{I\,од}$ одиночной трещине такого же размера (кривая *1*, рис. 10.3.2, *б*) получено при помощи МКЭ, а для внутренней вершины (точка *B*) те же отношения получены как с

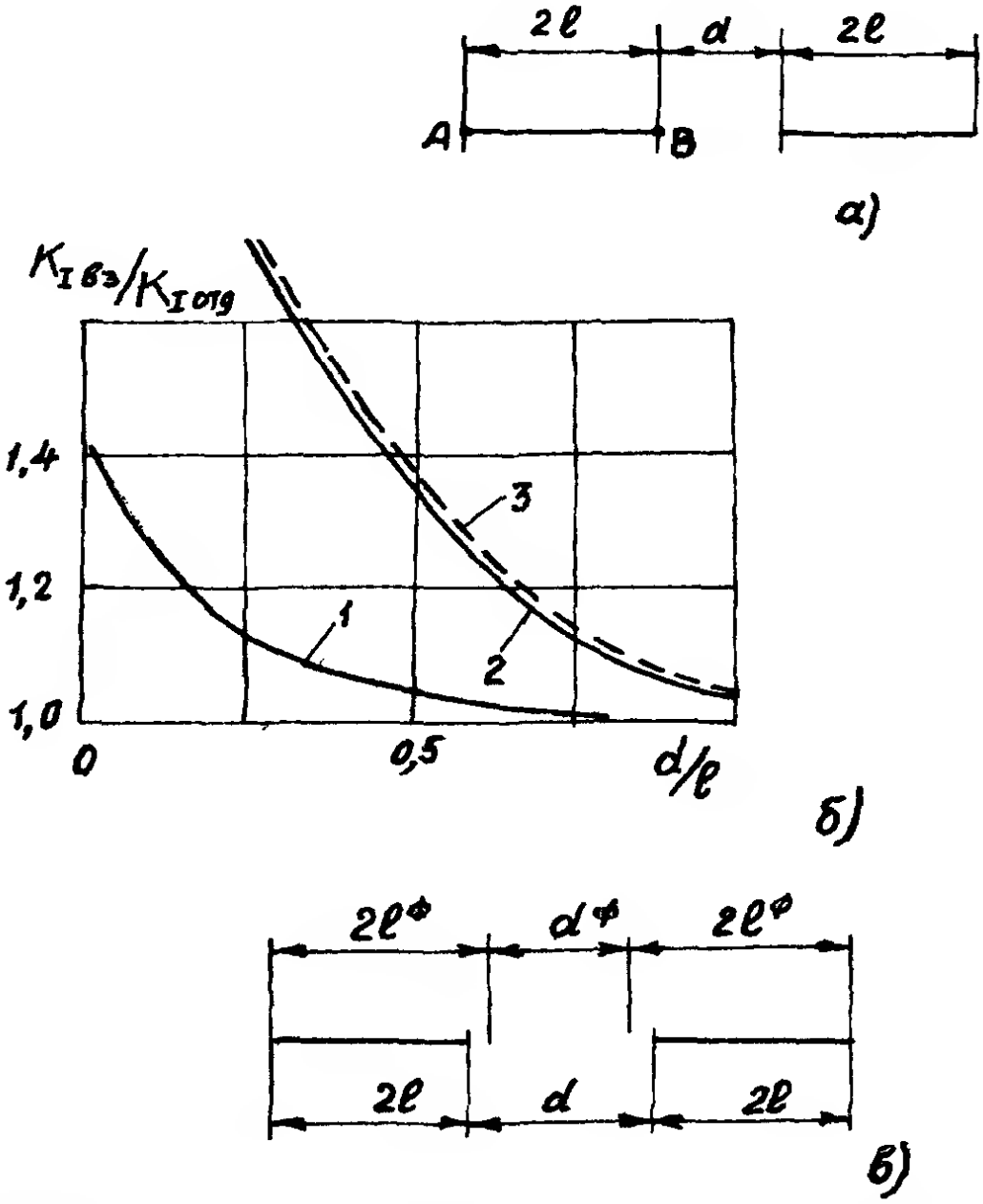


Рис.10.3.2. Изменение КИН взаимодействующих коллинеарных трещин одинаковой длины

помощью МКЭ, так и экспериментально (кривые *2* и *3*). Можно видеть, что взаимодействие трещин начинает проявляться при $d / l \approx 1$. При высоком уровне нагружения, когда у вершины трещины образуется пластическая зона, размеры этих зон для одиночной и взаимодействующей трещин оказываются различными. В результате анализа кинетики изменения размеров этих зон, выполненного как экспериментально, так и с помощью МКЭ [236], отношение радиуса пластической зоны взаимодействующей трещины $r_{т\ вз}$ к радиусу одиночной трещины $r_{т\ од}$ аппроксимировано выражением

$$f_т = r_{т\ вз} / r_{т\ од} = \left[2{,}55 - \frac{\sigma_н}{\sigma_т}\right] \sqrt{\frac{l_{ср}}{d} \operatorname{tg} \frac{\sigma_н}{\sigma_т}}. \qquad (10.3.1)$$

Выражение (10.3.1) позволяет вычислить размер пластической зоны на продолжении взаимодействующей трещины $r_{т\ вз}$, подставляя $r_{т\ од} = \dfrac{K_I^2}{2\pi\sigma_1^2}$. Учет влияния размеров пластических зон на скорость роста усталостных трещин в работе [236] рекомендуется выполнять на основе концепции эквивалентной трещины согласно схеме на рис.10.3.2,*в* :

$$2l^Ф = 2l + r_{т\ од} + r_{т\ вз}. \qquad (10.3.2)$$

Повышение фиктивной длины трещины $l^Ф$ по сравнению с l приводит к уменьшению фиктивного расстояния $d^Ф$ между взаимодействующими трещинами. Это означает, что взаимодействие трещины должно начаться раньше и проявляться более существенно, чем в случае отсутствия пластических зон.

Линейным инициатором разрушения может служить линия перехода от основного металла к усилению протяженного стыкового шва, в особенности когда имеют место искажения геометрической формы, связанные с наличием смещения и угловатости кромок. Нередко такие искажения имеют место в сферических газгольдерах, монтажных стыках стенок цилиндрических резервуаров, монтируемых из рулонируемых полотнищ, в прямошовных и спирально-шовных трубах большого диаметра и т.д. При нагружении наличие подобных искажений стенки оболочки вызывает появление дополнительного изгибающего момента и увеличивает концентрацию напряжений в зоне перехода от шва к основному металлу. При воздействии нагрузок циклического характера это может способствовать возникновению протяженной поверхностной трещины.

Наглядное представление о влиянии подобного линейного инициатора на сопротивляемость разрушению дают результаты испытаний крупногабаритных цилиндрических панелей, которые были вырезаны

из спирально-шовных труб диаметром 820 мм и толщиной стенки 10 мм (рис.10.3.3,*а*) так, чтобы шов *1* являлся осью симметрии рабочей поверхности панели [164, 280]. Имитацию работы стенки трубы при пульсирующем внутреннем давлении осуществляли методом гидростатического выпучивания жестко закрепленной по контуру панели, при этом стыковой шов оказывался в условиях двухосного растяжения. Малоцикловые испытания таких панелей с различными дефектами сварных соединений, включая угловатость *h* в виде "домика" (рис.10.3.3,*б*), показали, что усталостные трещины возникали по линии сплавления внутренней поверхности (рис.10.3.3,*в*) и ограниченно развивались в направлении толщины стенки, не превращаясь в сквозную, в то время как дефекты, располагавшиеся в средней части сечения и в зоне наружного шва, разрушений еще не вызывали. Долговечность образцов в основном определялась числом циклов, необходимых для образования отдельных трещин длиной 2—5 мм, расположенных по линии сплавления. Эти трещины сначала росли практически независимо друг от друга, но после соприкосновения краев соседних трещин, как это видно на рис.10.3.4, они объединялись. Общий фронт их приобретал сначала седлообразную форму, а затем ускоренно выравнивался, образуя единую поверхностную трещину [152]. К моменту нарушения герметичности стенки протяженность образовавшейся на внутренней поверхности панели магистральной трещины составляла 300—400 мм.

Протяженные длиной в сотни миллиметров поверхностные трещины вдоль зоны перехода от шва к основному металлу были обнаружены во многих сварных оболочковых конструкциях в процессе эксплуатации.

Процесс разрушения сварного соединения от линейного (или плоскостного) инициатора определяется многообразием действия ряда факторов, имеющих случайный характер. Для прогнозирования этого

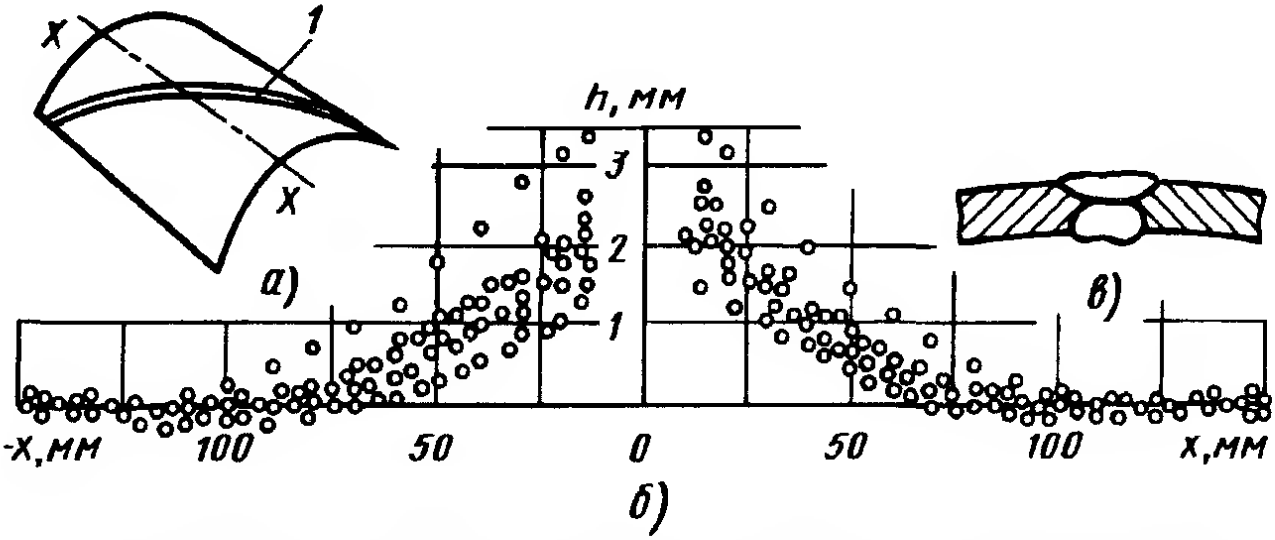


Рис.10.3.3. Цилиндрические панели, вырезанные из спирально-шовных труб:
а — панель; *б* — профиллограммы образующих цилиндрической поверхности в зоне стыкового шва, где *h* — высота "домика"; *в* — сечение стыкового шва

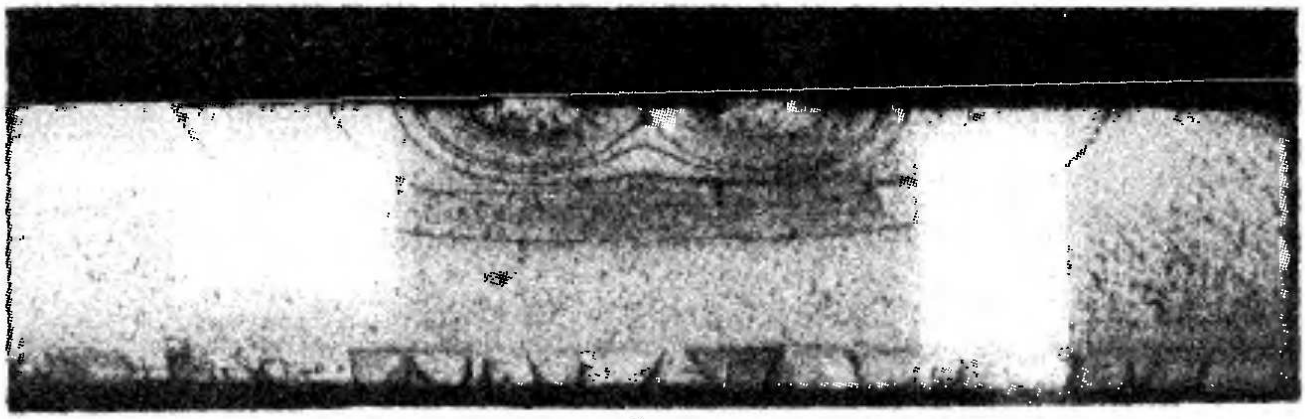


Рис.10.3.4. Поверхность излома образца с метками фронта растущих трещин, демонстрирующая этапы процесса объединения соседних поверхностных трещин, расположенных вдоль одной линии [152]

процесса В.Ф.Лукьяновым и В.В.Напрасниковым [158, 162, 154, 159] использован метод имитационного моделирования, заключающийся в исследовании поведения реального объекта с помощью ЭВМ, исходя из анализа функционирования математической модели. На рис.10.3.5 показана структурная схема организации программного комплекса. Ядро комплекса составляют управляющая программа *8* и имитационная модель *12*. Система исходных данных задается блоками *2—7*. Банк теоретических зависимостей *13—15* содержит расчетные формулы для вычисления параметров, характеризующих процесс зарождения трещин и их развития.

С помощью банка теоретических зависимостей управляющая программа формирует математическую модель. Эффективную работу этой модели обеспечивает наличие информационного банка *9—11*, содержащего статистически представленный объем экспериментальных данных относительно типа и параметров распределений, характеризующих геометрические размеры дефектов, характеристик сопротивления различных участков сварного соединения зарождению разрушения и характеристик трещиностойкости при циклическом и статическом нагружении. В зависимости от цели расчета и вида исходной информации управляющая программа с помощью банка зависимостей включает математическую модель в алгоритм имитационного моделирования. По существу имитационное моделирование представляет собой статистический машинный эксперимент. Из банка экспериментальных данных выбираются блоки информации, приводятся в исходное состояние датчики случайных чисел и начинается прогон модели. Результаты расчетов после каждого прогона помещаются в банк *16*. Многократная прогонка модели на ЭВМ при измененных состояниях датчиков случайных чисел и последующая статистическая обработка численного эксперимента позволяют учесть влияние случайного рассеяния параметров, характеризующих долговечность и трещиностойкость, а также случай-

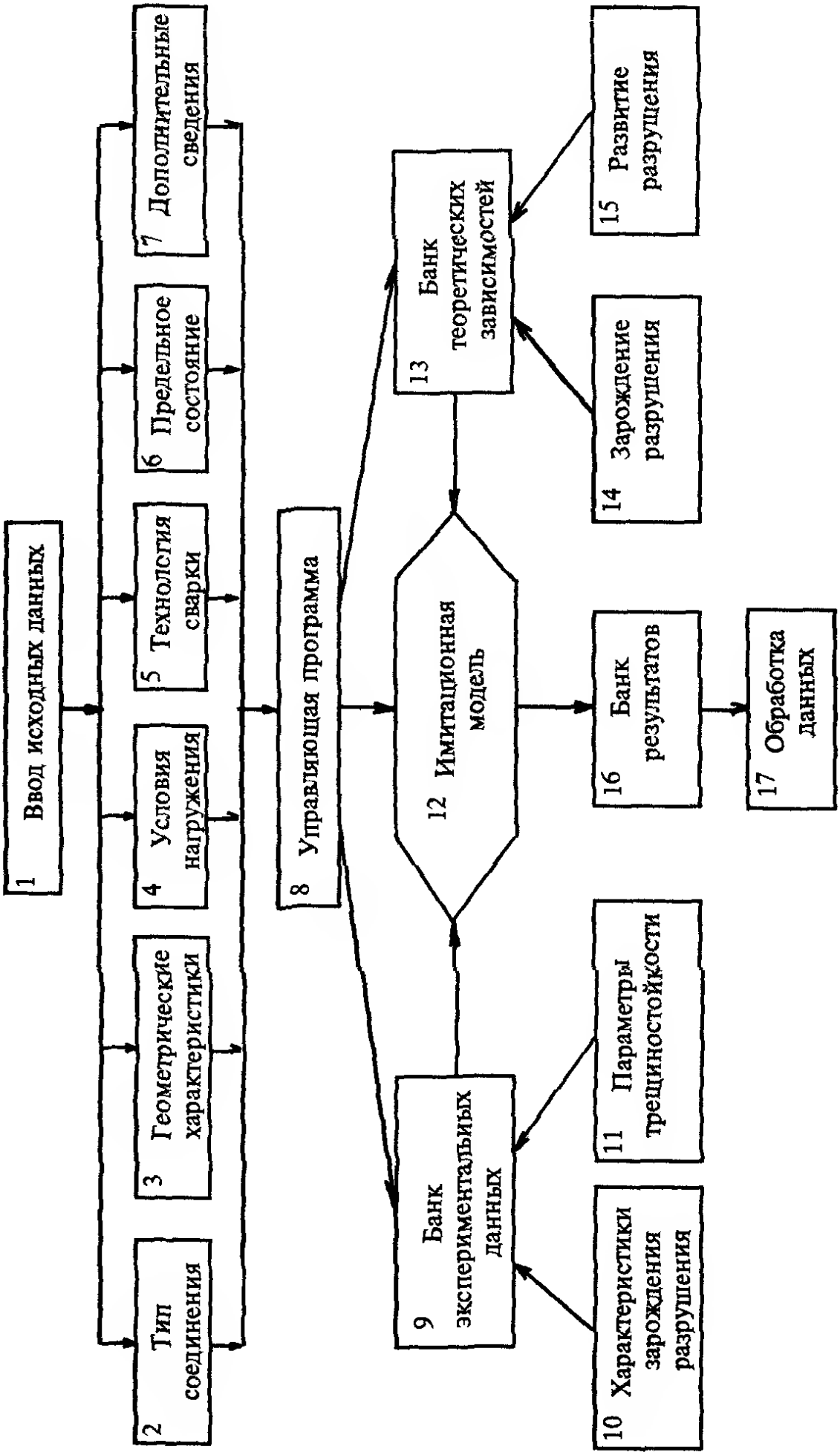


Рис.10.3.5. Структурная схема организации программного комплекса имитационного моделирования

ный характер топографии очагов разрушения и траектории роста трещин. При этом используется искусственная дискретизация непрерывного процесса разрушения во времени. Это позволяет регистрировать моменты появления отдельных трещин на различных участках шва, учитывать траекторию роста и кинетику объединения трещин и возможность изменения на определенном этапе механизма разрушения, определяющего наступление предельного состояния.

Возможности метода имитационного моделирования можно показать на примере анализа кинетики разрушения сварных штуцерных соединений оболочковых конструкций, работающих в условиях малоциклового нагружения при двухосном поле растягивающих напряжений. Экспериментальной основой для создания банка исходной статистической информации послужили результаты испытаний крупногабаритных образцов со сварными штуцерными соединениями [155, 157].

В отличие от соединений с прямолинейными швами, в штуцерных соединениях поверхностные трещины, повторяя контуры границы шва, приобретают дугообразную форму, причем угол охвата штуцерного соединения трещиной зависит от соотношения компонентов главных напряжений $\sigma_2 / \sigma_1 = m$. Так, на рис. 10.3.6,*а*,*б* показаны диаграммы развития разрушения, полученные как экспериментально, так и расчет-

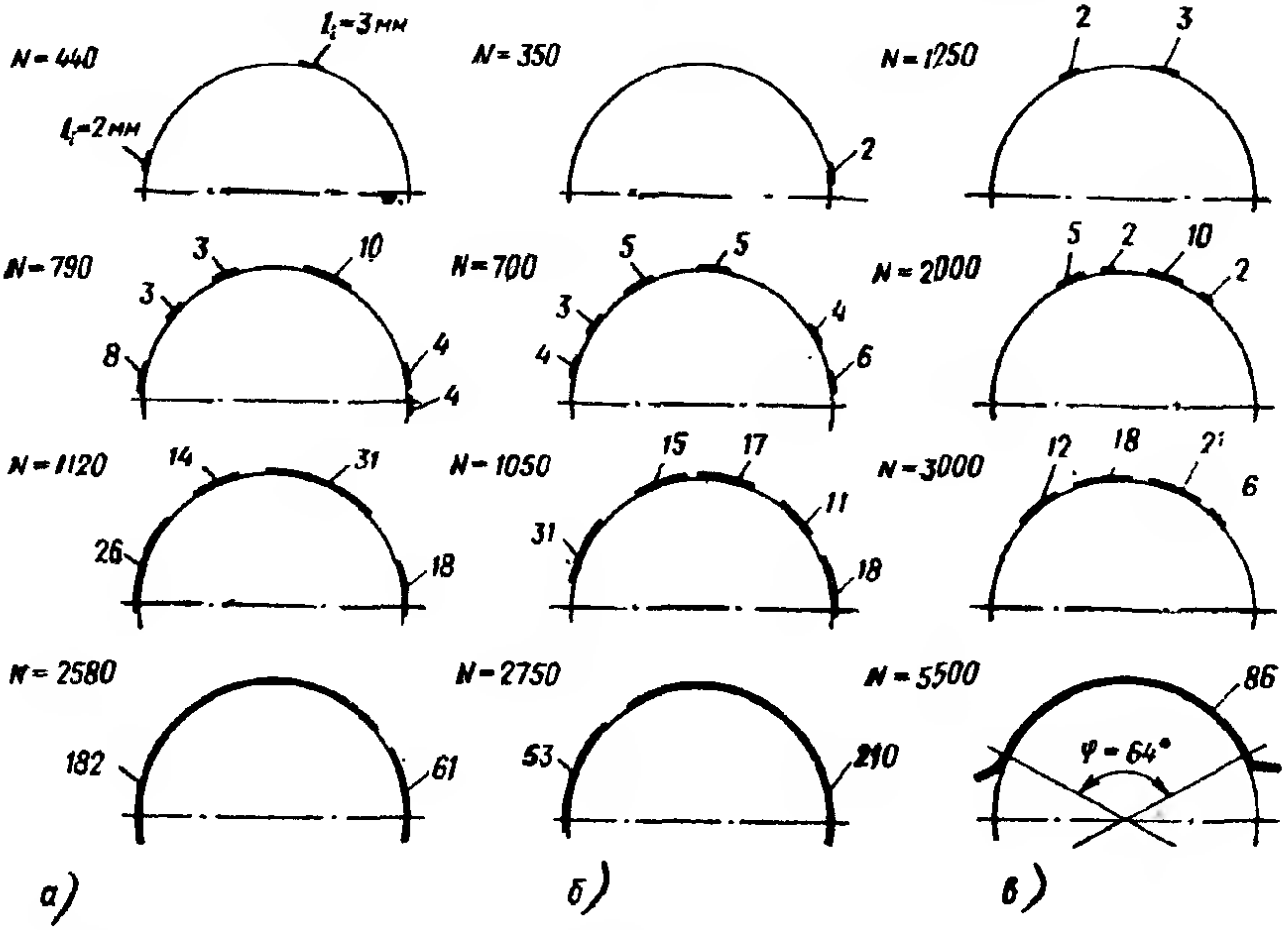


Рис. 10.3.6. Диаграммы процесса разрушения сварных штуцерных соединений в условиях двухосного растяжения:

а — эксперимент, $\sigma_2 = \sigma_1$; *б* — расчет, $\sigma_2 = \sigma_1$; *в* — расчет, $\sigma_2 = 0{,}5\,\sigma_1$

ным путем для случая двухосного растяжения при $\sigma_2 = \sigma_1$. Можно видеть, что поле напряжений с равными компонентами приводит к зарождению отдельных трещин по всему периметру кругового шва с последующим образованием цилиндрической несквозной трещины.

Напротив, в случае соотношения компонентов напряжений $\sigma_2 = 0{,}5\,\sigma_1$ (рис.10.3,6,*в*) объединение отдельных трещин приводит к образованию дугообразной трещины, которая начинает развиваться в направлении толщины элемента. При этом возникают условия для изменения траектории разрушения с отходом от границы шва к плоскости, нормальной наибольшему главному напряжению σ_1 .

§ 10.4. Оценка работоспособности стыковых соединений при наличии дефектов типа несплошностей

Состояние вопроса установления допустимых размеров дефектов

Современный уровень технологии производства сварных конструкций не позволяет избежать появления дефектов. Их выявление и исправление осуществляют в соответствии с рекомендациями отраслевых нормативно-технологических документов, устанавливающих характер и размеры дефектов, подлежащих исправлению.

Анализ этих документов показывает, что они, как правило, являются опытно-статистическими, ориентируются на достигнутый в каждой отрасли уровень техники и технологии сварки и контроля качества. Рекомендации этих документов проверены многолетней практикой изготовления и эксплуатации, их соблюдение обычно обеспечивает работоспособность выпускаемых изделий в пределах заданного ресурса. Однако такой подход неприемлем при ускоренных темпах внедрения новых материалов и способов сварки. Отсутствие учета функциональной связи размер дефекта — условия работы при установлении норм нередко приводит к необоснованным требованиям исправления дефектов, не уменьшающих несущую способность конструкции, или, напротив, допуску таких, которые могут привести к эксплуатационному отказу. В то же время при подварке дефектных мест не исключено образование новых дефектов, даже более опасных, чем исправленные.

Отсюда следует, что наряду с документацией, регламентирующей наличие дефектов с позиций поддержания технологической дисциплины, необходима оценка обеспечения безотказной работы конструктивного элемента в зависимости от данных неразрушающего контроля, условий эксплуатации и заданного ресурса работы.

Для определения максимально допустимого размера трещиноподобного дефекта l_{max} в работах [347, 345] было предложено использовать значения критического раскрытия кромок δ_c материала в зоне расположения дефекта согласно уравнениям

$$l_{max} = \frac{\delta_c E \sigma_{0,2}}{2 \pi \sigma_1^2} \quad \text{для} \quad \frac{\sigma_1}{\sigma_{0,2}} \le 0,5 , \qquad (10.4.1)$$

$$l_{max} = \frac{\delta_c E}{2 \pi (\sigma_1 - 0,25 \sigma_{0,2})} \quad \text{для} \quad \frac{\sigma_1}{\sigma_{0,2}} \ge 0,5 , \qquad (10.4.2)$$

где σ_1 — полное псевдоупругое напряжение вблизи дефекта.

Уравнения (10.4.1) и (10.4.2) можно применять не только для сквозных, но и для поверхностных и внутренних трещиноподобных дефектов, используя графические зависимости, представленные на рис.10.4.1 и 10.4.2.

Для сварных конструкций рекомендуется принимать значения σ_1 в соответствии с табл. 10.4.1 [358]. При этом предполагается, что после сварки остаточные напряжения равны пределу текучести, а послесварочная термообработка полностью их устраняет. Когда в последнем нет уверенности, рекомендуется учитывать степень снятия остаточных напряжений.

Возможность использования уравнений (10.4.1) и (10.4.2) привлекает своей простотой. Однако частный характер этих полуэмпирических уравнений, естественно, не может отразить многообразие условий наступления предельных состояний различных типов сварных конст-

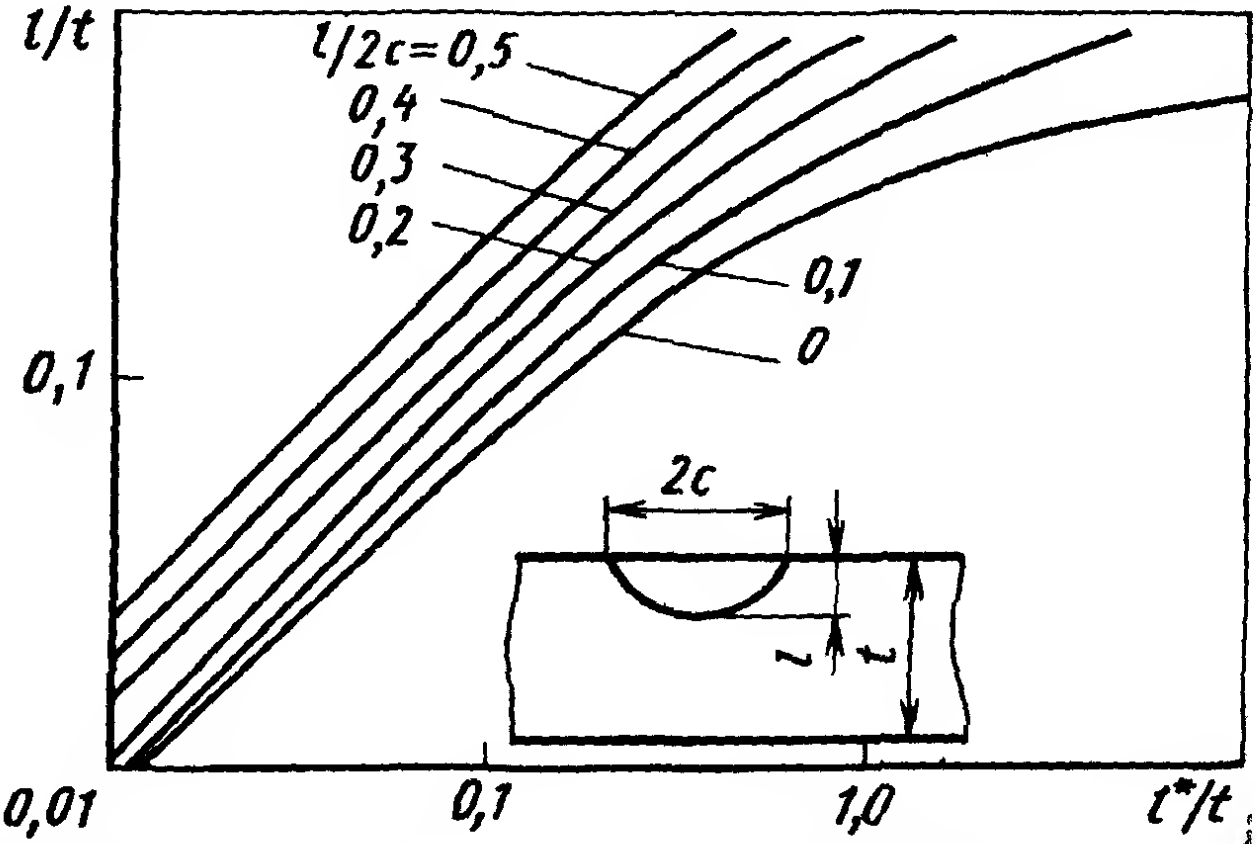


Рис.10.4.1. Соотношения между размерами поверхностной трещины и размером эквивалентной сквозной трещины

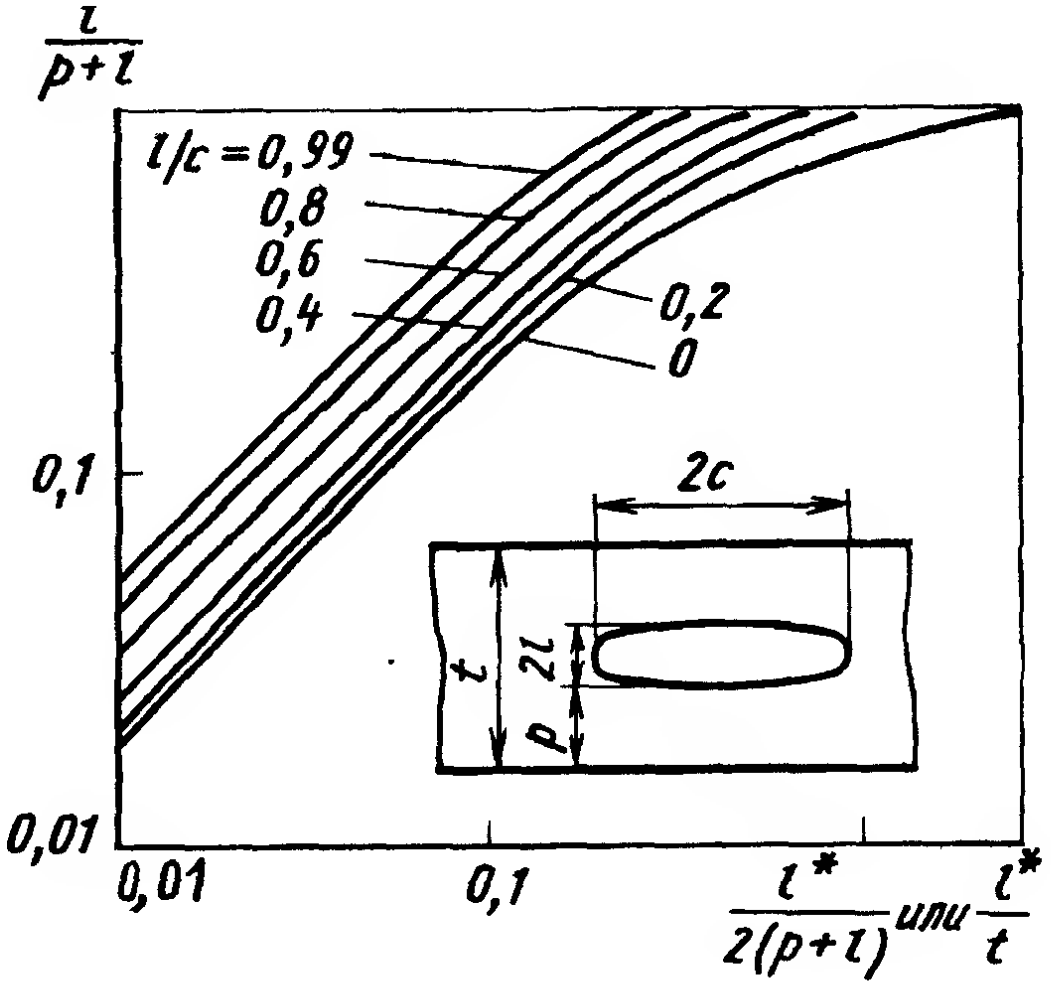


Рис.10.4.2. Соотношения между размерами внутренней трещины и размером l^* эквивалентной сквозной трещины

Таблица 10.4.1

Рекомендации по назначению псевдоупругого напряжения σ_1 [358]

Расположение трещины	Состояние конструкции	σ_1
Вдали от концентрации напряжений	Остаточные напряжения сняты	$\sigma_{расч}$
	После сварки	$\sigma_{расч} + \sigma_{0,2}$
Вблизи концентраторов напряжений	Остаточные напряжения сняты	$\alpha_\sigma \times \sigma_{расч}$
	После сварки	$\alpha_\sigma \times \sigma_{расч} + \sigma_{0,2}$

рукций от дефектов того или иного характера. Поэтому эти уравнения в работе [358] рекомендуется использовать только для определения допустимых размеров трещиноподобных дефектов, имея в виду, что коэффициент запаса по предельному состоянию разрушения при этом равен примерно 2,0...2,5.

Кроме того, уравнения (10.4.1) и (10.4.2) позволяют определять только предельно допустимые размеры дефекта, тогда как оценке на допустимость приходится подвергать исходный размер, установленный при контроле качества. Для того, чтобы конструкция сохраняла способность воспринимать расчетные нагрузки даже при наличии трещин, возникших в процессе эксплуатации, необходимо предсказать, как быстро будут расти эти трещины и уменьшаться остаточная прочность [16].

Характерным примером такого подхода является проверка конструкционной прочности и оставшегося ресурса по циклической долговечности, выполненная авторами [302] применительно к аэродинамической трубе, находившейся в эксплуатации более 30 лет. Анализ работоспособности трубы с позиций механики разрушения проводили с учетом наличия в сварных швах дефектов малого размера как для мембранной части оболочки, так и для областей с высокими изгибающими напряжениями и в местах присоединения штуцеров, причем для каждой зоны определяли критический размер дефекта. На основании расчета оставшаяся циклическая долговечность этой аэродинамической трубы была оценена равной примерно 10 годам.

Обширные исследования влияния дефектов на усталостную прочность сварных соединений низколегированных конструкционных сталей с пределом прочности 440...640 МПа и алюминиевых сплавов проведены Харрисоном [356, 357]. Им предложено еще на стадии проектирования конструкции относить ее к одному из пяти классов *V, W, X, Y, Z,* отличающихся ступенчатым снижением уровня требований к качеству изготовления. Обоснованием к такому подходу послужило простое соображение, что применительно к сварной конструкции, работающей при циклических нагрузках, нет смысла настаивать на ремонте мелких внутренних дефектов, если рядом расположен угловой шов, определяющий усталостную прочность данной конструкции.

Каждому уровню качества соответствует своя область на диаграмме уровень напряженности — число циклов до разрушения в логарифмических координатах, где в качестве показателя уровня нагруженности использована полная деформация ε_n или соответствующее ей условное напряжение $S = \varepsilon_n E$ (рис. 10.4.3). Положение наклонных параллельных прямых, разделяющих диаграмму на пять областей, определяется по экспериментальным данным для каждого уровня дефектности. Так, если все экспериментальные точки, соответствующие уровню пористости 3%, лежат в области класса V (рис.10.4.3), то уровень дефектности принимается за допустимый для класса *W*. Соответственно, если для шлако-

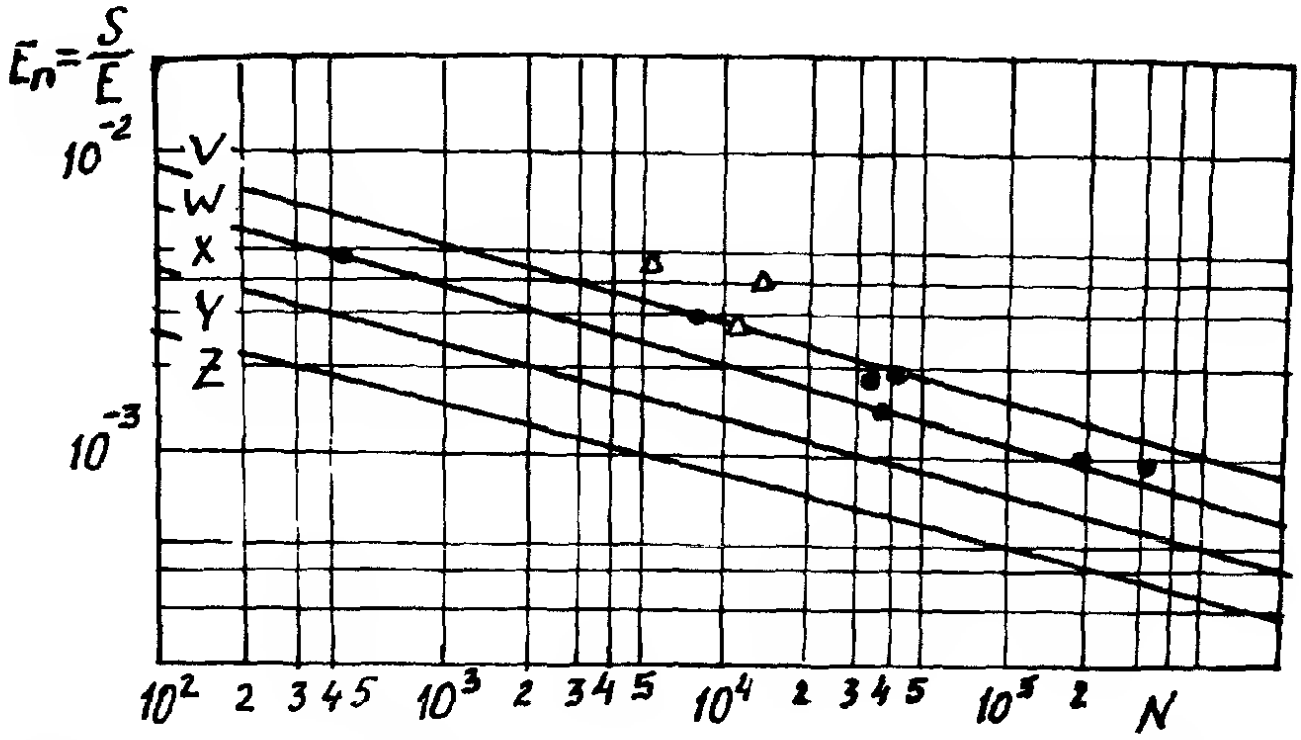


Рис.10.4.3. Диаграмма категорий качества (остаточные напряжения сняты):
Δ — 3%-ная пористость; ● — шлаковые включения неограниченной протяженности

вых включений неограниченной протяженности расположение экспериментальных точек ограничено областью *W*, то такие дефекты считаются допустимыми для класса *X*.

В соответствии с последующими работами Харрисона Британский институт стандартов выпустил документ [355, 348, 352], регламентирующий допустимые уровни дефектов в сварных конструкциях при усталостных нагрузках. Этот документ базируется на концепции "годности для использования" (или "целевой пригодности"), применение которой требует подробной информации о нагрузках, свойствах материала, типах, размерах и расположении дефектов и учитывает возможность возникновения и роста трещин от них. Все дефекты разделяются на две основные группы — плоские и неплоские. Для плоских дефектов методы оценки их опасности базируются на механике разрушения, тогда как для неплоских дефектов — в основном на непосредственных экспериментальных данных. Установлены 11 категорий качества: *Q*0 ... *Q*10 для сварных соединений после сварки и *QS*0 ... *QS*10 для них же в случае снятия остаточных напряжений. При определении требуемой категории качества для конструкций в состоянии после сварки учитывают только размах напряжений, считая, что напряжения в пределах цикла изменяются вниз от уровня остаточных напряжений, принимаемых равными пределу текучести, тогда как для конструкций со снятыми напряжениями, кроме размаха приходится учитывать и характеристику цикла *R*, поскольку продвигать трещину будет лишь растягивающая часть цикла. Для конструкции, нагружаемой размахом

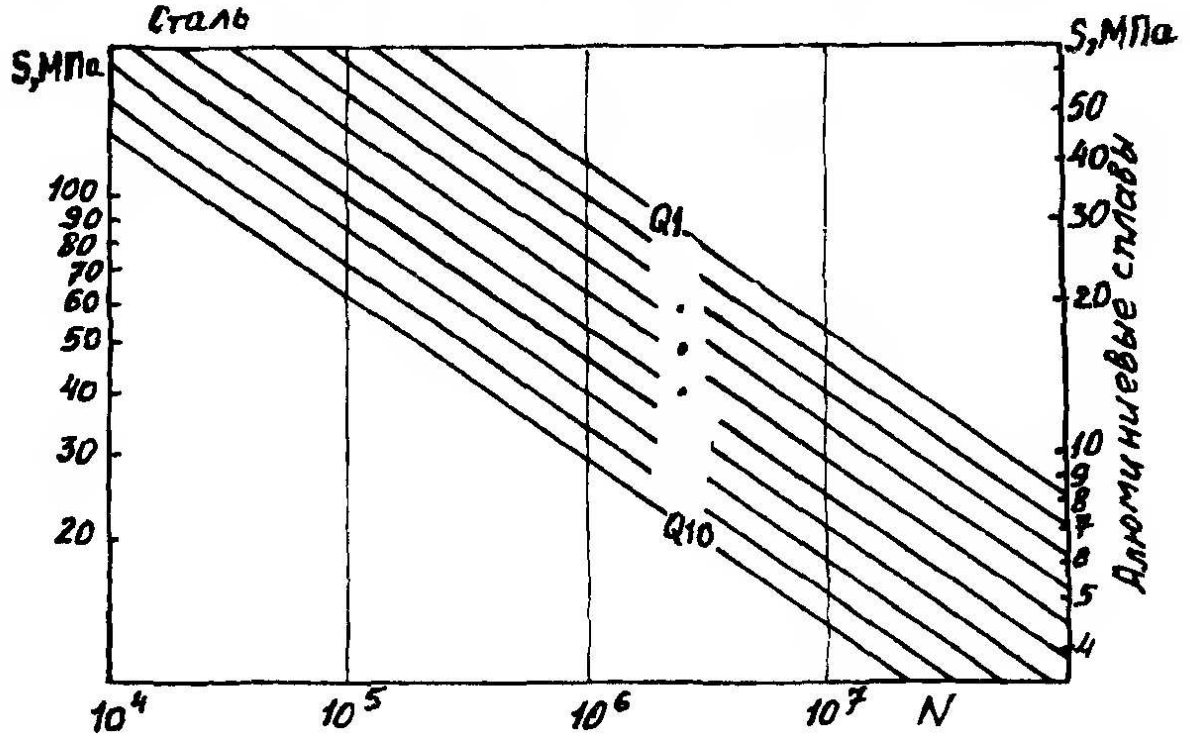


Рис.10.4.4. Диаграмма категорий качества для сварных соединений из сталей и алюминиевых сплавов [355]

напряжений S, требуемая категория качества должна соответствовать строке табл. 10.4.2 с размахом напряжений выше S либо диаграмме категорий качества (рис.10.4.4), связывающей значения S с базовым числом нагружений.

Для неплоских дефектов категорию качества устанавливают в зависимости от размера шлакового включения или процента пористости в соответствии с табл. 10.4.3. Если обнаруженный дефект соответствует, например, категории качества $Q3$, а категория рассматриваемой конструкции $Q5$, то дефект считается допустимым. Можно видеть, что сравнительно небольшое увеличение размаха напряжений может потребовать перехода от отсутствия ограничений на размеры дефектов к необходимости устранения даже весьма малых дефектов.

Для плоских дефектов категорию качества устанавливают по номограммам, построенным, исходя из закономерностей роста усталостной трещины на основе использования зависимостей Париса. При этом за критический размер трещины рекомендуется принимать [355] нижние предельные значения трещиностойкости, полученные при экспериментальных исследованиях, тем самым вводя в расчет неизвестный коэффициент надежности.

Построение номограммы уровней качества (рис.10.4.4) требует весьма значительного объема экспериментальных данных. Именно наличие таких данных для широкого класса вязких сталей и алюминиевых сплавов обеспечило успешное использование подхода уровней качества.

Таблица 10.4.2

Установление требуемой категории качества в зависимости от размаха напряжений

Категория качества		Размах напряжений, МПа, на базе 10^5 циклов	
После сварки	Остаточные напряжения сняты	Сталь	Алюминиевые сплавы
*Q*0	*QS*0	>248	>83
*Q*1	*QS*1	248	83
*Q*2	*QS*2	218	73
*Q*3	*QS*3	185	61
*Q*4	*QS*4	163	54
*Q*5	*QS*5	135	45
*Q*6	*QS*6	115	38
*Q*7	*QS*7	100	33
*Q*8	*QS*8	85	28
*Q*9	*QS*9	73	24
*Q*10	*QS*10	63	21

Заслуживает внимания Японский стандарт (WES-2805), предназначенный для оценки критичности размера трещиноподобного дефекта с позиций исключения хрупкого разрушения [360]. Характерные дефекты: сквозной, поверхностный и внутренний приводятся к эквивалентному размеру сквозной трещины a^* подобно тому, как это было рассмотрено выше (см. рис.10.4.1 и 10.4.2). Условия нагружения характеризуют псевдоупругой деформацией в зоне расположения дефекта в соответствии с выражением

$$e = e_1 + e_2 + e_3 , \qquad (10.4.3)$$

где e_1 — от внешней нагрузки; e_2 — от остаточных напряжений; e_3 — от конструктивной концентрации напряжений.

Таблица 10.4.3

Установление требуемой категории качества в зависимости от размера дефекта

Категория качества	Максимальный размер шлакового включения, мм				Пористость, % площади по рентгенограмме
	Вероятность неразрушения				
	97,5 %		99,5 %		
	После сварки	После отпуска	После сварки	После отпуска	
Q0 / QS0	1,5	7,5	1,5	1,5	0
1	2,5	19	2,0	11	3
2	4	55	2,5	25	3
3	10	—	5	145	5
4	35	—	9	—	5
5	—	—	66	—	5
6—10	—	—	—	—	5

Для подсчета значений e_1 используют уравнение

$$e_1 = \frac{\sigma_t}{E} + \frac{\alpha_b \, \sigma_{изг}}{E}, \qquad (10.4.4)$$

где σ_t — мембранное напряжение; $\sigma_{изг}$ — напряжение от изгиба; E — модуль упругости; α_b — коэффициент, учитывающий тип дефекта в соответствии с табл. 10.4.4.

Значения e_2 определяют в зависимости от предела текучести $\sigma_{0,2}$.

$$e_2 = \alpha_r \, \sigma_{0,2}, \qquad (10.4.5)$$

где α_r — коэффициент, учитывающий тип дефекта и его ориентацию в сварном соединении в соответствии с табл. 10.4.4.

Значение e_3 подсчитывают в зависимости от e_1 по выражению

$$e_3 = e_1 \, (\alpha_\sigma - 1), \qquad (10.4.6)$$

где α_σ — коэффициент концентрации напряжений, характерный для рассматриваемого соединения.

Таблица 10.4.4

Значения коэффициентов α_b и α_r

Тип дефекта		α_b	α_r соединения			
			Стыкового		Нахлесточного	
			∥ шву	⊥ шву	∥ шву	⊥ шву
Сквозной		0,5	0	0,6	0	0,6
Внутренний		0,25	0	0,6	0	0,6
Поверхностный на стороне	растянутой	0,75	0,2	0,6	0,6	0,6
	сжатой	0				

Затем в зависимости от эквивалентного размера дефекта a^* и псевдоупругой деформации e определяют раскрытие трещины *COD* в вершине дефекта δ согласно выражению

$$\delta \approx 3{,}5\, e\, a^* . \qquad (10.4.7)$$

Рассматриваемый дефект считается недопустимым, если

$$\delta > \delta_c , \qquad (10.4.8)$$

где δ — *COD*, подсчитанный для данных условий, а δ_c — критическое значение *COD*, определяемое экспериментально при температуре испытаний.

Рассмотренные положения стандарта WES-2805 схематически представлены на рис.10.4.5. В этой же работе [360] изложены соображения о совершенствовании стандарта с целью получения оценки надежности сварного узла в эксплуатации при наличии дефекта на основе определения вероятности ненаступления разрушения. При таком подходе все факторы, определяющие значения δ и δ_c в (10.4.8), рассматриваются как случайные величины. На каждом этапе схемы (рис.10.4.5) отклонения этих случайных величин определяются рядом причин, из которых наиболее характерными являются следующие.

1. На стадии неразрушающего контроля — ограниченная выявляемость дефекта в зависимости от технологии контроля, ошибки в определении размеров и расположения дефекта, а также в распознавании его характера (единичный, групповой).

2. На стадии подсчета эквивалентного размера a^* — неопределенность оценки остроты и формы исходного дефекта, взаимодействия

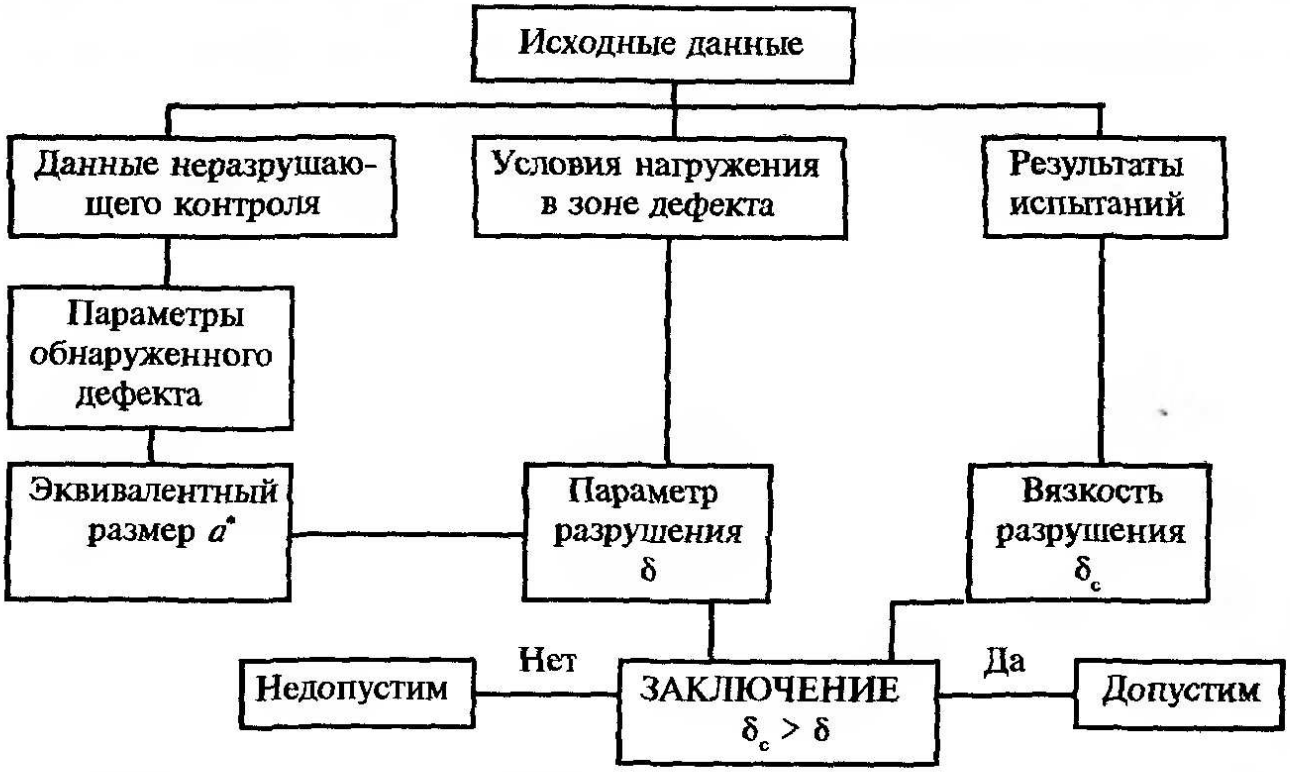


Рис.10.4.5. Схема оценки допустимого размера плоского дефекта [360]

соседних дефектов, перехода от несквозного дефекта к эквивалентному размеру, а также погрешность в оценке параметров изменения нагрузки в процессе эксплуатации и разброс параметров, определяющих закон развития усталостной трещины.

3. На стадии учета условий нагружения в зоне дефекта e — погрешности в оценке внешних нагрузок и анализе напряжений в зависимости от значений коэффициентов α_r, α_b и α_σ.

4. На стадии оценки параметра разрушения δ — неопределенность зависимости $\delta = f(e, a^*)$.

5. На стадии оценки вязкости разрушения δ_c — разброс значений δ_c, получаемых при испытаниях, и погрешности оценки их изменения от температуры.

6. На стадии заключения — с вероятностных позиций заключение обычно не получает достаточного обоснования из-за отсутствия необходимых данных по всем перечисленным пунктам.

Изложенное выше показывает, что вопросы оценки критичности размеров дефектов проработаны в значительной степени только применительно к сварным соединениям конструкционных сталей. Однако даже в этом частном случае разработка вероятностных подходов к оценке допустимости дефекта находится еще в начальной стадии; не получили также необходимой разработки такие методические вопросы, как учет стадии зарождения трещин от характерных типов дефектов, учет возможности наступления предельного состояния при $\delta < \delta_c$.

В более общем случае, применительно к новым материалам повышенной прочности, своеобразие их реакции на присутствие дефектов, а также многообразие конструктивных форм и условий эксплуатации сварных изделий требует не только более индивидуального подхода к каждому случаю, но и большей оперативности в выдаче рекомендаций по размерам дефектов, которые можно считать допустимыми. Поскольку одновременно эти два требования удовлетворить не удается, то на практике нормы допустимых дефектов применительно к изделиям новой техники нередко устанавливают волевым порядком на основе инженерной интуиции с учетом накопленного опыта регламентации дефектов, а также того, что может обеспечить достигнутый уровень технологии сварки и контроля качества. Такие нормы обычно оказываются достаточно жесткими, чтобы обеспечить работоспособность изделия, однако коэффициент запаса при этом остается неизвестным. Когда в готовом изделии обнаружен дефект, по размеру несколько выходящий за пределы норм, то нередко возникает сомнение, обосновано ли требование об его исправлении, если это трудно осуществимо или невозможно. Для решения подобных вопросов необходима расчетно-экспериментальная методика, позволяющая оперативно оценивать вероятность нарушения работоспособности конкретного соединения с дефектами в пределах заданного ресурса. С учетом изложенного выше анализа состояния вопроса основные положения такой методики можно сформулировать следующим образом.

Потеря работоспособности конструкции определяется наступлением того или иного предельного состояния. При переменных нагрузках для сечения с дефектом опасность наступления предельного состояния возрастает по мере увеличения размера усталостной трещины Δl и при некотором $l_{кр}$ может наступить отказ. Таким образом, обеспечение безотказной работы требует соблюдения неравенства

$$l_0 + \Delta l < l_{кр}, \qquad (10.4.9)$$

где l_0 — исходный размер дефекта.

Поскольку основной интерес представляет рост трещины от поверхностного или внутреннего дефекта, то более целесообразно использовать обобщенный размер трещины W и соответствующее неравенство

$$W_0 + \Delta W < W_{кр}, \qquad (10.4.10)$$

где W_0 — исходный размер дефекта; ΔW — приращение размера усталостной трещины.

Таким образом, при оценке работоспособности соединения или узла, в котором неразрушающими методами контроля обнаружен дефект, необходимо не только определить размер трещины, способной вырасти от исходного дефекта при эксплуатации в пределах заданного

ресурса, но и установить, не достигнет ли она того критического размера, который соответствует наступлению предельного состояния, недопустимого для рассматриваемой конструкции.

Экспериментальная оценка работоспособности стыковых соединений при наличии технологических дефектов

В процессе эксплуатации оболочковых конструкций стыковые соединения их стенок могут претерпевать 10^2 — 10^5 циклов давления, а растягивающие напряжения в стыковых соединениях стенок изменяться от 0,1 до 0,9 $\sigma_{0,2}$ основного металла. В этих условиях возможно зарождение и последующее подрастание усталостных трещин от технологических дефектов. При этом, как показывают результаты экспертиз аварий, трещины могут зарождаться и подрастать как от плоских трещиноподобных дефектов, так и дефектов объемных.

Ранее, в главе 7, были изложены результаты исследования трещиностойкости листового металла и стыковых сварных соединений ряда материалов (см. табл.7.5.1 и 7.6.1) при статическом нагружении, а в табл. 10.2.1 и на рис.10.2.10 настоящей главы для этих же материалов приведены закономерности роста поверхностных трещин в направлении толщины элемента при малоцикловом нагружении.

Эти данные позволяют оценить продолжительность стадии роста несквозной трещины от исходного дефекта вплоть до разгерметизации стенки оболочки вследствие образования сквозной трещины. Однако в этом случае вне рассмотрения остается стадия зарождения трещины.

Для учета последней можно использовать схему, представленную выше на рис.10.1.5, считая завершением стадии зарождения точку A', соответствующую $K_{\text{I max}} = K_{\text{I усл}}$, где $K_{\text{I усл}}$ подсчитано по размерам дефекта как для трещины. С целью проверки правильности такого подхода образцы с внутренними дефектами подвергали циклическому нагружению в пределах до 50 000 циклов, а затем нагружали статически, с тем чтобы поверхности разрыва вскрыли исходные дефекты, а также образовавшиеся от них трещины. Затем на поверхностях разрушения испытанных образцов под микроскопом измеряли размеры вскрытых дефектов и выросших от них усталостных трещин, как показано на рис. 10.4.6. По размерам $2l_0$, $2C_0$ и $2l_к$, $2C_к$ подсчитывали, как для внутренней эллиптической трещины, условные значения начального и конечного обобщенного размера W_0 и $W_к$.

Интегрирование уравнения $\frac{dW}{dN} = f(K_I)$ с использованием параметров K^* и n (см. табл.10.2.1) позволяет подсчитывать число циклов N_p, которое потребовалось бы для роста трещины от размера W_0 до размера $W_к$, что соответствует точкам A' и C на рис.10.1.5:

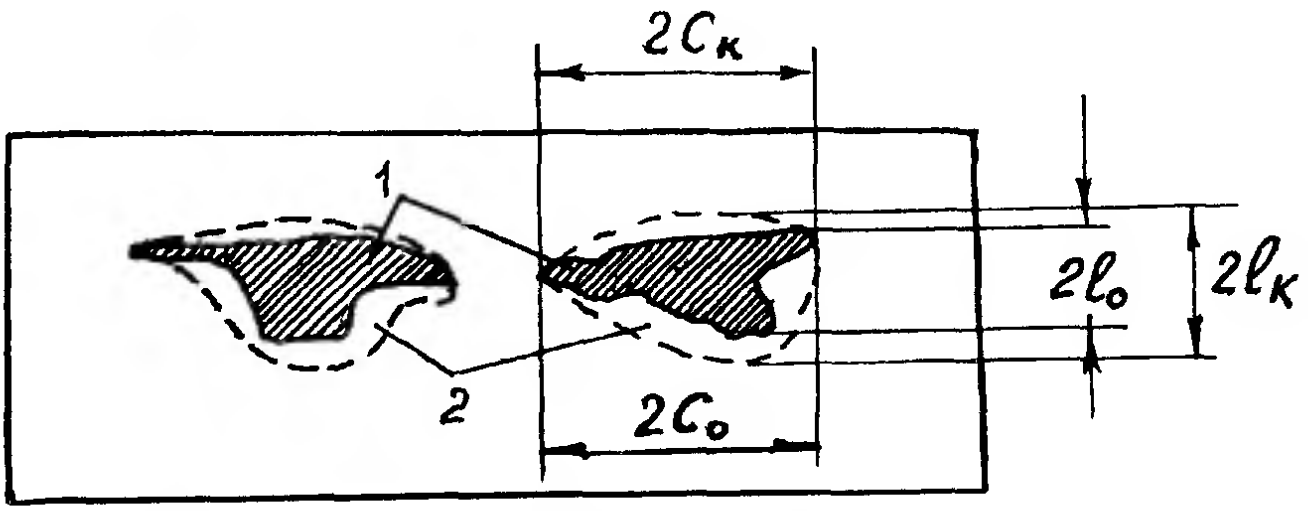


Рис.10.4.6. Вид поверхности разрушения и схема измерения размеров исходного дефекта *1* и выросшей усталостной трещины *2*

$$N_p = \int_{W_0}^{W_к} \frac{dW}{10^{-7}\left(\frac{K}{K^*}\right)^n}. \qquad (10.4.11)$$

Разность общего числа нагружений N данного образца и полученного расчетом N_p условно принимали за число нагружений, затраченных на зарождение и продвижение трещины от исходного размера дефекта на 0,1 мм, обозначая его как $N_{зар}$:

$$N_{зар} = N - N_p. \qquad (10.4.12)$$

Таким образом, для каждого дефекта, от которого образовалась трещина, можно определить значение $N_{зар}$.

Обобщение результатов испытаний достигается нанесением отдельных точек в координатах $N - K_{усл}$, где каждая черная точка фиксирует число нагружений $N = N_{зар}$, соответствующее зарождению трещины от соответствующего дефекта, тогда как светлая точка показывает, что при числе нагружений N трещина от дефекта еще не зародилась.

Характеристики механических свойств материалов образцов, размеры их сечений, а также методы сварки стыковых соединений были приведены ранее в табл.7.5.1 и 7.6.1.

В зависимости от типа дефекта, свариваемого материала и метода сварки результаты малоцикловых испытаний показали следующее.

Одиночные внутренние поры диаметром до 1,7...2,0 мм при размахе напряжений $\Delta\sigma \approx \sigma_{max} \le 0{,}65\ \sigma_{0,2}$ и числах нагружений $N < 5 \cdot 10^4$ циклов для сталей 03Х11Н10М2Т, 03Х10Н8М2Ф и сплава АМг6 зарождения усталостных трещин, как правило, не наблюдали, за исключением случаев, когда пора *2* располагается близко к поверхности и тонкая

перемычка *1* может разрушаться при первых же циклах и объемный дефект становится трещиноподобным (рис. 10.4.7). Исключение составляли *результаты испытаний одной партии образцов* из стали 03Х11Н10М2Т, выполненных многослойной сваркой в щелевую разделку. На рис.10.4.8 можно видеть, что среди массы светлых точек, расположенных в области положительных значений $N_{зар}$ нет ни одной черной. Все черные точки оказались в области весьма высоких отрицательных расчетных значений $N_{зар}$ (на это указывают стрелки у этих точек). Такой результат свидетельствует о том, что от этих пор (черные точки со стрелками) трещины возникали после небольшого числа нагружений и росли со скоростями, несравнимо большими тех, что были определены при наблюдениях за ростом усталостных трещин в бездефектном металле. В образцах другой партии этой же стали не было *отмечено ни одного случая зарождения трещин от внутренних пор.*

Для выявления возможных причин ускорения процесса разрушения поверхности разрыва вблизи пор были подвергнуты фрактографическому анализу с использованием растровой электронной микроскопии [139]. Обследование поверхности разрушения вблизи двух пор диаметром всего 0,2 мм (рис.10.4.9) показало отсутствие следов усталостного разрушения на протяжении всей зоны от границ поры *2* до начала ямочного излома, характерного для статического разрушения. Разрушение металла вокруг пор шло по механизму квазискола. Разрушение квазисколом в высокопрочных сталях возможно при водородном охрупчивании. Причиной такого охрупчивания могла послужить высокотемпературная *диффузия ионов водорода, образовавшихся при* термодиссоциации влаги в зоне сварки вследствие некачественной подготовки кромок или использования недостаточно очищенного защитного газа. Подобное представление о характере разрушения подтверждается и тем, что рассматриваемый процесс ускоренного зарождения и роста трещины имел место от пор столь малых размеров, которые источником усталостной трещины *1* послужить не могли. Таким образом, резко ускоренный рост трещин свидетельствует о существенном снижении трещиностойкости металла вблизи данных дефектов. Все это, с одной стороны, служит достаточным основанием

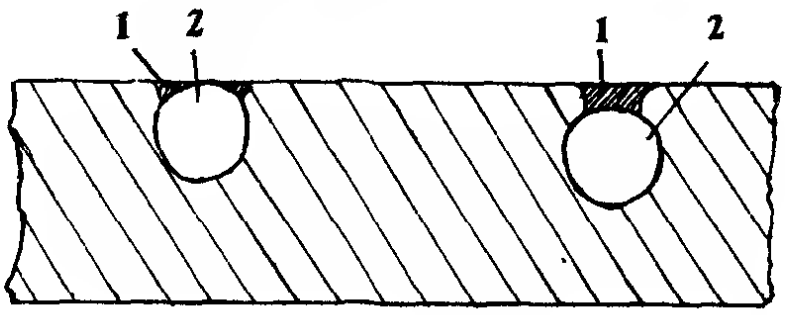


Рис.10.4.7. Схема возникновения трещины от подповерхностной поры при первых циклах нагружения

для исключения черных точек со стрелками из рассмотрения при оценке данных рис.10.4.8 с позиций возможности зарождения трещин от дефектов под действием циклического нагружения, но с другой стороны, является крайне опасным для работоспособности соединений.

Однако эту опасность нельзя устранить регламентацией размеров дефектов. По-видимому, в процессе производства сварных конструкций из высокопрочных материалов целесообразно осуществлять периодический контроль работоспособности стыковых соединений, например, путем малоциклового растяжения образцов крупных сечений порядка 120×20 мм с последующим статическим разрывом. Осмотр и анализ поверхностей разрушения вблизи вскрытых дефектов позволит установить наличие или отсутствие ускоренных разрушений. В случае обнаружения ускоренного роста трещин от дефектов всю партию выполненных соединений, вероятно, следует браковать.

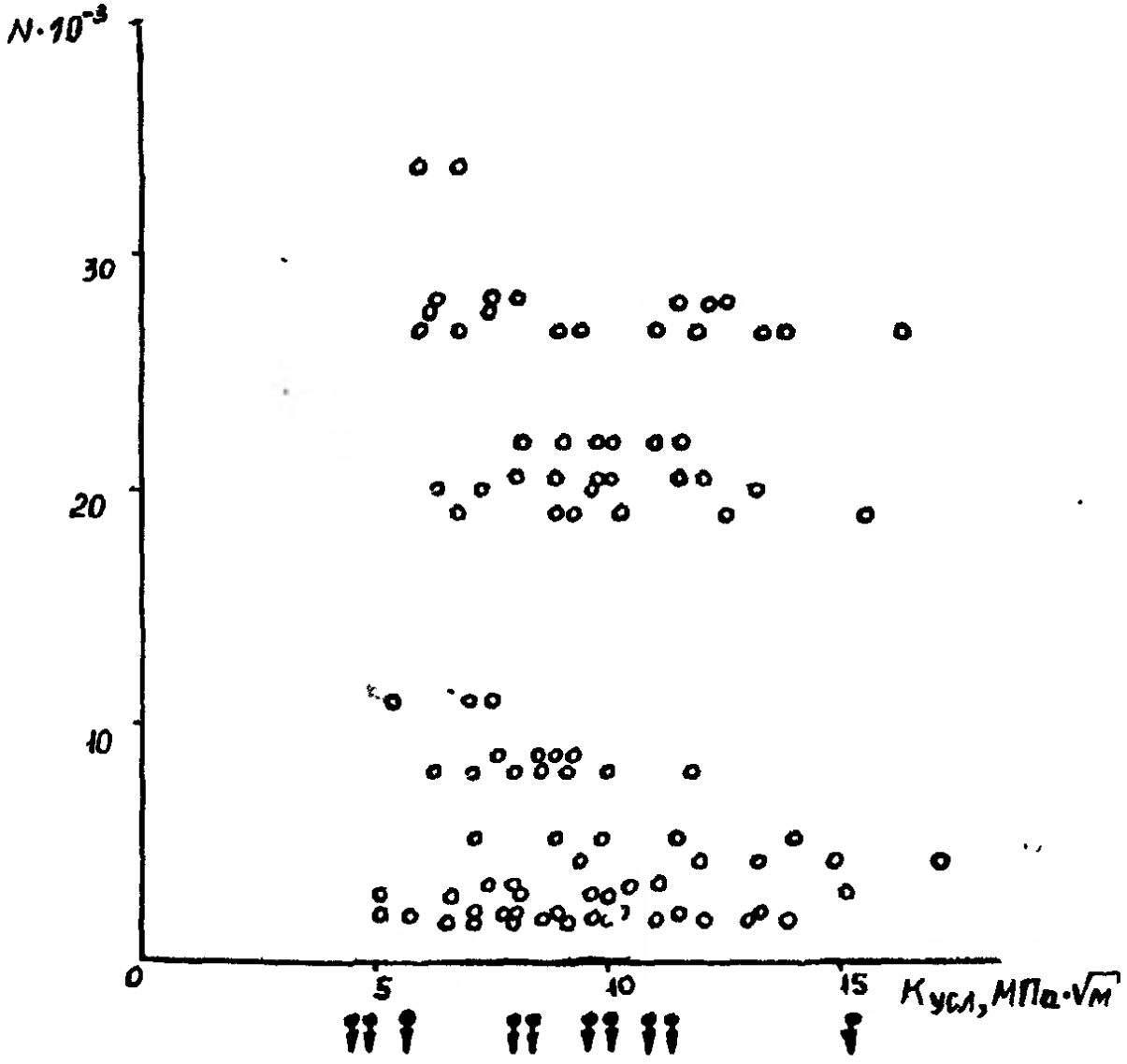


Рис.10.4.8. Зарождение трещин от пор в сварных соединениях стали 03Х11Н10М2Т, выполненных многослойной сваркой в щелевой зазор:

○ — трещины не зародились;

↕ — аномально быстрое появление и рост трещин

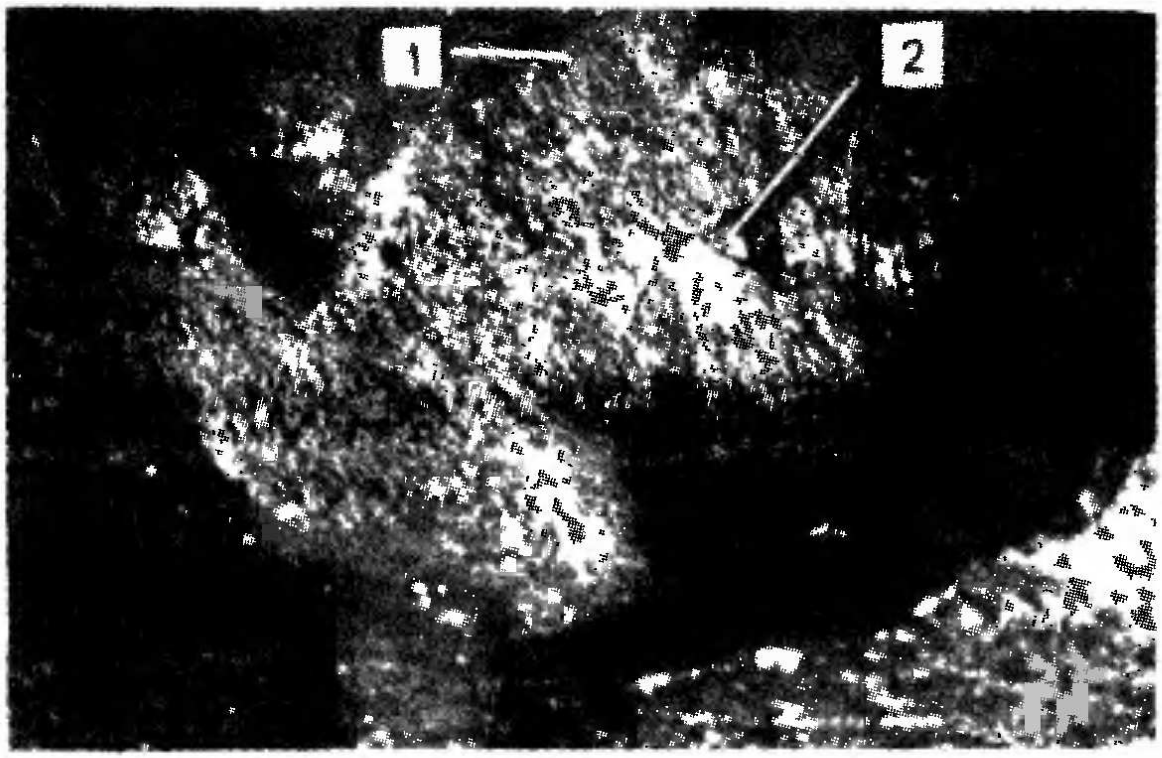


Рис.10.4.9. Фотография поверхности разрушения стыкового соединения стали 03Х11Н10М2Т с трещиной, выросшей от поры диаметром 0,2 мм

Непровары и включения в соединениях из стали 03Х11Н10М2Т и сплава АМг6, выполненных плавящимся электродом в среде защитных газов, представляли собой нитевидные несплавления между соседними валиками, а также между валиками и разделкой. На рис.10.4.10 представлен характерный пример результатов малоцикловых испытаний образцов из стали 03Х11Н10М2Т с такими дефектами в координатах $N_{зар}$ - $K_{усл}$. Расположение черных точек позволяет установить предельные значения коэффициента $K_{усл}$, характеризующего дефект, наличие которого еще не ведет к зарождению трещины. Однако, как для пор, в той же партии образцов из стали 03Х11Н10М2Т имеются случаи резко ускоренного зарождения и развития разрушения, отмеченные зачерненными точками со стрелкой. Фрактографический анализ показал сходство характера поверхностей разрушения от этих непроваров с описанным выше характером поверхностей ускоренного разрушения от пор. Следует отметить, что в соединениях сплава АМг6, выполненных многослойной сваркой в защитной среде, были отмечены отдельные случаи резко ускоренного зарождения и развития разрушения при малоцикловом нагружении.

В соединениях из стали 03Х10Н8М2Ф, сплавов АМг6 и ИМВ2, выполненных электронно-лучевой сваркой, имели место **несплавления** из-за смещения электронного луча со стыка и **корневые дефекты** в виде цепочек каплевидных участков оплавленного металла, частично не имеющих металлических связей с окружающим металлом. Малоцикловые испытания показали, что несплавления имеют трещиноподобный

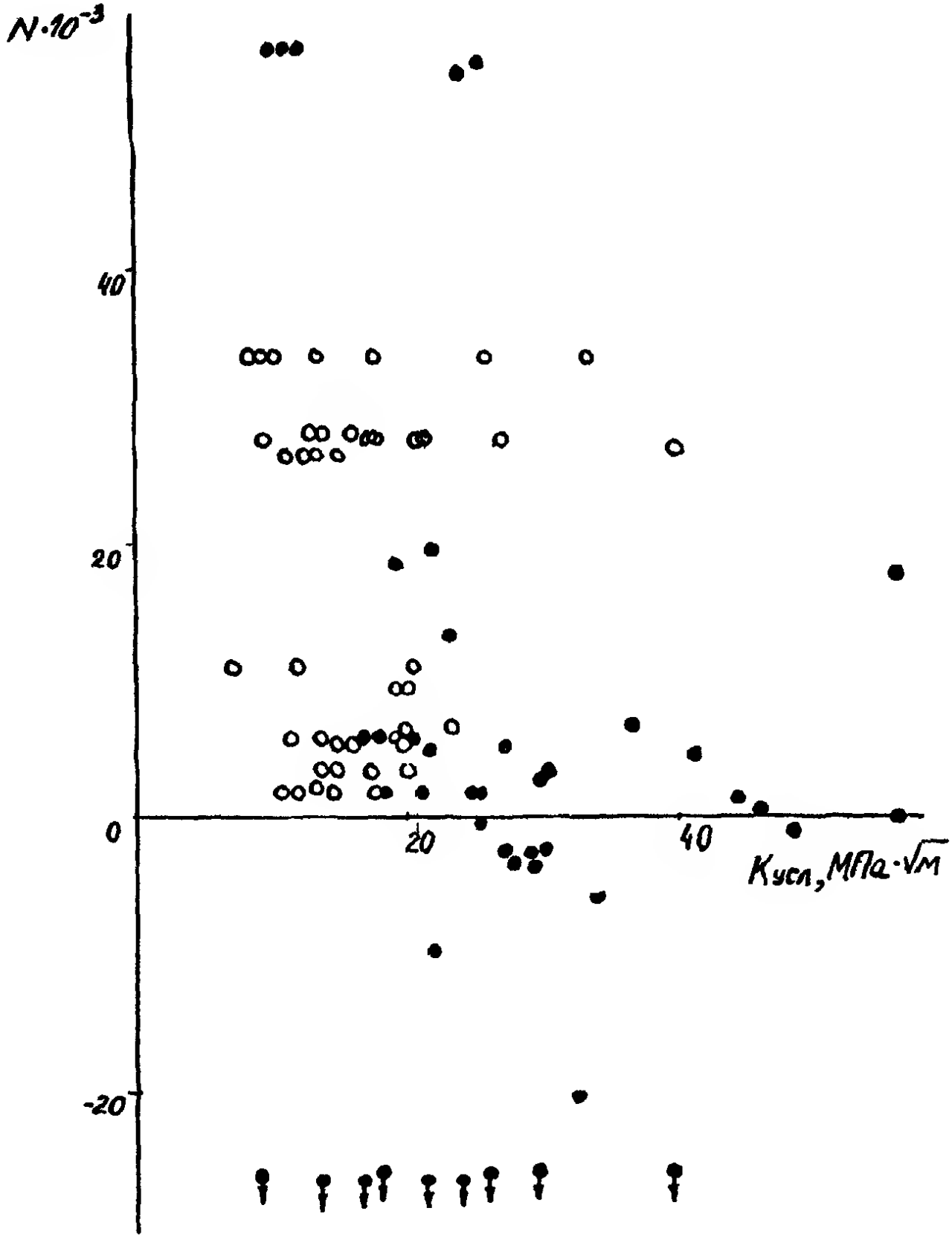


Рис.10.4.10. Зарождение трещин от межслойных непроваров и включений в сварных соединениях стали 03Х11Н10М2Т:

○ — трещины не зародились;

● — трещины зародились;

↕ — аномально быстрое появление и рост трещин

характер, стадия зарождения трещин для них практически отсутствует. Корневые дефекты, напротив, имели значительную длительность стадии зарождения трещин при внутреннем их расположении, однако в случае выхода таких дефектов на поверхность стадия зарождения существенно сокращалась. При электронно-лучевой сварке сплава АМг6 имели место также Х-дефекты, представляющие собой микроучастки усадочных микрорыхлот. При малоцикловых нагружениях от таких дефектов не было отмечено ни одного случая зарождения трещин.

Важно отметить, что при малоцикловых испытаниях сварных соединений, выполненных электронным лучом в вакууме, ускоренного зарождения и развития разрушения от дефектов не наблюдали ни в одном случае. По-видимому, это определяется вакуумной природой образования дефектов, исключающей возможность действия тех неблагоприятных факторов, которые могут иметь место при сварке в среде защитного газа.

Описанные выше отдельные случаи резко ускоренного зарождения и развития разрушения от дефектов малого размера в стыковых соединениях, выполненных многослойной сваркой в среде защитных газов, являются весьма опасными. Обнаружение подобных случаев при малоцикловых испытаниях следует воспринимать как сигнал наличия недопустимых нарушений технологии сварки. Ввиду их недопустимого характера, при статистической обработке результатов испытаний с целью установления критических значений коэффициентов $K_{усл}$ эти данные, по-видимому, учитывать не следует.

Наличие экспериментально полученной зависимости $N_{зар} = f(K_{усл})$ позволяет по данным об уровне циклических напряжений $\sigma_{max} = \sigma_{расч}$ и данным неразрушающего контроля о типе дефекта, его размерах и расположении ($2l_0$, $2c_0$, e/b) подсчитать начальные значения W_0 и $K_{усл}$ как для трещины и определить число циклов, затрачиваемых на зарождение трещины. Затем, в соответствии с заданным ресурсом N, определяется число циклов развития трещины $N_p = N - N_{зар}$ и производится подсчет конечного размера выросшей трещины $W_0 + \Delta W$. Теперь необходимо проверить, работоспособно ли сварное соединение при наличии в нем трещины такого размера, т. е. соблюдается ли условие (10.4.10) $W_0 + \Delta W < W_{кр}$, где $W_{кр}$ определяется, исходя из уровня допускаемых напряжений при статическом нагружении по выражению $W_{кр} = \dfrac{K_{IQ}^2}{[\sigma]^2 \pi}$, или в случае, когда корректное значение K_{IQ} получить не удается, по выражению

$$W_{кр} = \frac{K_{If}^2}{[\sigma]^2 \pi}, \qquad (10.4.13)$$

где $K_{If} = K_{I\,max}$ соответствует скорости роста трещины $dW/dN = 5 \cdot 10^{-6}$ цикл.

Неравенство $W_0 + \Delta W < W_{кр}$ получено без учета рассеяния свойств металла и размеров дефекта, т.е. с детерминистических позиций. При использовании вероятностных методов, оперируя исходными данными, имеющими характер случайно изменяемых величин, можно получать количественное значение коэффициента надежности, который имеет смысл вероятности неразрушения.

В полном объеме решение такой задачи еще не нашло отражения в литературе. Для этого необходимы, во-первых, дальнейшие исследования функций распределения всех тех параметров, которые отражают сложный характер истории нагружения, неопределенность данных неразрушающего контроля, стохастический характер процессов возникновения усталостной трещины, ее роста и наступления предельного состояния, а во-вторых, необходима разработка методик построения и использования интегральных функций совместного распределения нескольких параметров, частные законы распределения которых известны.

§ 10.5. Ограничение размеров дефектов из условия безотказной работы оболочковой конструкции

В конструкциях, испытывающих 10^6 и более нагружений, наличие подрастающей трещины практически любого исходного размера может привести к такому увеличению этого размера, что коэффициент интенсивности напряжений K_I достигнет критического значения. Поэтому для обеспечения безотказной работы конструкций при $N \geq 10^6$ циклов следует исходить из условия исключения возможности подрастания трещины, т.е. ограничения исходного размера дефекта в пределах, определяемых значением коэффициента K_I, меньшим порогового K_{th} [28].

При числе нагружений $N < 10^6$ такое условие может оказаться излишне жестким. Безотказность работы конструкции в этом случае можно обеспечить и при наличии подрастающей трещины, если ограничить исходные размеры дефектов условием, что рост трещины не приведет к достижению значения $K_I = K_{Ic}$. Однако такую оценку безотказности работы конструкции в пределах заданного ресурса с учетом растущей трещины приходится осуществлять не часто, в основном при контрольных расчетах остаточной прочности. Подобные расчеты обычно сложны, требуют тщательно выверенных исходных данных и высокой квалификации исполнителя. Более перспективна возможность оценки ресурса работы конструктивного элемента на стадии проектирования путем имитационного моделирования процесса разрушения, исходя из характера и размера исходного дефекта.

При расчетной оценке вероятности неразрушимости какого-либо узла необходимы данные о характере, периодичности и уровне измене-

ний нагрузок в процессе эксплуатации рассматриваемого вида конструкции. Когда такие данные ограниченны, недостаточно обоснованны или вообще вызывают сомнение, то возникает необходимость в постановке специального исследования на вероятностно-статистической основе с получением и использованием дополнительных данных. Естественно, что применительно к каждому случаю разработку расчетной оценки работоспособности соединения с дефектом приходится начинать с исследования действительных условий нагружения при эксплуатации.

Однако нерегулярность циклического изменения исследуемых параметров в реальных условиях обычно не позволяет непосредственно использовать полученные данные в расчетах по оценке долговечности. Для этого циклическое воздействие приходится рассматривать как случайный процесс и моделировать его путем схематизации [99, 161].

Применительно к малоцикловой области вследствие ограниченного числа нагружений ($N \le 5 \cdot 10^4$ циклов) допустимость конкретного размера дефекта можно обосновать и без проведения сложных расчетов, исходя из одновременного соблюдения двух условий: во-первых, ограничения возможного подрастания исходного размера дефекта W после N нагружений в пределах достаточно малой величины и, во-вторых, сохранения неравенства $W < W_{кр}$, где $W_{кр}$ соответствует выражению (10.4.13) [143].

Ограничение подрастания исходного размера дефекта при циклическом нагружении было выбрано в пределах 0,1...0,2 мм из тех соображений, что визуальный осмотр поверхностей разрушения разорванного образца позволяет уверенно обнаруживать продвижение трещины от контура исходного дефекта при $\Delta l \ge 0{,}1$ мм, тогда как увеличение исходного размера трещиноподобного дефекта всего на 0,1 мм прочности соединения практически не изменяет. Хотя такой подход с использованием $\Delta l = 0{,}1$ мм является консервативным, зато не требует сложных расчетов и позволяет быстро и просто проверять достаточность действующих технологических требований по сплошности металла в отношении неразрушимости конструкций в эксплуатации при циклическом нагружении.

Применительно к оболочковым сварным конструкциям характерным является наличие стыковых соединений и нагружение пульсирующим циклом растяжения. Стадия зарождения трещины от дефекта определяется размахом напряжения, типом дефекта, его размерами и расположением по толщине элемента. Условно примем за $N_{зар}$ то количество циклов нагружения $N_{0,1}$, которое необходимо для увеличения размера исходного дефекта на 0,1 мм. В этом случае для построения зависимости $N_{0,1} = f(K_{max})$ достаточно иметь значения коэффициентов K^* и n уравнения Париса $\dfrac{dW}{dN} = 10^{-7}\left(\dfrac{K_1}{K^*}\right)^n$ для металла той зоны

соединения, где располагается дефект. Принимая $\Delta W = 10^{-4}$ м и считая, что при столь малом приращении ΔW значение K_1 практически не изменяется, получим

$$N_{0,1} = \frac{\Delta W}{10^{-7}\left(\frac{K_1}{K^*}\right)^n} = \frac{10^3}{\left(\frac{K_1}{K^*}\right)^n}. \qquad (10.5.1)$$

Поскольку дефекты сварных соединений располагаются главным образом в металле шва, то для сопоставления зависимостей $N_{0,1} = f(K_1)$ различных материалов использовали значения коэффициентов уравнения Париса (табл.10.5.1), полученные при статистической обработке результатов наблюдений за ростом поверхностных трещин от надрезов, нанесенных по центру стыкового шва [142]. Взаимное расположение кривых $N_{0,1} = f(K_{1\,max})$ на рис.10.5.1 позволяет судить о сравнительной сопротивляемости рассматриваемых стыковых соединений росту трещиноподобного дефекта при малоцикловом нагружении.

Абсциссы точек *A*, *B*, *C* и *D* на рис.10.5.1 соответствуют максимальным значениям размаха коэффициента интенсивности напряжений от 0 до K_1, при которых исходный размер трещины еще практически не изменяется в пределах $5 \cdot 10^4$ циклов нагружения, характерных для конструкций, работающих в области малоцикловой усталости. В соответствии с (10.5.1) эти значения $K_{1\,max}$ можно определить как

Таблица 10.5.1

Значения коэффициентов K^* и n для металла шва стыковых соединений

Материал	Металл шва	Коэффициенты уравнения Париса		Пределы разброса экспериментальных данных	
		K^*	n	K^*_{max}	K^*_{min}
03Х11Н10М2Т	Многопроходная сварка	35,0	3,5	42,0	29,2
03Х11Н8М2Ф	ЭЛС	25,5	2,96	28,3	23,4
АМг6	Многопроходная сварка	12,7	6,5	15,0	10,8
ИМВ2	ЭЛС	5,8	4,8	4,55	7,0

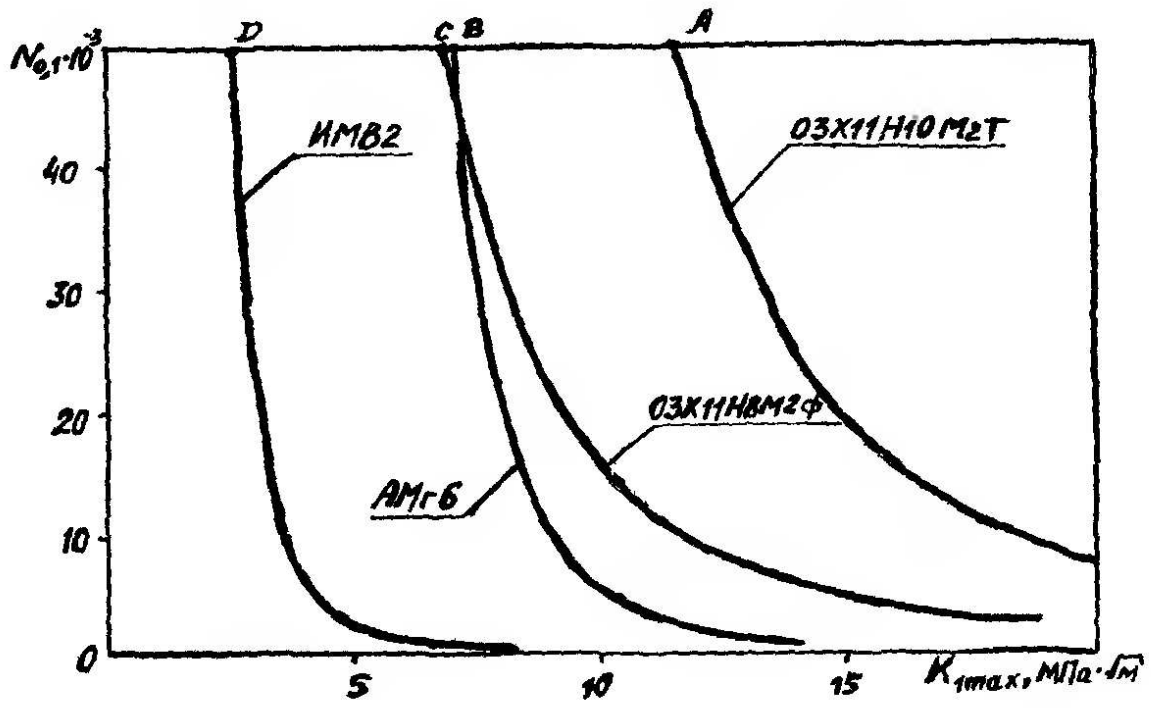


Рис.10.5.1. Сопоставление зависимостей $N_{0,1} = f(K_{1\,max})$ различных материалов

$$K_{1\,max} = \left(\frac{1}{50}\right)^{\frac{1}{n}} K^*. \qquad (10.5.2)$$

Учет разброса экспериментальных данных при определении коэффициентов K^* и n позволяет оценить возможную погрешность в определении положения точек A, B, C и D с вероятностных позиций.

Полученные таким образом расчетные зависимости $N_{зар} = N_{0,1} = f(K_{1\,max})$ сопоставляли с результатами непосредственных испытаний сварных образцов, швы которых содержали естественные дефекты сварки [142, 143].

Так, на рис.10.5.2 представлены данные испытаний стыковых соединений стали 03Х11Н10М2Т с межслойными непроварами. Светлые точки соответствуют тем дефектам, от которых трещины после нагружения N циклами не возникали, а черные — дефектам, послужившим источником трещины, на зарождение которой было затрачено число циклов $N_{зар} = N$. На поле экспериментальных точек $N_{0,1} = \varphi(K_{усл})$ наложены расчетные зависимости $N_{0,1} = f(K_1)$, соответствующие уравнению Париса (кривая *1*) и верхней и нижней границам разброса (кривые *2* и *3*). Как видно на рис.10.5.2, расчетная кривая *2* является огибающей зоны расположения черных точек. Это означает, что начальная стадия роста трещины от трещиноподобных дефектов типа межслойного непровара протекает так же, как и от исходной усталостной трещины.

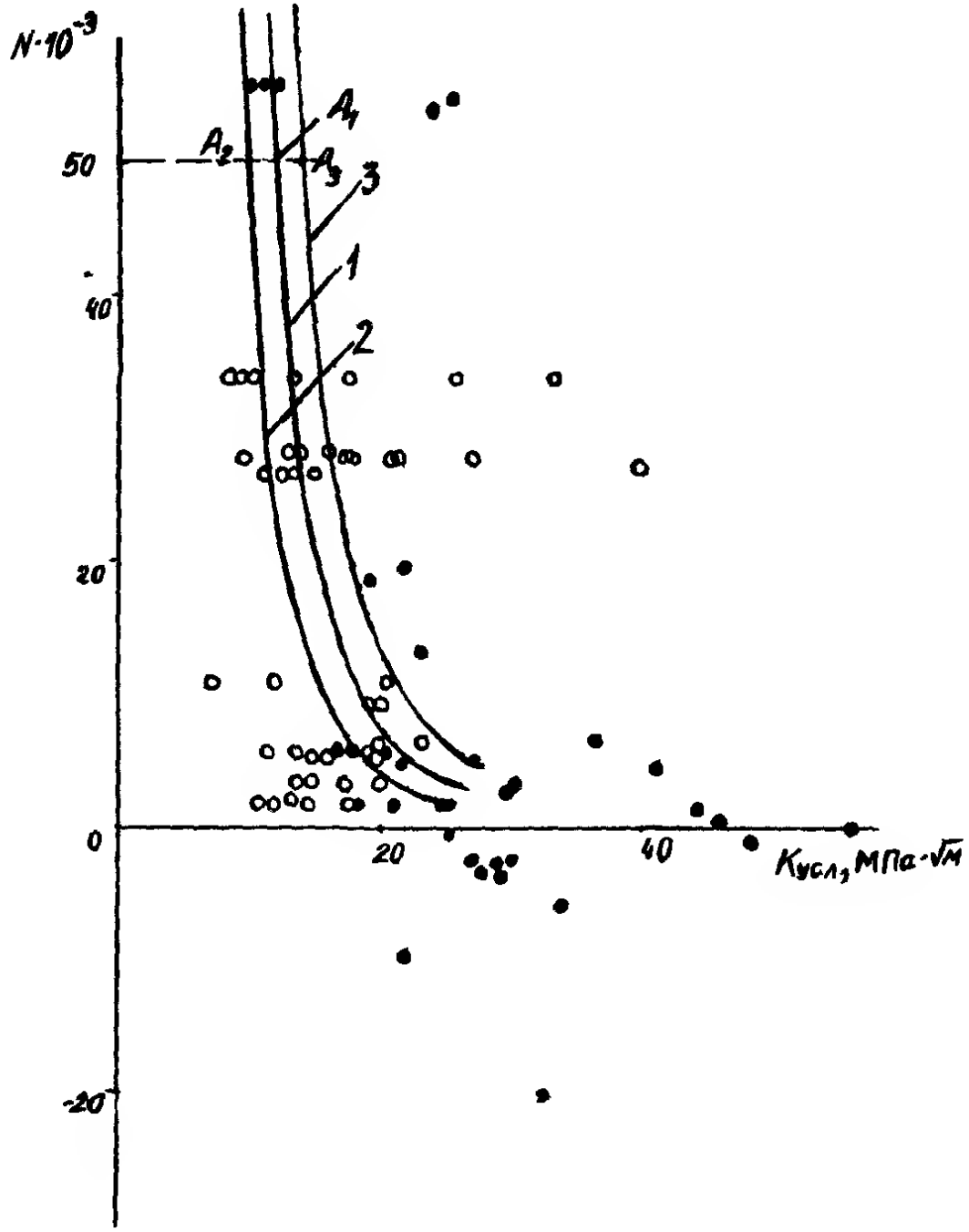


Рис.10.5.2. Сопоставление расчетных и экспериментальных данных о зарождении трещин от межслойных непроваров в соединениях стали 03Х11Н10М2Т при малоцикловом нагружении:
○ — трещины незародились; ● — трещины зародились

Таким образом, применительно к исследованным соединениям при числе нагружений до $5 \cdot 10^4$ циклов значение $K_{усл} = K_{1\,max} = 9{,}5$ МПа·$\sqrt{м}$ можно рекомендовать для использования при оценке допустимости размеров дефектов типа межслойных непроваров.

Для стыковых соединений сплава АМг6, выполненных многопроходной сваркой, сопоставление экспериментальных и расчетных данных по зарождению трещины представлено на рис.10.5.3. Можно видеть, что и в этом случае область расположения черных точек ограничивается кривой *2*.

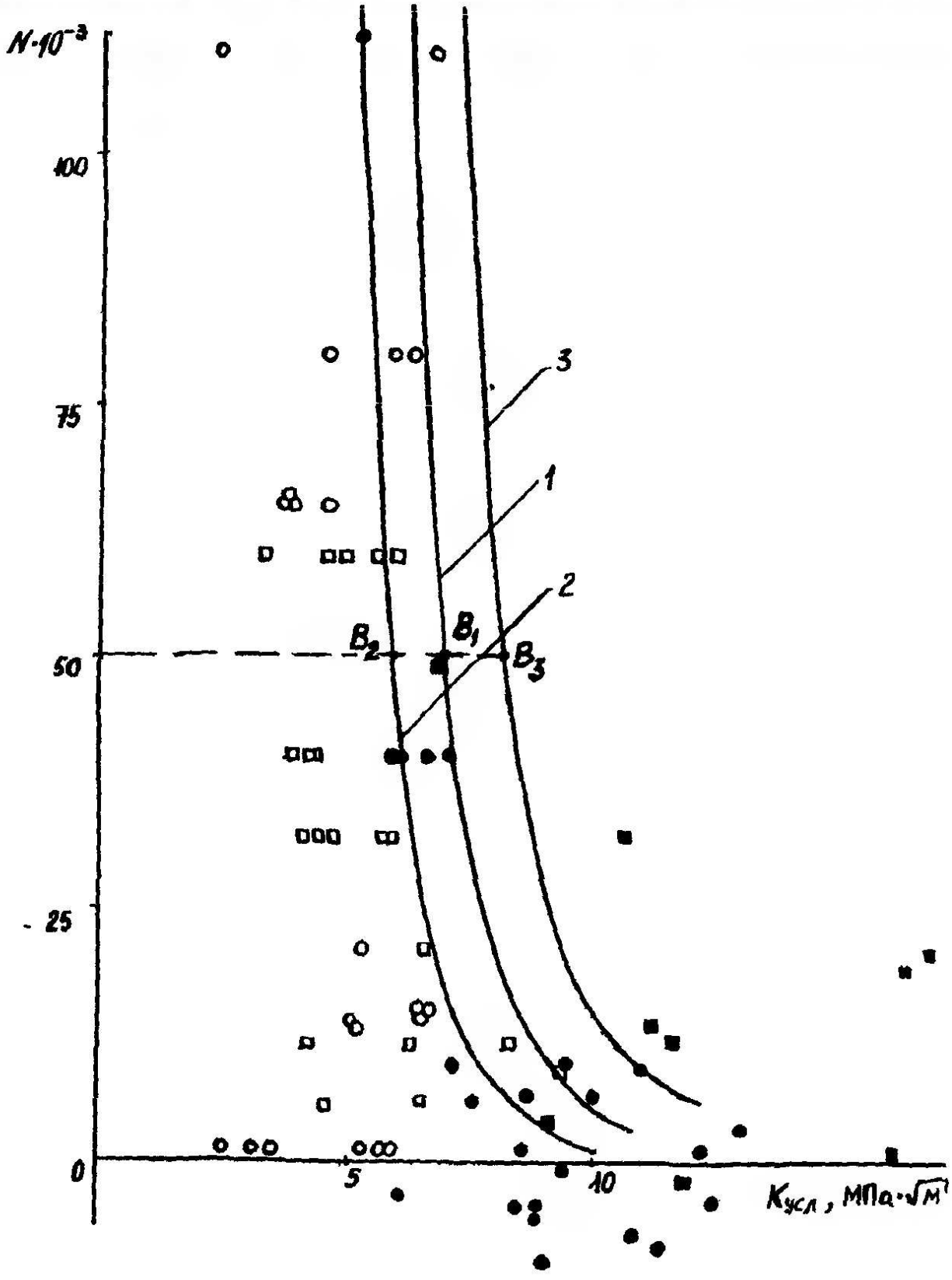


Рис.10.5.3. Сопоставление расчетных и экспериментальных данных о зарождении трещин от межслойных непроваров и включений в соединениях сплава АМг6 при малоцикловом нагружении (поз. 1—3 см. рис. 10.5.2):

○ ● — непровары; □ ■ — включения; ○ □ — трещины не зародились;

● ■ — трещины зародились

Приведенный выше анализ экспериментальных данных, полученных непосредственно при малоцикловом нагружении сварных соединений с естественными дефектами сварки, показал хорошее соответствие их зависимостям $N_{0,1} = f(K_{1\ max})$, построенным с использованием коэффициентов K^* и n уравнения Париса с учетом пределов разброса данных при их определении. Отсюда следует, что для обобщения результатов экспериментального исследования целесообразно использовать именно эти зависимости, принимая, что нижняя граница разброса соответствует допустимым значениям $K_{усл} = K_{1\ max}$ для трещиноподобных дефектов типа непроваров. Практическое отсутствие случаев возникновения усталостных трещин от отдельных пор при малоцикловом нагружении не позволяет экспериментально обосновать расположение огибающей предельных значений $K_{усл}$ для пор. В то же время ограниченная достоверность данных неразрушающего контроля в части типа, формы и расположения дефекта по толщине требует оценки допустимости размеров всех выявленных дефектов, в особенности применительно к сварным соединениям высокопрочных материалов.

Так, поры, расположенные непосредственно у поверхности, а также поры с резкими очертаниями или надрывами, по возможности зарождения от них трещин, могут приближаться к другим, более опасным типам дефектов. Поэтому в первом приближении представляется целесообразным использование консервативной оценки обнаруженного дефекта (например, для наиболее ответственных конструкций), т.е. считать его трещиноподобным и расположенным вблизи поверхности (приповерхностным).

По-видимому, такую консервативную оценку следует прежде всего рекомендовать к использованию применительно к оценке безопасных размеров дефектов в случае новых материалов и приемов сварки, когда данные весьма трудоемких испытаний соединений с естественными дефектами еще отсутствуют.

В соответствии с этим все выявленные при контроле внутренние дефекты следует считать приповерхностными и подсчитывать обобщенный размер W как для поверхностных трещин в соответствии с рис. 10.5.4,*а,б,в* согласно выражению (7.5.4), приведенному ранее в гл. 7, где для одиночных дефектов округлой формы $l = d$ и $2c = 2d$ (рис.10.5.4,*а*); для протяженных дефектов за l принимается размер в направлении толщины (рис. 10.5.4,*б*); для групповых дефектов в виде цепочек за $2c$ принимается общая длина цепочки, если расстояние между отдельными дефектами в цепочке не превышает $3d$ (рис.10.5.4,*в*).

Такой консервативный подход к данным НРК позволяет расчетно с позиций ЛМР оценивать работоспособность стыковых соединений,

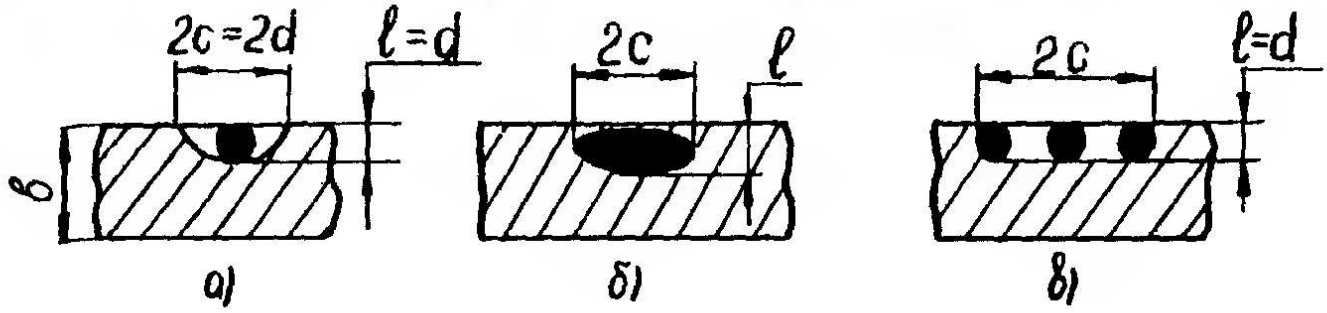


Рис.10.5.4. Размеры подповерхностных дефектов, принимаемые при подсчете обобщенного размера *W*

содержащих обнаруженные дефекты, исходя из заданного ресурса работы и предельного состояния стенки оболочковой конструкции. В § 14.6 рассмотрена схема построения расчета и номограмма, обеспечивающая оперативность его выполнения.

Глава 11

ВЛИЯНИЕ НИЗКИХ ТЕМПЕРАТУР НА РАБОТОСПОСОБНОСТЬ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ

§ 11.1. Использование критериев прочности, пластичности и вязкости

В настоящей главе рассматривается поведение конструкционных материалов, в основном сталей, при низких температурах. Выделение этого вопроса в отдельную главу вызвано тем обстоятельством, что в интервале низких температур у наиболее широко используемых в сварных конструкциях сталей уменьшение вязкости в зоне концентрации напряжений проявляется весьма сильно и может приводить к хрупкому разрушению.

Наиболее теоретически обоснованным критерием, который может быть введен в количественные расчеты, является критический коэффициент интенсивности напряжений K_{Ic} или K_{Id}, особенно применительно к случаям, когда предельно острый надрез или трещина находится в глубине металла или когда разрушение может распространяться от поверхности в глубину металла [124, 18]. Нередко определение значений механических характеристик K_{Ic} и K_{Id} осуществляют в условиях ударного нагружения, если таковые могут иметь место в условиях эксплуатации. На рис.11.1.1 отдельными точками показаны результаты экспериментов, сплошными линиями K_{Ic} и K_{Id} — результаты статистической обработки тех экспериментальных данных, которые показаны светлыми точками.

С учетом того, что у большинства сварных конструкций возможный вариант перехода к хрупкому низкотемпературному разрушению реализуется при наличии растущей усталостной трещины, заслуживают внимания рекомендации [312, 313] определять сопротивляемость металла низкотемпературной хрупкости по значению K_{fc}, когда подрастающая усталостная трещина начинает совершать первые скачки.

Имеется значительная группа критериев и соответственно методов испытания при низких температурах, предназначенных не для использования получаемых характеристик в расчетных целях, а для сравнения металлов между собой и установления температурных диапазонов их перехода в хрупкое состояние.

Показательным в этом отношении является критерий δ_c, относительно широко используемый для выявления областей перехода от

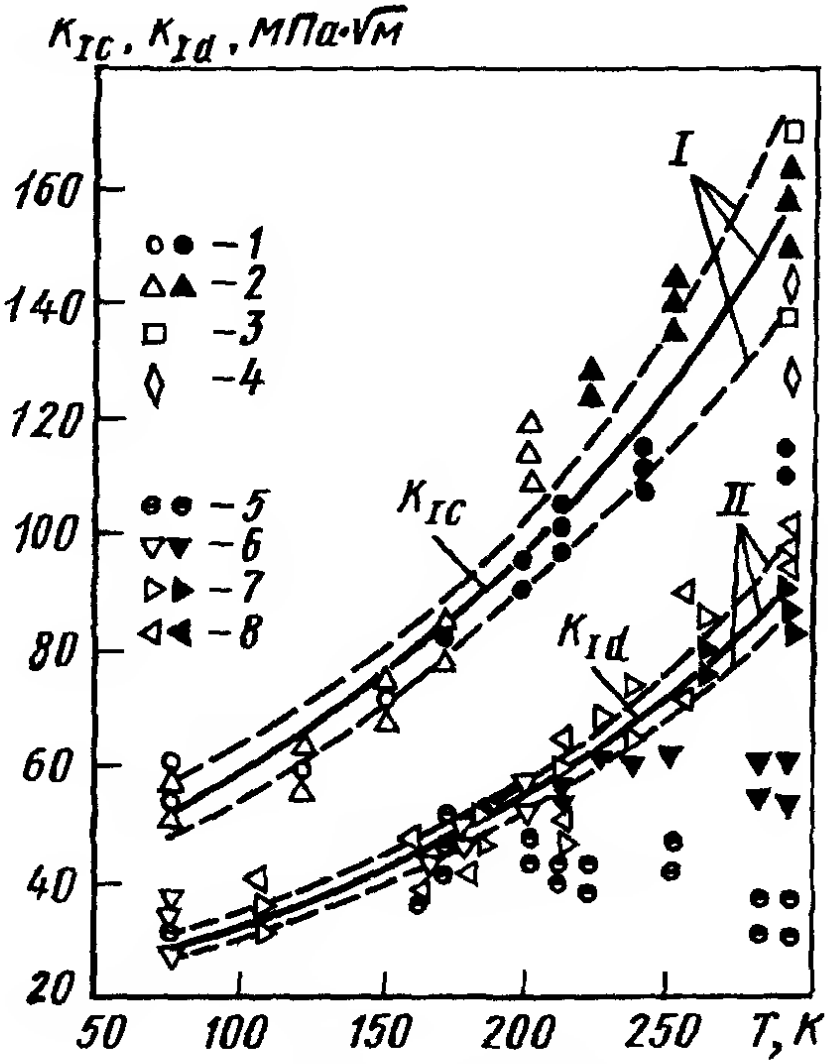


Рис.11.1.1. Температурная зависимость критических значений коэффициентов интенсивности напряжений K_{Ic} и K_{Id} для стали 15Х2НМФА по данным непосредственных измерений при статическом *I* и ударном *II* нагружении:
1 — B = 20 мм; *2* — B = 40 мм; *3* — B = 100 мм; *4* — B = 150 мм (*статика*); *5* — B = 5 мм; *6* — B = 10 мм; *7* — B = 20 мм; *8* — B = 40 мм (удар); светлые точки — $B \geq 2{,}5\,(K_{Ic}/\sigma_{0,2})^2$ для статического нагружения и $B \geq 2{,}5\,(K_{Id}/\sigma_{0,2d})^2$ для удара; темные точки — это условие не соблюдается [124]

вязкого к хрупкому состоянию [111]. С его помощью ведутся сравнительные испытания сталей, когда важна не абсолютная сопротивляемость хрупкому разрушению, а определение того, какой металл лучше или ниже каких температур металл может вести себя как хрупкий. Кроме критерия δ_c имеется много других механических характеристик металла, пригодных для качественного анализа сопротивляемости металлов началу статического разрушения в условиях хрупкого состояния [110].

Значительное место в оценке свойств сталей при низких температурах занимают критерии, характеризующие сопротивляемость сталей динамическому распространению трещин. Эту группу критериев можно подразделить на количественные и качественные.

Для количественных оценок удобными являются энергетические критерии, показывающие, какое количество работы затрачивается на образование единицы поверхности трещины. Известно, что энергия расходуется главным образом на работу пластической деформации металла у берегов пробегающей трещины.

Работу распространения разрушения, обозначаемую здесь как G_{cd}, определяют разными способами. Следует различать работу G_{cd}, полученную в условиях плоского деформированного состояния, а точнее в условиях, когда нет поверхностной утяжки листового металла G_{Id}, и работу G_{cd}, полученную на образцах с поверхностной утяжкой.

Оценку металла по G_{Id} следует применять, если трещина может распространяться в глубине металла или в листовом металле идти с поверхности в глубину. Оценка по работе G_{cd}, включающей и работу в зоне губ среза, более уместна при пробегании трещины вдоль листа.

Простейшими неэнергетическими критериями являются размер губ среза и процент волокна в изломе. Использование этих двух критериев в качественном отношении оправдано. На рис.11.1.2 показана зависимость между размером H губ среза и работой разрушения G_{cd}, полученная на стали 10ХСНД толщиной 40 мм с разной степенью охрупчивания. Видно, что чем меньше G_{cd}, тем меньше и размер губ среза H.

Процент волокна в изломе часто используется для определения некоторой температуры $T_{кр1}$, называемой первой критической температурой, выше которой условно считают материал вязким, а ниже — хрупким. Часто эту температуру определяют при количестве волокна $B = 50\%$.

Точное определение G_{cd} и G_{Id} сопряжено с трудностями. Вероятно, наиболее корректно эти механические характеристики можно опре-

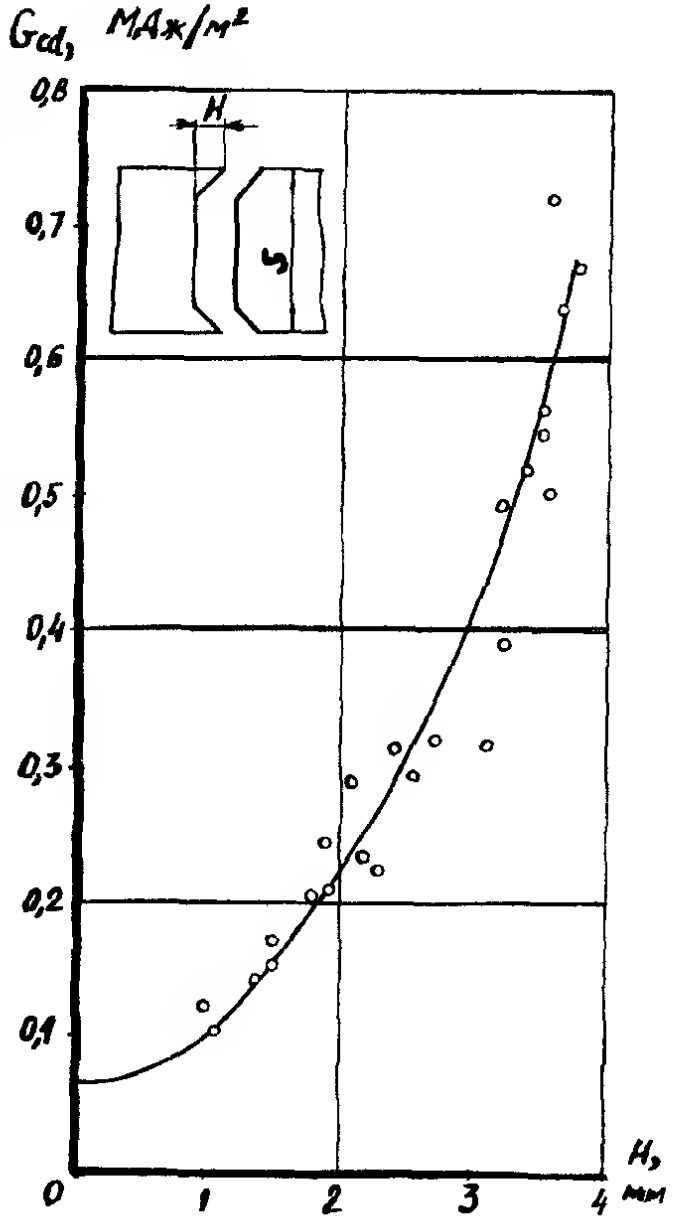


Рис. 11.1.2. Зависимость G_{cd} от H для стали 10ХСНД

делить с помощью метода тепловой волны, когда трещина пробегает достаточное расстояние (см. гл.6). В этом методе расход энергии на разлет образцов, на упругое деформирование деталей испытательной установки и другие, не относящиеся к разрушению эффекты не регистрируются.

Недостатком многих из методов, в которых из полной работы разрушения выделяют ту часть, что расходуется собственно на распространение разрушения, состоит в использовании маленьких образцов. Полученные на них результаты можно использовать лишь для сравнительной оценки сталей по сопротивляемости распространению трещины. Для количественных оценок эти результаты, как правило, мало пригодны.

В некоторых методах затраты энергии на зарождение разрушения сводят к минимуму путем увеличения остроты надреза, а уменьшение полной работы разрушения обеспечивают созданием поверхностных (боковых) надрезов, чтобы устранить губы среза. Работу пластической деформации в зоне сжатия при изгибе, уменьшают вставляя в образец прочные вкладыши.

Как видно из краткого обзора, при использовании разных методов для одной и той же стали полученные результаты могут быть весьма различны. При количественной оценке сопротивления распространению трещин следует учитывать положение плоскости исходного дефекта относительно направления проката. Если ось $0x$ принять за направление прокатки, а ось $0z$ направить по толщине s, то считается, что наибольшая вязкость наблюдается у металла при разрушении в плоскости $y0z$, т.е. перпендикулярно оси $0x$, а наименьшая — при разрушении в плоскости $x0y$. Последнее положение общепризнано. Однако в отношении вязкости металла при разрушениях вдоль и поперек проката имеются данные [118, 119], указывающие на возможность изменения поведения металла при переходе от положительных к отрицательным температурам. Наши данные, полученные с А.П.Выборновым на образцах типа 11 по ГОСТ 9454-78, вырезанных вдоль и поперек прокатки и испытанных при $T = -60$ °С, указывают на более высокую сопротивляемость металла разрушению в направлении поперек проката.

Необходимо различать данные, получаемые при низких температурах на конкретных плавках как сравнительные, и данные, которые предполагается использовать в количественных расчетах по оценке сопротивляемости сварных конструкций хрупким разрушениям. Последние должны отражать возможность попадания в конструкцию металла с наиболее низкими значениями вязкости, которые допускается выпускать металлургическому заводу.

§ 11.2. Влияние процесса сварки и формы сварных соединений

Отрицательное влияние может быть связано с изменением химического состава и насыщением металла газами, например, вследствие: неудачного выбора присадочного металла, который при смешивании с основным металлом дает химический состав шва, обладающий хрупкостью; неблагоприятных режимов сварки, способствующих этому смешиванию; появления диффузионных прослоек, имеющих состав, отличающийся как от шва, так и от основного металла; случайного попадания примесей во флюс или в другие сварочные материалы; плохой защиты металла от атмосферных газов; насыщения металла водородом и многое другое [49].

Нередко химический состав металла (в среднем) остается без изменения, но свойства металла существенно ухудшаются из-за неблагоприятных изменений структурного состояния металла (рост зерна, закалка, отпускная хрупкость и др.) [82, 284, 101].

Особое место занимают процессы, связанные с концентрацией напряжений и деформаций. Этот фактор имеет двоякое значение. Во-первых, возникающая концентрация пластических деформаций во время сварки переводит металл в состояние, близкое к разрушению, или к изменению механических свойств в неблагоприятную сторону, например по механизму деформационного старения. Во-вторых, концентратор напряжений наряду с изменением свойств металла вызывает концентрацию эксплуатационных напряжений [168, 11, 223]. На рис.11.2.1,*б* можно видеть, что при ступенчатом нагружении образца со сквозным надрезом $l = 25$ мм без шва развитие полос скольжения начинается при сравнительно высоком уровне напряжений от внешней нагрузки ($\sigma_н / \sigma_т = 0{,}63$), и размеры зоны деформации возрастают при дальнейшем увеличении нагрузки сравнительно медленно. Напротив, в образце с наплавленным валиком (рис.11.2.1,*а,в*) интенсивное развитие пластической деформации начинается при весьма низком уровне напряжений ($\sigma_н / \sigma_т = 0{,}15$) и быстро возрастает по мере увеличения внешней нагрузки [81].

Степень совместного влияния процесса сварки и формы сварного соединения в случае статических нагрузок наиболее просто можно оценить по второй критической температуре хрупкости $T_{кр\,2}$ (рис.11.2.2). При этой температуре прочность сварного соединения или элемента сварной конструкции, оцениваемая по номинальному (среднему) напряжению разрушения $\sigma_р$, становится равной пределу текучести $\sigma_т$. В таком подходе отражены как бы два физических факта. Во-первых, наступление разрушения до общей текучести сечения с концентратором часто отождествляется с понятием хрупкого разрушения. Во-вторых, разрушение при напряжениях $\sigma_т$ указывает на то, что при некотором увеличении концентрации напряжений в условиях пониженной темпе-

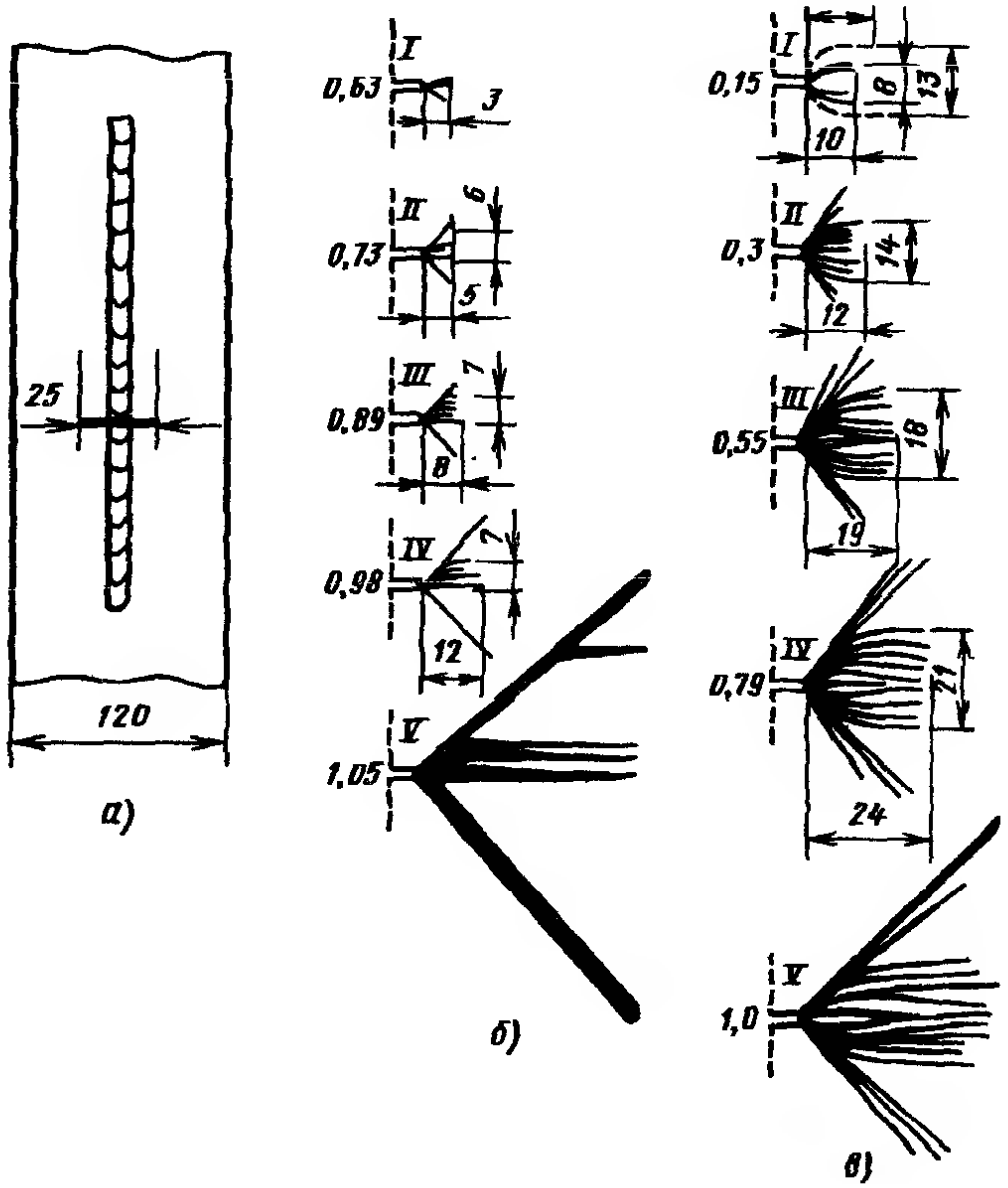


Рис.11.2.1. Схемы развития локальной пластической деформации вблизи вершин надрезов образцов:
а, в — с наплавкой; *б* — без наплавки

ратуры разрушающее напряжение $\sigma'_р$ может оказаться меньше $\sigma_т$ (рис.11.2.2), а это уже свидетельствует о недостаточности общепринятого простого метода расчета на прочность. Вблизи второй критической температуры $T_{2\,кр}$ несущая способность даже при статических нагрузках должна оцениваться с учетом концентрации напряжений.

Имеется огромное количество экспериментальных данных, полученных в разных странах разными авторами, подтверждающих это положение. Классическим можно считать пример, когда перпендикулярно надрезу иди непровару в шве *1* (рис. 11.2.3) производят укладку валика *2* или выполняют нагрев металла. В результате нагрева и остывания у вершины надреза протекают пластические деформации, которые расходуют пластичность металла, вызывают ту или иную степень деформационного старения, создают остаточные растягивающие

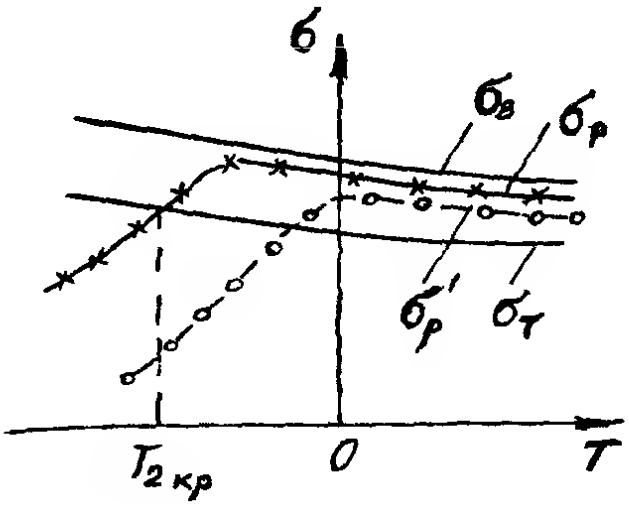


Рис.11.2.2. Схема определения критической температуры хрупкости $T_{2\,кр}$

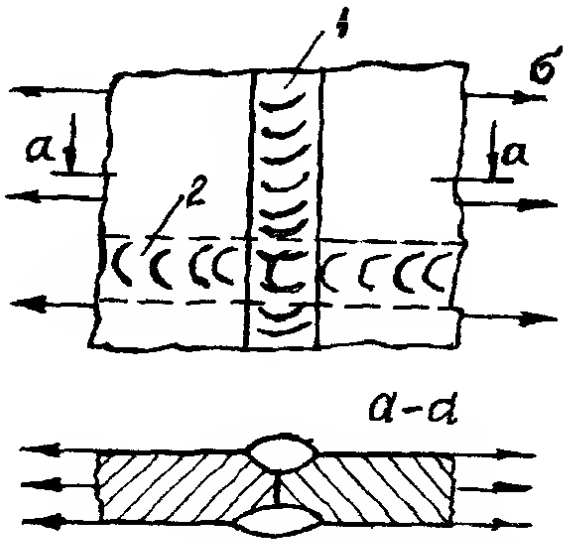


Рис.11.2.3. Схема нагружения стыкового соединения с непроваром при последующем наложении поперечного шва

напряжения. При этом в зависимости от термического цикла у вершины надреза и химического состава металла могут возникнуть многие другие изменения свойств. Все перечисленное в совокупности приводит к тому, что кривая $\sigma'_р$ (рис.11.2.2) как бы смещается вправо относительно положения, которое она имела для образцов с тем же концентратором напряжений, но до выполнения сварки или нагрева. На рис.11.2.2 эта кривая показана штриховой линией $\sigma'_р$.

При сочетании многих отмеченных выше неблагоприятных факторов или значительном влиянии одного из них разрушение может происходить самопроизвольно, т.е. только под действием собственных остаточных напряжений.

В практике изготовления и эксплуатации сварных конструкций наблюдалось множество подобных разрушений. Наиболее характерные из них представлены на рис.11.2.4. В случаях *а-г* сварка осуществлялась при плотно прижатых друг к другу элементах, которые образовывали щель в виде трещины. В примерах на рис.11.2.4,*д — ж*, во время сварки один из элементов имел непровар, расположенный перпендикулярно шву. На рис.11.2.4,*з* окно, образованное газовой резкой, имело острый угол и при последующей сварке вблизи этого места возникла после остывания трещина. Остановка электрошлакового процесса на кромке вызвала разрушение у надреза, образованного ванной жидкого металла (рис.11.2.4,*и*). Непровар в корне многослойного шва (рис.11.2.4,*к*) начал развиваться как трещина после укладки ряда слоев из-за значительного углового поворота и концентрации пластических деформаций у непровара. На рис.11.2.4,*м* лист *1* имел расслой *4* и располагался в виде диафрагмы перпендикулярно шву *3*. В результате после понижения температуры примерно до -25...-30 °С возникла трещина *2*. При выпол-

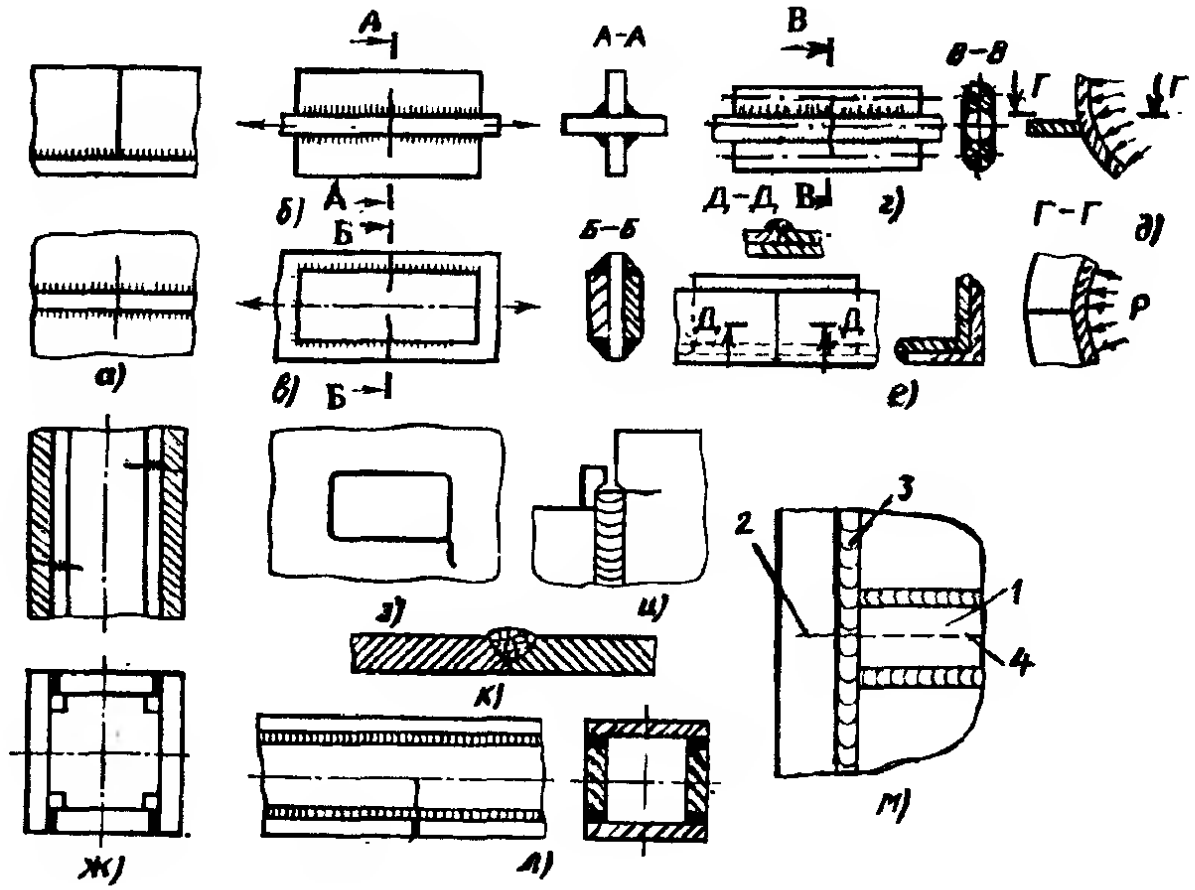


Рис.11.2.4. Примеры разрушений в сварных конструкциях

нении шва *I* на рис.11.2.4,*л* в жестком контуре возникло после остывания разрушение по шву [24].

Применительно к сварным соединениям широко распространена оценка их свойств при низких температурах по результатам испытаний на ударный изгиб. Оптимизацию режимов сварки, форм сварных соединений, выбора присадочного металла обычно проводят путем сравнения ударной вязкости или процента волокна в изломе с целью установления значений критической температуры $T_{кр\,1}$.

Соотношение между свойствами основного металла и шва может быть самым различным, в зависимости от выбора присадочного металла, что касается зоны термического влияния, то ее свойства зависят от реакции основного металла на соответствующий термический цикл сварки.

Для повышения хладостойкости сварных соединений используют такие условия сварки и состав присадочного металла, которые обеспечивают, во-первых, более высокую вязкость металла и, во-вторых, предотвращают появление разного рода трещин, в частности холодных (закалочных) при сварке низколегированных сталей. В случае сварки при низких температурах (ниже минус 40 °С) наблюдаются следующие особенности: изменяются условия горения дуги, увеличивается теплоотдача от изделия в воздух, в десятки раз уменьшается диффузия

водорода. В интервале температур 600...500 °С скорости охлаждения сварных соединений увеличиваются на 25..40 %, длительность пребывания металла в интервале температур 300...100 °С сокращается в несколько раз. В результате снижаются температуры структурных превращений на несколько десятков градусов, существенно понижается возможность удаления водорода из зон, склонных к образованию холодных трещин, смещаются в сторону положительных температур критические температуры хрупкости. В работах В.П.Ларионова с сотрудниками рекомендованы для сварки в условиях низких температур несколько более высокие тепловложения и подогревы, которые уменьшают перечисленные выше вредные влияния [145].

Значительную часть разрушений при низких температурах составляют разрушения, связанные с действием переменных нагрузок и усталостью металла [91, 254].

Влияние усталости на низкотемпературную хрупкость проявляется двояко. На первой стадии эксплуатации при циклических нагрузках в зонах концентрации напряжений видимых трещин еще нет, однако уставший металл хуже сопротивляется хрупкому разрушению. Применительно к сварным соединениям на это обстоятельство было обращено внимание в совместных со Стебаковым И.М. работах, когда образцы с надрезом предварительно подвергали циклическому нагружению, а затем проводили ударные испытания. Так, на рис.11.2.5 показаны значения ударной вязкости металла околошовной зоны, испытавшего после нанесения надрезов циклические нагрузки. Порог хладноломкости и уровень вязкости существенно изменялись. Из-за низкой вязкости металла при отрицательных температурах критические размеры трещин могут быть весьма небольшими, что затрудняет их своевременное выявление. Данные о количестве разрушений, регистрируемых на работающем оборудовании, показывают, что число их растет по мере увеличения срока службы [288], причем в осенний период при наступлении холодов разрушений обычно больше, чем при тех же температурах в весенний период. Объясняется это двумя причинами: а) накоплением усталости и ростом трещин летом, когда конструкция, как правило, не разрушается благодаря высокой вязкости металла, и б) разрушением в зимний период при очень низких температурах тех элементов конструкций, которые имели небольшие трещины.

Определенное влияние на прочность при низких температурах может оказывать и естественная форма сварных соединений.

Общая закономерность здесь такова: чем выше концентрация напряжений, тем ниже сопротивляемость сварных соединений низкотемпературному разрушению. Как правило, следует считать недопустимым использование при низких температурах тавровых соединений с непроваром, расположенным перпендикулярно силовому потоку (рис. 11.2.6). Опасность такого непровара зависит от его размеров, уровня

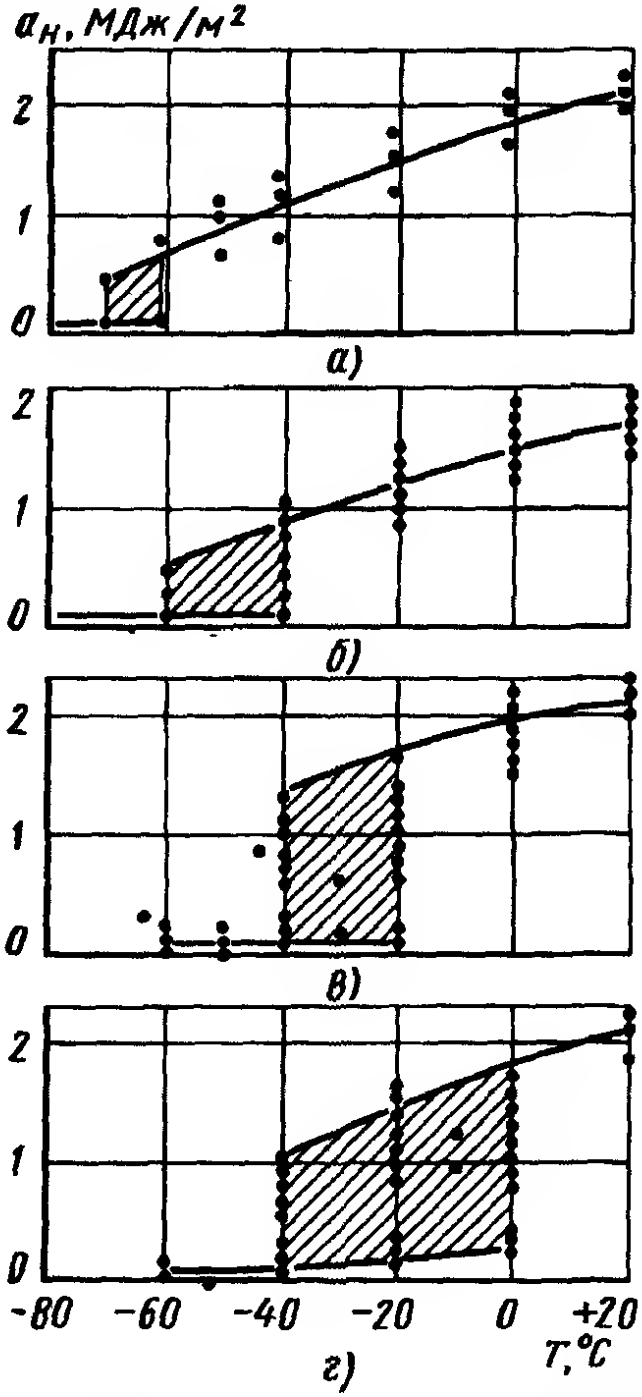


Рис.11.2.5. Ударная вязкость стали ВСт3сп в околошовной зоне:
а — исходное состояние; *б* — после циклического нагружения при -40 °С до линии повреждаемости; *в* — в зоне повреждаемости; *г* — вблизи усталостного разрушения

эксплуатационной нагрузки и свойств металла. Можно видеть, что при понижении температуры по мере снижения вязкости металла направление разрушения таких швов изменяется, приближаясь к отрыву.

В нахлесточных соединениях (рис.11.2.7) плоскость непровара обычно расположена вдоль силового потока и поэтому мало влияет на прочность при низких температурах. Здесь большое влияние оказывает концентрация напряжений, зависящая от размера *a*, длины шва *l*, катета *к* и характера его перехода к уголку. При высокой вязкости металла

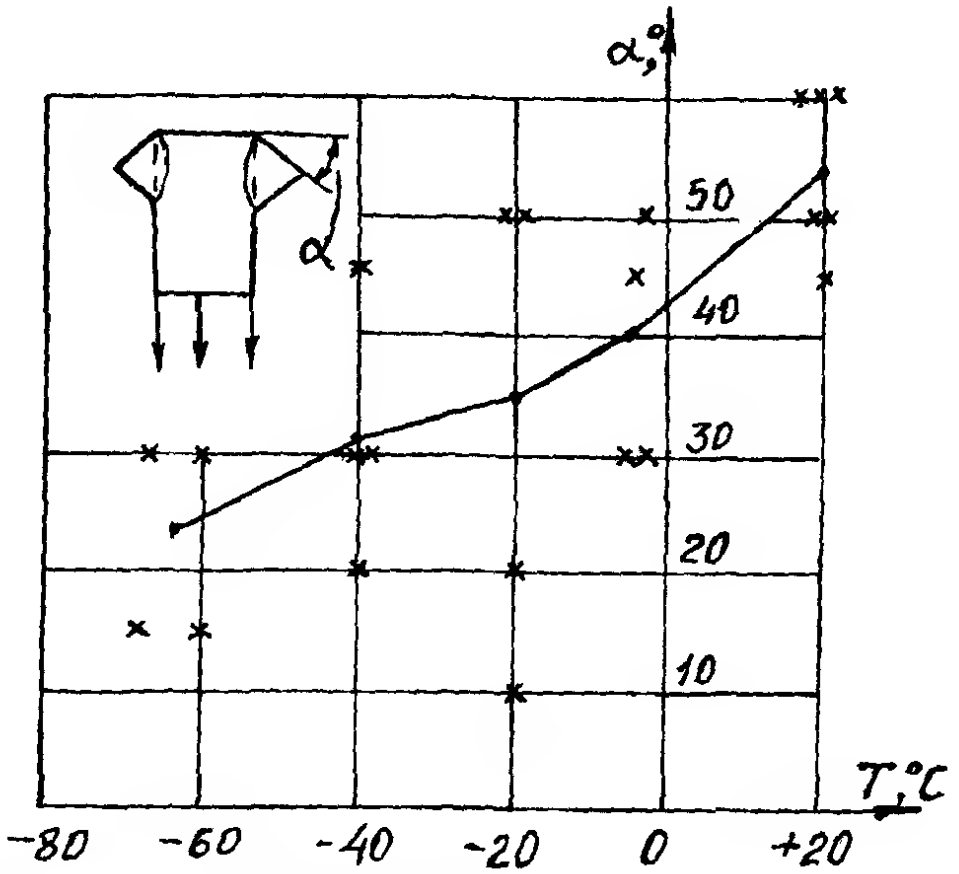


Рис.11.2.6. Изменение направления плоскости разрушения угловых швов таврового соединения при понижении температуры

разрушение происходит либо путем среза по швам, либо по основному металлу после значительной пластической деформации. При понижении температуры разрушения начинают возникать у окончания флангового шва на уголке, причем пластичность резко падает.

Следует отметить, что в условиях ограниченной пластичности и вязкости металла при испытании соединений, не содержащих очень острых концентраторов, в некотором диапазоне понижения температур прочность не снижается, но даже может несколько повышаться. Приближение к области критических температур по изменению значений прочности определить обычно не удается. Если же одновременно измерять деформацию по перемещениям на базе *AB* и *CB*, то будет наблюдаться монотонное снижение разрушающей деформации, особенно резкое при приближении к критической температуре. Поэтому измерение перемещений при испытаниях в усло-

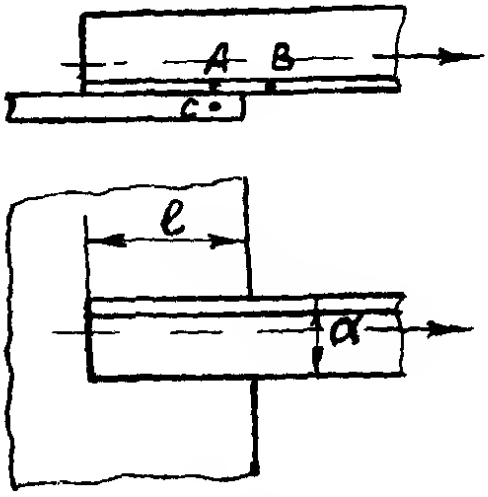


Рис.11.2.7. Расположение баз для измерений деформаций в зоне разрушения нахлесточного соединения

виях низких температур следует считать, как правило, обязательным. Низкие значения деформаций будут указывать на близость к хрупкому разрушению.

Вопрос о низкотемпературной хрупкости сварных соединений часто связывают с отпуском конструкций после сварки, видя в нем эффективное средство повышения сопротивляемости сварных конструкций разрушениям. Большинство сварных конструкций успешно эксплуатируется и при низких температурах, не подвергаясь высокому отпуску. Однако чем значительнее отрицательная степень влияния сварки и чем ниже качество металла по сплошности и его склонности к деформационному старению, тем эффективнее положительное влияние отпуска на работоспособность сварных конструкций при низких температурах.

Наличия остаточных растягивающих напряжений, всегда возникающих после остывания конструкции, еще недостаточно, чтобы вызвать хрупкое разрушение даже при значительной толщине сваренных элементов. Дополнительным фактором должна быть концентрация напряжений, вызванная либо формой сварного соединения, либо дефектами сварки, либо низким качеством металла по сплошности. Высокий отпуск существенно снижает остаточные напряжения, но, конечно, не устраняет концентраторы напряжений. Необходимость введения высокого отпуска зависит от степени концентрации напряжений. При умеренной концентрации напряжений отпуск не является необходимым. Однако дополнительным отрицательным фактором может послужить концентрация пластических деформаций при сварке, в особенности если она сопровождается деформационным старением металла. Здесь отрицательное влияние концентраторов проявляется дважды: сначала в процессе сварки, вызывая концентрацию пластических деформаций и изменение механических свойств, затем во время эксплуатации, вызывая концентрацию рабочих напряжений.

Данные, представленные на рис.11.2.8, когда в зоне надреза образцов производили наплавку и получили снижение низкотемпературной прочности и пластичности, а высокий отпуск восстанавливал их до прежнего уровня, иллюстрируют двоякое положительное влияние отпуска как по части снижения остаточных напряжений, так и по части восстановления свойств металла, в данном случае пластичности [25].

Отрицательное влияние могут оказывать зоны высокой закалки металла. Если они совпадают с зонами концентрации напряжений, то от них может начаться низкотемпературное разрушение. Высокий отпуск, как известно, очень заметно уменьшает твердость закаленных участков и тем самым благоприятно влияет на прочность.

В тех случаях, когда отрицательные сварочные факторы проявляют себя слабо, польза высокого отпуска незаметна. Рациональным проектированием, применением металла высокого качества и оптимальным построением технологического процесса сборки и сварки можно

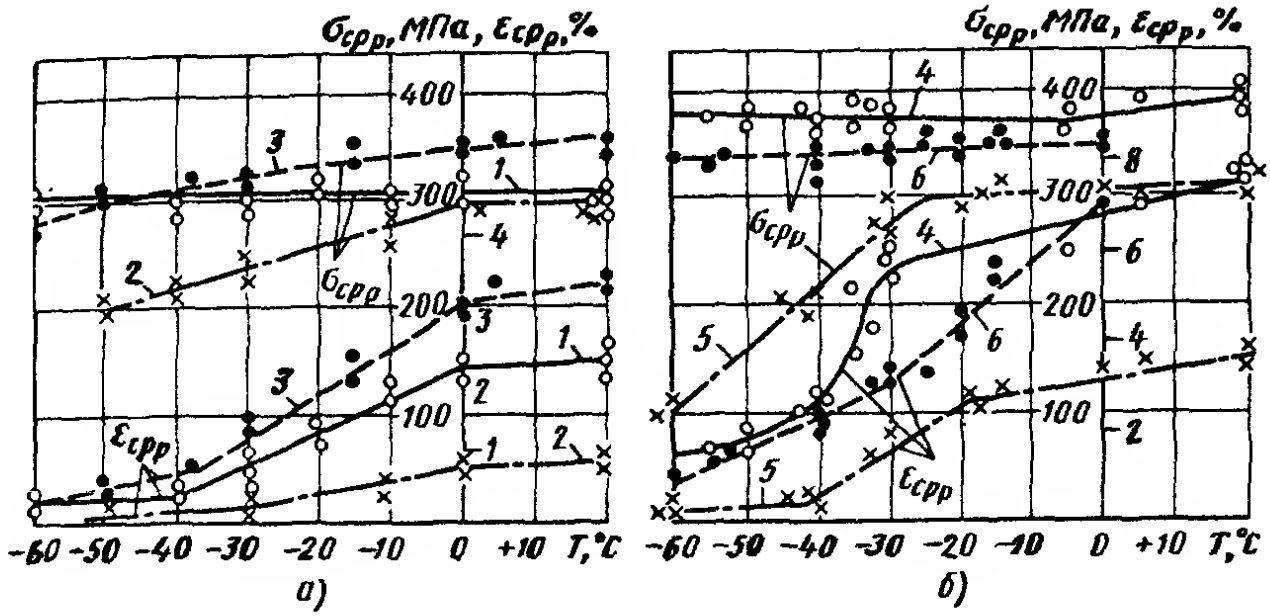


Рис.11.2.8. Влияние последующего высокого отпуска на среднее разрушающее напряжение $\sigma_{ср\ р}$ и среднюю деформацию в момент разрушения $\varepsilon_{ср\ р}$:

а — сталь 30Л, зона перегрева; *б* — сталь 22К: *1* — исходное состояние; *2* — после деформационного старения; *3* — после деформационного старения и высокого отпуска; *4* — исходное состояние; *5* — после переплава по кромке; *6* — после переплава и высокого отпуска

создавать сварные конструкции, хорошо противостоящие низкотемпературным хрупким разрушениям, не прибегая к отпуску сварных конструкций после сварки.

§ 11.3. Развитие методов оценки работоспособности сварных соединений

Общепризнанной системы для расчетной оценки работоспособности сварных конструкций при низких температурах не существует. Объяснить это можно отчасти тем, что крайне редко сварные конструкции создают специально только для работы при низких климатических температурах.

Большинство сварных конструкций разрабатывали для работы при положительных или умеренно отрицательных температурах, а затем по мере надобности их использовали в более суровых климатических условиях. Выявляющиеся при этом недостатки сварных конструкций устраняли путем изменения формы и размеров узлов для уменьшения концентрации напряжений, а также улучшением технологического процесса сварки и заменой металла на более хладостойкий.

Таким образом, главными компонентами, которые должны подвергаться количественной оценке, являются концентрация напряжений и свойства металла в отношении хладостойкости.

При обсуждении возможностей расчетной оценки будем исходить из того, что сварное соединение, например с угловыми швами, спроектировано и рассчитано на статическую прочность без учета концентрации напряжений и хладостойкости металла. Требуется определить его работоспособность с учетом концентрации напряжений и свойств металла сопротивляться низкотемпературному разрушению.

Возможен подход, при котором определяют разрушающую нагрузку $P_р$ с учетом концентрации напряжений и деформаций и сравнивают ее с эксплуатационной нагрузкой $P_э$. Отношение $P_р / P_э$ покажет фактический коэффициент запаса по нагрузке. Есть некоторые недостатки и сложности в этом подходе.

Во-первых, необходимо выполнить решение не только упругой, но и пластической задачи о напряженно-деформированном состоянии сложного сварного соединения. Решение должно выполняться с учетом механических свойств металла при соответствующей температуре до уровня нагрузки, при которой хотя бы в одной из точек сварного соединения будет достигнуто критическое состояние.

Во-вторых, следует выбрать критическое состояние, при котором решение о напряженно-деформированном состоянии по мере роста нагрузки P должно быть остановлено для определения $P_р$. Это критическое состояние может быть установлено только с привлечением опытных данных, полученных на простейших сварных соединениях с обработкой результатов испытаний с помощью ЭВМ путем решения упруго-пластических задач. Анализ условий разрушения сварных соединений усложняется тем, что заранее неизвестно направление движения трещины. Поэтому наиболее перспективными представляются критерии разрушения, не связанные с ориентацией концентратора напряжения, а опирающийся на инварианты НДС, усредненные по объему некоторой локальной высоконапряженной зоны. С целью формулировки и экспериментальной проверки таких критериев для статического и циклического напряжения в работе [129] предлагается методика испытания и моделирования серии образцов, имитирующих различные схемы нагружения характерных зон сварных соединений (рис.11.3.1).

Испытания образцов имеют целью изучить влияние соотношения компонент нормального отрыва (K_I) и сдвига (K_{II}) приложенной нагрузки, а также угла α при вершине концентратора и радиуса ρ на характер нагружения. Конструкция образцов допускает при необходимости расположить датчик перемещения в непосредственной близости от места начала разрушения с базой ≤ 3 мм, (рис.11.3.2,*а*), а также визуально зафиксировать момент возникновения трещины, тем самым обеспечивая более достоверную проверку точности математической

модели. Визуальная регистрация разрушения и обмер разрушенного образца позволяют зафиксировать НДС модели в момент достижения предельного состояния и определить любые параметры НДС, входящие в критерий страгивания трещины (рис.11.3.2,*б*).

Допустим, что одним из возможных мест разрушения сложного сварного соединения является лобовой шов (рис. 11.3.3), который при низкой температуре может начать разрушаться либо по линии *OF* после некоторого перемещения Δ_p, между точками *B* и *C*, либо от точки *A*

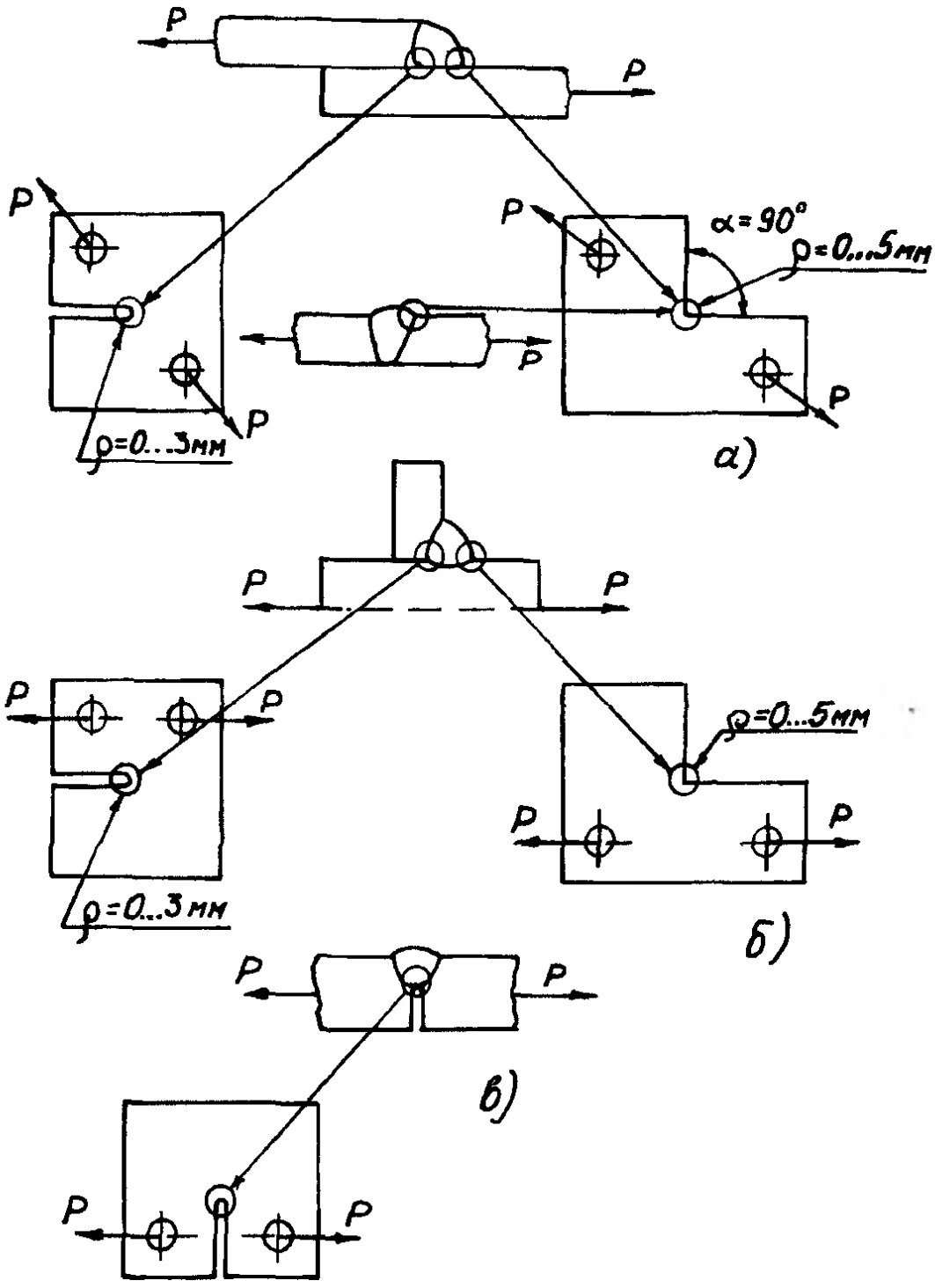


Рис.11.3.1. Образцы, имитирующие зоны концентрации напряжений в сварных соединениях:

а — нахлесточных; *б* — тавровых; *в* — стыковых

после достижения локального перемещения $D_{p\,A}$ в зоне перехода к основному металлу, или от точки O также после разрушающего локального перемещения $D_{p\,O}$. Все эти критические значения Δ_p, $D_{p\,A}$ и $D_{p\,O}$ должны быть найдены после проведения экспериментов при низких температурах и решения упругопластической задачи об этом простейшем соединении, из которого будут получены Δ_p, $D_{p\,A}$ и $D_{p\,O}$. Если местами возможного разрушения могут явиться концы фланговых швов, то аналогичная экспериментально-расчетная информация должна быть предварительно получена из опытов и расчетов для простейших образцов с концами фланговых швов.

Из изложенного следует, что хотя рассмотренный метод расчета принципиально возможен, ему должна предшествовать большая подготовительная работа.

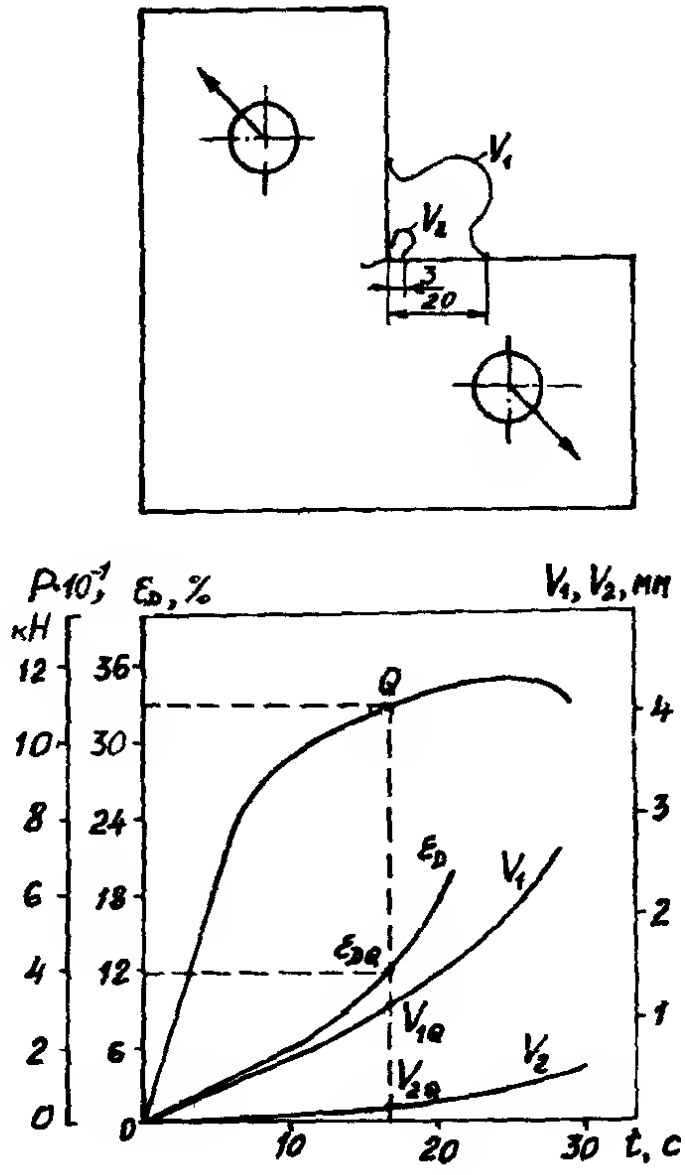


Рис.11.3.2. Схема расположения датчиков перемещения и пример диаграммы испытания образца (P — нагрузка; V_1, V_2 — датчики перемещения; Q — точка страгивания трещины; ε_D — деформация на базе 0,5 мм, рассчитанная с помощью математической модели)

Возможна иная приближенная модель расчета работоспособности сложных сварных соединений при низких температурах. Она не отражает возможности разрушения сварных швов путем среза по линии *OF*, но позволяет дать оценку возможных хрупких разрушений от предельно острых концентраторов в точках *O* и *A*, как показано на рис.11.3.3. Этот подход использует не деформационные критерии, как в предыдущем случае, а энергетические. Так как основную опасность в рассматриваемом случае представляют хрупкие разрушения, которые протекают в динамическом режиме, представляется оправданным для оценки работоспособности сварных конструкций привлекать энергетический подход, в котором участвуют освобождающаяся энергия при подрастании трещины от концентратора и динамическая вязкость металла. Рассматриваемые ниже современные методы расчетной оценки хладостойкости сварных соединений ориентированы на использование вычислительной техники и метода конечных элементов.

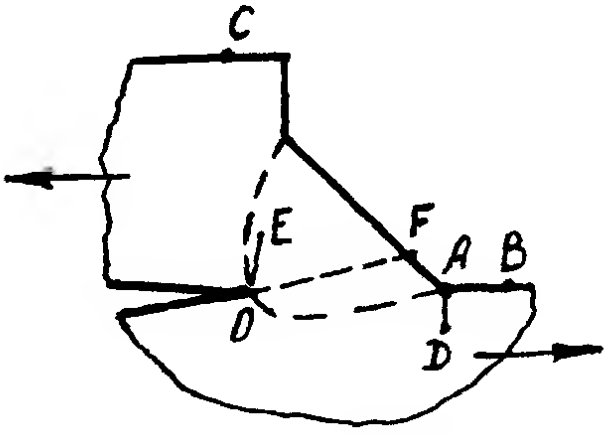


Рис.11.3.3. Схема нагружения и разрушения углового шва

Рассмотрим простейший случай, когда собственные остаточные напряжения сняты, а свойства металла как в концентраторе, так и за его пределами, одинаковы. Условие неразрушимости можно записать так:

$$G_{cd} / n_{м} \geq G_{осв} , \qquad (11.3.1)$$

где G_{cd} — динамическая вязкость металла; $G_{осв}$ — освобождающаяся энергия при подрастании трещины от вершины концентратора; $n_{м}$ — коэффициент запаса на механические свойства.

Динамическая вязкость металла G_{cd} представляет собой работу, затрачиваемую на разрушение металла при распространении в нем трещины. Так как трещины от концентраторов в основном идут в глубину металла, то энергетические затраты на образование губ среза не должны входить в значение механической характеристики, т.е. в этом случае вместо значений G_{cd} следует брать G_{Id} (см. §11.1).

Предполагается (рис.11.3.3), что от вершины *O* или *A* трещина подрастает на некоторую длину *OE* или *AD*. Имеющиеся на этих участках внутренние силы (напряжения) снимаются и освобождают энергию $G_{осв}$ на единицу площади.

Некоторую неопределенность представляет размер длины разреза *OE* и *AD*. Вероятно, этот размер может быть взят 1...2 мм, хотя данный вопрос заслуживает отдельного исследования.

В простейшем подходе предлагается определять $G_{осв}$ из упругого решения задачи о напряжениях в сложном сварном соединении при эксплуатационной нагрузке $P_э$. В действительности у зон концентрации при рабочей нагрузке возникнут пластические деформации и напряжения станут ниже расчетных. Как видно, определение $G_{осв}$ по упругому решению идет в запас прочности, так как дает более высокие значения $G_{осв}$ и для оценки работоспособности может рассматриваться как приемлемое.

Значения $G_{осв}$ в случае трещиноподобных концентраторов, расположенных своей плоскостью перпендикулярно главному рабочему напряжению $\sigma_э$, можно определить, зная уровень K_I, по формуле $G = (1 - \mu^2)\, K_I^2 / E$ или $G = K_I^2 / E$.

При реализации рассмотренной схемы расчета сварных соединений, предназначенных для работы при низких температурах, нужно иметь уверенность, что используемые в расчете параметры близко соответствуют свойствам металла реальной конструкции. Определяя G_{cd} металла шва и G_{cd} металла околошовных зон путем испытания модельных сварных образцов, можно использовать их в расчете по соотношению (11.3.1), задаваясь $\sigma_э = \sigma_т$ для определения $G_{осв}$. Для отпущенных сварных конструкций напряжение $\sigma_э$ должно подставляться без учета остаточных напряжений, а свойства металла следует находить, используя образцы из отпущенных сварных соединений. Таков в общих чертах рекомендуемый подход к расчетной оценке сопротивляемости сварных соединений хрупкому разрушению.

Изменение сопротивляемости основного металла и сварных соединений низкотемпературному хрупкому разрушению обычно характеризуют изменением температурных границ вязкохрупкого перехода, т.е. значениями $T_{кр\,1}$ и $T_{кр\,2}$ по виду излома, по уровню ударной вязкости, из соотношения зависимостей предела текучести $\sigma_т$ и предела прочности $\sigma_в$ [312, 276], либо по изменению значений вязкости металла K_{Ic} или G_{cd}.

Найти критические температуры проще, однако значения $T_{кр\,1}$ и $T_{кр\,2}$ получаются различными в зависимости от соотношения размеров надреза и сечения образцов. Кроме того, установление интервала температур $T_{кр\,1}$ ... $T_{кр\,2}$ еще не дает представления о работоспособности металла в интервале температур вязкохрупкого перехода. Определение K_{Ic} или G_{cd} следует считать более целесообразным, так как в этом случае работоспособность элементов конструкций со стыковыми соединениями может оцениваться количественно в консервативных условиях наиболее жесткого НДС. Применительно к конструкциям, эксплуатируемым при нормальной температуре, такой подход, предусматривающий экспериментальное определение значений K_{Ic} при растяжении плоских образцов с поверхностной трещиной, был изложен в §7.4 и 7.5.

Распространение такого подхода на область низких температур позволяет путем постановки сериальных испытаний плоских образцов с поверхностной трещиной (см. рис.6.9.2) получать температурную развертку изменения пластической составляющей раскрытия кромок исходной поверхностной трещины $\delta_{Q\,пл}$ в момент страгивания и $\delta_{M\,пл}$ в момент превращения ее в сквозную. Предельные значения этих параметров $\delta_{Q\,пл}$ и $\delta_{M\,пл}$, соответствующие переходу от одного типа разрушения к другому (см. табл.7.5.2, гл.7), позволяют на температурной развертке установить границы вязкохрупкого перехода и определить соответствующие им значения температур $T_{кр\,1}$ и $T_{кр\,2}$ [135].

Для стали 15ГБ такая температурная развертка представлена на рис.11.3.4. Видно, что в области температур ниже $T_{кр\,2}$ = -80 °С страгивание трещины происходит при $\delta_{Q\,пл} \le 0{,}03$ мм, т.е. в условиях плоской

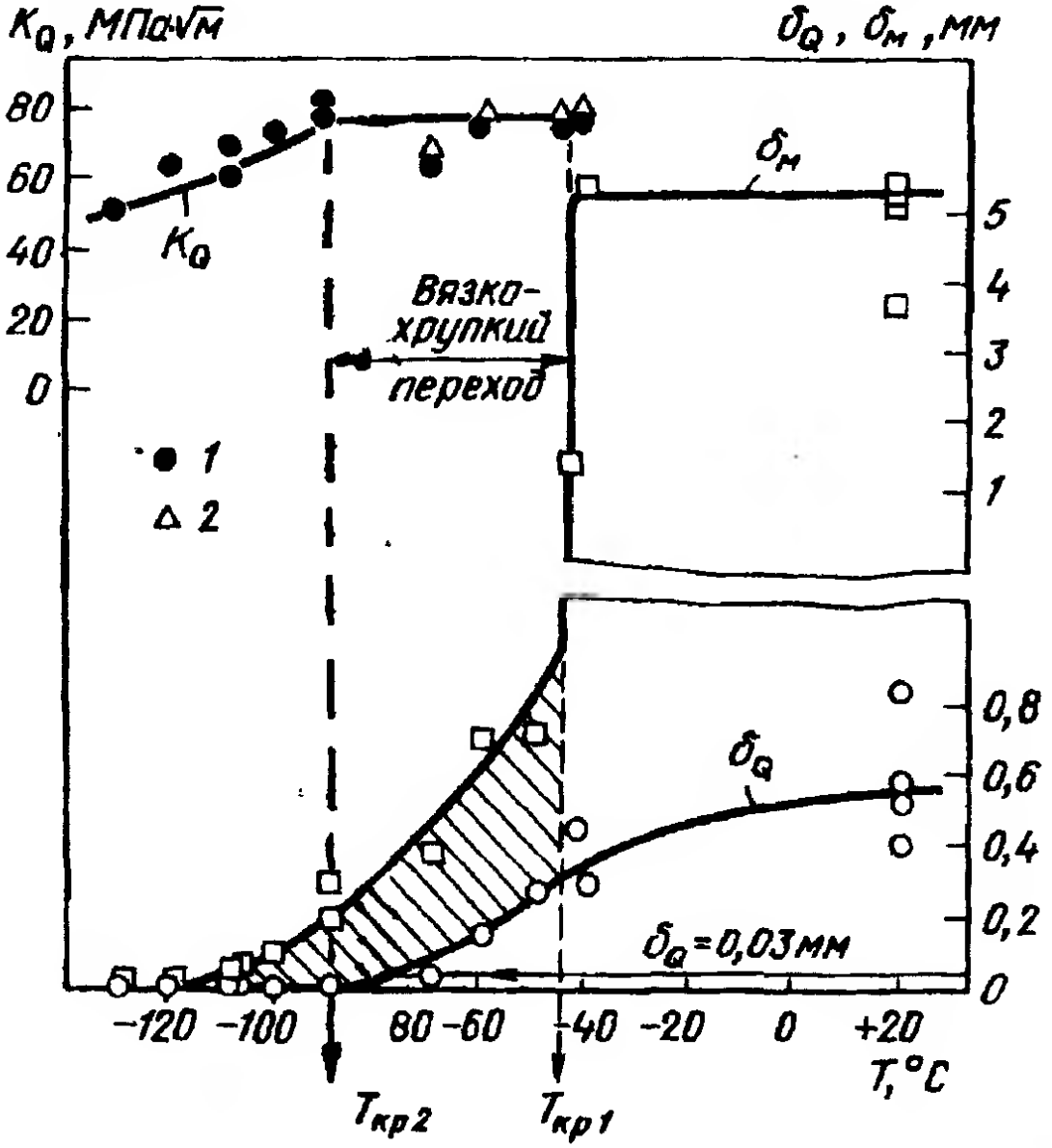


Рис.11.3.4. Температурная развертка параметров δ_Q, δ_M и K_Q для стали 15ГБ:
● — коэффициент интенсивности напряжений в момент страгивания трещины K_{1Q}; Δ — коэффициент интенсивности напряжений в момент наступления нестабильности трещины [135]

деформации и объемного растяжения, когда стронувшаяся трещина сразу становится нестабильной. Следовательно, в области температур $T \le T_{кр\,2}$ разрушение имеет хрупкий характер, определение K_Q является корректным и при расчетах следует принимать $K_{Ic} = K_Q$ (черные точки).

Выше температуры T = -45 °С располагается область, в пределах которой страгиванию трещины предшествует существенный отход от условий плоской деформации, а превращение поверхностной трещины в сквозную происходит только после достижения высокого уровня удлинения волокна $\delta_{м\,пл}$ (рис.11.3.4). В этом случае разрушение имеет вязкий характер, и определение значений K_Q не имеет смысла. Поскольку ниже T = -45 °С имеет место резкое падение удлинения волокна $\delta_{м\,пл}$, то по этому признаку следует считать $T_{кр\,1} \approx$ -45 °С .

Своеобразие процесса разрушения в интервале температур $T_{кр\,2} \le T \le T_{кр\,1}$ можно проследить по результатам испытания образца из стали 15ГБ при -60 °С, представленным ранее в гл. 7 на рис.7.5.3,*а,б*. Можно видеть, что страгивание трещины в направлении толщины происходило вязко, так как ему предшествовало наступление текучести сечения образца (точка Q на рис. 7.5.3,*а*) и заметное притупление вершины исходной трещины ($\delta_{Q\,пл}$ = 0,14 мм на рис.7.5.3,*б*). На первом этапе роста стронувшейся трещины до увеличения l_0 в направлении толщины на $\Delta l \approx 0{,}5$ мм ее движение протекало стабильно и сопровождалось увеличением пластических удлинений волокон сечения $\delta_{пл}$ от 0,14 до 0,69 мм (участок QP на рис.7.5.3,*б*). Однако затем внезапно произошло резкое возрастание скорости раскрытия кромок dV/dt (точка P на рис.7.5.3,*а*) и дальнейшее продвижение ее вершины в процессе превращения поверхностной трещины в сквозную протекало нестабильно при отсутствии дополнительных удлинений волокон $\delta_{пл}$, т.е. разрушение приобрело хрупкий характер (рис.7.5.3,*б*). С учетом этого подсчет значений КИН в момент наступления нестабильности трещины при l_0 + 0,5 мм можно считать корректным и пригодным для использования в качестве K_{Ic}. Результаты такого подсчета по данным сериальных испытаний образцов на рис.11.3.4 показывают, что в диапазоне температур $T_{кр\,2} \le T \le T_{кр\,1}$ значения K_{IQ} в момент страгивания трещины и K_{Ic} в момент наступления ее нестабильности практически совпадают. При этом их уровень оказывается примерно постоянным в пределах всего интервала температур вязкохрупкого перехода и близким по значению K_{Ic} при температуре $T_{кр\,2}$ [135].

Выше было отмечено, что при сериальных испытаниях образцов разных типоразмеров с целью определения граничных температур вязкохрупкого перехода значения $T_{кр\,1}$ и $T_{кр\,2}$ получаются различными. Это объясняется тем, что в момент страгивания трещины НДС в зоне вершины концентратора у разных типов образцов оказывается также различным и это предопределяет различие результатов. Поскольку в реальной конструкции одновременно могут иметь место концентраторы

и дефекты разных типов, при их расположении в узлах с различным НДС, то из всего многообразия значений граничных температур вязкохрупкого перехода наибольший интерес, по-видимому, представляет консервативная оценка, соответствующая максимально возможному значению коэффициента жесткости напряженного состояния $j = \sigma_1 / \sigma_i = 2{,}6 \ldots 3{,}0$ [121, 16], которое реализуется при растяжении плоского элемента с поверхностной трещиной.

Таким образом, на примере результатов сериальных испытаний образцов (рис.11.3.4) можно видеть, что использование максимально жесткой схемы НДС в зоне вершины поверхностной трещины не только обеспечивает корректное определение значений K_{Ic}, но и позволяет получить консервативную оценку значений граничных температур $T_{кр\,2}$ и $T_{кр\,1}$.

Суждение о пригодности конкретного сварного соединения для работы в условиях заданного диапазона низких температур должно основываться прежде всего на исключении возможности хрупкого разрушения, т.е. на исключении возможности наступления нестабильности трещины, стронувшейся при очередном нагружении от исходного дефекта, или от усталостной трещины, выросшей от него в процессе эксплуатации. Применительно к стыковому соединению для выполнения такой оценки пригодности необходимы данные:

контроля качества о наличии и размерах дефектов типа несплошности, а также о местах их расположения в сварном соединении;

экспериментальной оценки низкотемпературной трещиностойкости металла различных зон сварного соединения;

сведений об условиях нагружения сечения с дефектом в процессе эксплуатации и о размерах и форме сечения.

В общем случае стыковое соединение может объединять две детали, металл которых отличается по химсоставу. В этом случае химсостав металла шва зависит как от химсостава присадочной проволоки, так и от конструктивно-технологических особенностей выполнения сварного соединения. Различие химсостава каждой из зон соединения предопределяет и их различную хладостойкость, что, естественно, усложняет задачу обеспечения необходимого уровня низкотемпературной трещиностойкости такого соединения. Это можно видеть на примере стыкового соединения двух элементов толщиной 30 мм из разных сталей (15ГБ и АБ1Ш), выполненного многослойной сваркой в К-образную разделку ферритными электродами.

Так, на рис.11.3.5 представлены результаты сериальных испытаний образцов толщиной 25 ... 30 мм с поверхностной трещиной, предварительно выращенной либо в основном металле стали *2* или стали *1*, либо в металле шва *3*. Можно видеть, что как по расположению интервала температур вязкохрупкого перехода, так и по уровню значений K_{Ic}, сопротивляемость металла хрупкому разрушению для различных зон

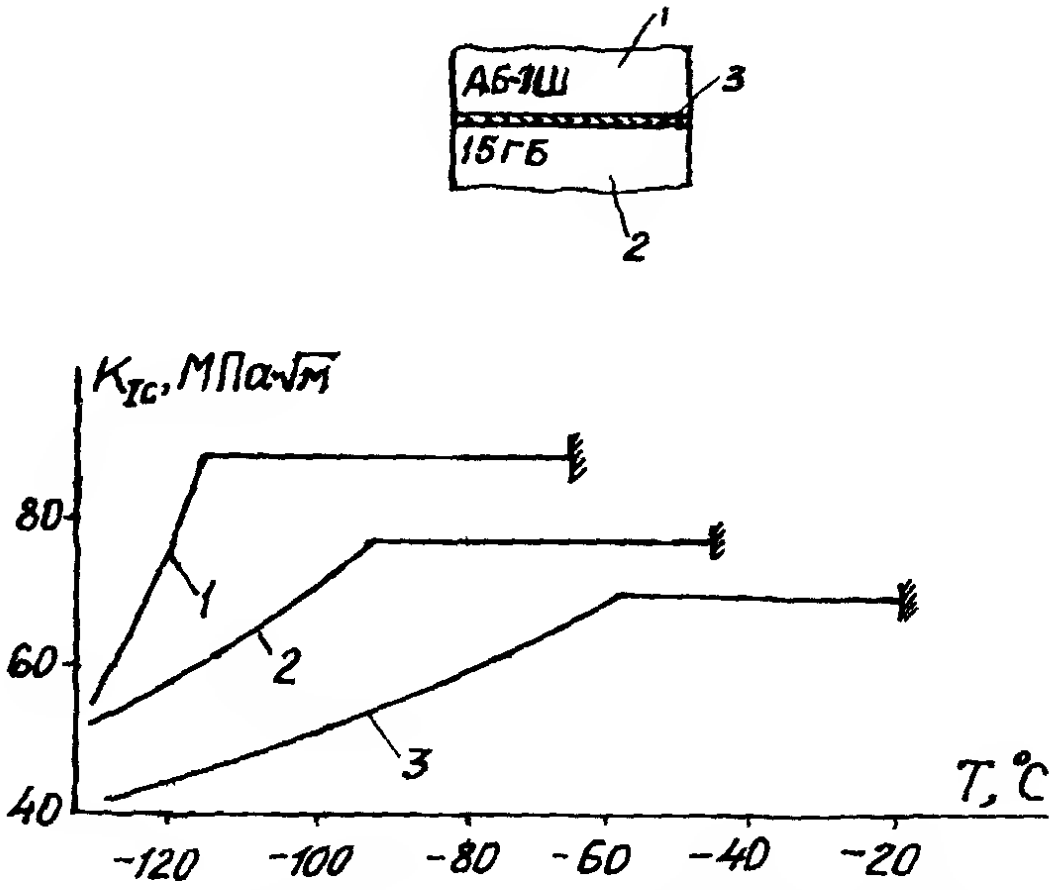


Рис.11.3.5. Результаты сопоставления трещиностойкости сталей 15ГБ и АБ-1Ш и металла швов, выполненных многослойной сваркой ферритными электродами

сварного соединения отличается весьма существенно. При оценке работоспособности таких соединений необходимо учитывать следующее:

1. При температуре ниже $T_{кр\,2}$ стронувшаяся от исходного дефекта трещина сразу становится нестабильной и все сечение разрушается хрупко. В этих условиях эксплуатация сварного соединения представляется нецелесообразной.

2. В интервале температур вязкохрупкого перехода нестабильность стронувшейся трещины наступает не сразу, а после некоторого подрастания. Поэтому эксплуатация сварного изделия возможна, но при условии тщательного выявления имеющихся в наличии дефектов и оценки их допустимости. Поскольку обычно применяемые методы НРК не дают уверенности в объективном определении типа дефекта, то представляется целесообразным использовать консервативный подход — считать выявленные дефекты трещиноподобными и расчетно оценивать их допустимость с позиции ЛМР и значения K_{Ic}.

Постановка таких расчетов на неразрушимость элемента с дефектом при нормальной температуре была рассмотрена в гл. 7 в виде схемы (рис.7.5.14), где наряду с испытанием элемента с поверхностной трещиной рекомендовано использование цилиндрического образца (рис.7.5.15) с кольцевым надрезом или трещиной, позволяющего

получать наибольшую для данной толщины материала объемность НДС у фронта трещины. Минимальная металлоемкость такого образца, возможность его изготовления на токарном станке, а также простота моделирования (осевая симметрия) дополняется простотой постановки испытаний при низкой температуре. Поэтому использование схемы экспериментально-расчетной оценки неразрушимости элемента с дефектом (рис.7.5.14) оказывается особенно эффективной применительно к низкотемпературным условиям эксплуатации сварного изделия.

Глава 12

ВЛИЯНИЕ ВЫСОКИХ ТЕМПЕРАТУР НА РАБОТОСПОСОБНОСТЬ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ

§12.1. Характерные виды влияний и критерии работоспособности

По продолжительности и специфике своего действия виды влияния можно классифицировать так: процесс сварки; послесварочная термическая обработка [52, 74, 98]; эксплуатация при повышенных температурах [59, 61, 93, 331, 112, 303, 342].

Для работоспособности сварной конструкции при воздействии высоких T существенными являются изменение формы и размеров, значительное ухудшение механических свойств, появление несплошностей (трещин).

Вопросы образования горячих, холодных и других видов трещин при сварке выделились в самостоятельное направление [178, 255, 97], хотя в механизме их появления есть ряд особенностей, свойственных высокотемпературным процессам в металлах вообще [98]. Некоторые методические вопросы изучения роста трещин при сварке, термической обработке и эксплуатации затронуты в §5 настоящей главы.

Понятие работоспособности сварных соединений при высоких температурах включает в себя много сторон поведения металлов и нуждается в дифференцированных формулировках. Многочисленную группу критериев составляют такие, которые характеризуют реакцию металла на термическое воздействие при сварке. Это главным образом критерии качественные такие, как склонность стали к росту зерна и охрупчиванию, к закалке при конкретном термическом цикле сварки, склонность к динамическому деформационному старению, к появлению зон отпуска (мягких прослоек), появлению структур, слабо сопротивляющихся воздействию коррозионных сред, и ряд других. Ввиду того, что точных количественных требований о допустимости или недопустимости различных изменений свойств, как правило, не существует, критерии оценки применяют простейшие, что и предопределяет их качественный характер.

Отдельную группу критериев составляют такие, которые оценивают возможность появления разрушения в процессе сварки. Здесь наступление предельного состояния (появление трещины) может быть зафик-

сировано четко, но остается весьма сложным и пока невыясненным вопрос об условиях, которые должны сложиться при изготовлении конкретной детали, чтобы такие разрушения могли в ней появиться. С помощью критериев технологической трещиностойкости обычно оценивают свойства металла как такового с некоторой дифференциацией по способам сварки.

Ведется также разработка критериев оценки технологической трещиностойкости в поцессе термической обработки сварных соединений [125]. Поскольку возможность появления трещин как при сварке, так и при термической обработке сильно зависит от напряженного состояния детали, а значит, и от ее формы, а также от характера изменения температуры во времени, то в последний период были разработаны более универсальные методы и критерии оценки, получившие название конструкционно-технологической трещиностойкости (см. §5 настоящей главы).

При сравнительно невысоких температурах эксплуатации (для углеродистых сталей это 200-400 °С), когда ползучесть еще выражена слабо, свойства металлов и сварных соединений характеризуют пределом текучести $\sigma_т$ и временным сопротивлением $\sigma_в$ и по ним назначают допускаемые напряжения. Все же следует отметить, что уже при температурах выше 150-200 °С появляются признаки поведения сталей, которых нет при комнатных температурах. Это деформационное старение и пониженная релаксационная стойкость, которые в некоторых случаях следует иметь в виду при оценке работоспособности конструкций.

При температуре более 400 °С явление ползучести становится главенствующим в поведении сталей и сварных соединений. Сопротивление металла ползучести в части изменения размеров деталей характеризуют пределом ползучести $\sigma_п$, который означает напряжение, при котором деформация за заданный промежуток времени достигает значения, установленного техническими условиями. Для деталей, работающих длительное время (тысячи часов), в качестве $\sigma_п$ используют напряжение, при котором скорость деформации соответствует значениям, установленным техническими условиями. Предел ползучести обычно определяют при температурах эксплуатации, но используют уровни напряжений, существенно более высокие, чем ожидаемый уровень $\sigma_п$. Проводят испытания в течение нескольких тысяч часов. Определяют среднюю скорость пластической деформации ε при разных σ. Затем в логарифмических координатах строят зависимость $\sigma = f(\dot{\varepsilon})$ и, экстраполируя результаты до значений ε, соответствующих техническим требованиям, находят значения $\sigma_п$.

Металл шва может обладать иным значением $\sigma_{п\,ш}$, чем предел ползучести основного металла $\sigma_{ом}$. Если $\sigma_{п\,ш} > \sigma_{п\,ом}$, то обеспечивается более высокий уровень сопротивляемости ползучести. Если $\sigma_{п\,ш} > \sigma_{п\,ом}$,

то это еще не означает, что металл шва не удовлетворяет необходимым требованиям. Так как объем, занимаемый швом, обычно весьма мал по сравнению с объемом основного металла, то дополнительное увеличение пластической деформации ползучести всей детали обычно незначительно. Главными в условиях длительной ползучести являются характеристики прочности сварного соединения. Критерии, характеризующие прочность металлов и сварных соединений при высоких температурах, целесообразно разделить на две группы.

1. Критерии, основанные на предположении о полной сплошности тела образца перед началом его испытания (континуумальные критерии).

2. Критерии механики разрушения, построенные на предположении, что в теле с самого начала испытания имеется трещиноподобный дефект или несплошность (дискретивные критерии).

Основным в первой группе является предел длительной прочности $\sigma_{дп}$ — напряжение, вызывающее разрушение через определенный промежуток времени. Значения $\sigma_{дп}$ сильно зависят от температуры и времени, выбранного за базу испытания. Обычно это время составляет 10^5 ч. Дополнительным критерием, который для однородных по механическим свойствам образцов служит своеобразным индикатором изменения механизма разрушения с внутризеренного на межзеренный, является пластичность металла до разрушения.

В поведении металлов при оценке их свойств по разным критерям есть много общего, но есть и существенные отличия. При приложении нагрузки к образцу с трещиной в условиях высокой температуры возникает мгновенная пластическая деформация (деформация мгновенной пластичности). Если эта деформация не является критической, то для последующего разрушения необходимо протекание определенной деформации ползучести за счет упругой деформации, накопленной в образце под действием приложенной силы. При этом происходит перестройка поля упругопластических деформаций у вершины трещины, определяемая скоростями пластических деформаций ползучести металла в разных зонах и протекающая во времени. Лишь после протекания у фронтовых зерен металла того уровня критической пластической деформации ползучести, которая соответствует возникшей скорости пластической деформации, наблюдаемой на гладких образцах при испытании их на ползучесть до разрушения, трещина продвинется на несколько зерен, что приведет к некоторому возрастанию скорости деформации в зонах, оказавшихся ближе к вершине трещины. Таким образом, общее при испытании гладкого образца и образца с трещиной заключается в достижении определенного уровня критической деформации ползучести металла у вершины трещины; различие состоит в том, что у гладкого образца накопление критического уровня деформации происходит в основном при постоянной скорости ползучести, в то

время как у образца с трещиной этот уровень достигается при существенно переменных скоростях ползучести.

§ 12.2. Использование температурно-временных зависимостей для описания процессов

Изменения состояния и свойств металлов при высоких температурах в основном зависят от уровня температуры и времени протекания процесса. Во многих работах имеются примеры, когда различным сочетанием температуры и времени удавалось достичь одних и тех же результатов. В монографиях [93, 237] широко представлены случаи, когда обработка результатов испытаний проводилась в координатах: исследуемый критерий — параметр P

$$P = T(c + \lg t)\, 10^{-3}, \qquad (12.2.1)$$

который в применении к термической обработке носит название "параметр Холомона" и обозначается H_p, а при испытаниях на длительную прочность — "параметр Ларсона-Миллера". При приближенных оценках с использованием H_p принимают $c = 20$, T подставляют в градусах Кельвина, а время процесса t в часах.

Назначение температурно-временных зависимостей двоякое. Во-первых, с их помощью можно дать количественное описание процесса внутри некоторой области значений T и t, если были определены значения рассматриваемой величины при некоторых граничных уровнях T_1 и T_2, а также времени t_1 и t_2, т.е. воспользоваться интерполяцией известных результатов. Во-вторых, и это считается более существенной областью использования температурно-временных зависимостей, их применяют для экстраполяции полученных данных на более значительную продолжительность времени t, а также на несколько более широкие температурные интервалы, чем исследованные.

Например, чтобы не проводить слишком длительные опыты при температуре эксплуатации объекта T для определения предела длительной прочности $\sigma_{дп}$, когда t должно быть около 10^5 ч (около 10 лет), проводят испытания образцов на длительную прочность при температурах $T_1 = T + 50$ и $T_2 = T + 100$. В этом случае время до разрушения при напряжении σ составляет соответственно t_1 и t_2, причем t_1 и t_2 существенно меньше 10^5 ч. Подставляя известные значения T_1, T_2, а также t_1 и t_2 в уравнение (12.2.1), получают систему из двух уравнений с неизвестными P и c. Решая эту систему, находят P и c. Если затем при найденных значениях P и c, а также температуре T, соответствующей эксплуатации, найденное из (12.2.1) значение t будет равно 10^5 ч, то напряжение σ, при котором ставили опыты на длительную прочность при T_1 и T_2, будет равно $\sigma_{дп}$ для температуры T.

Из рассмотренного примера следует, что c может принимать различные значения, а не только 20. Более того, влияние температуры может оказаться не линейным, как это следует из (12.2.1), а более сложным. Попытки обработать массивы экспериментальных данных, например по релаксации напряжений с использованием зависимости (12.2.1), не позволили получить единую кривую в сравнительно узком интервале температур $T \approx 100$ K. За последние два десятилетия для описания результатов испытаний на жаропрочность и ползучесть предложено весьма много критериев, включающих в себя кроме T и t напряжение σ. Для описания процессов, зависящих от времени как $\lg t$ и более сложно от T, может быть использована следующая зависимость:

$$\lg \sigma = \lg \sigma_0 + \lg [\varphi(T)] + f(T) \lg t, \qquad (12.2.2)$$

где σ_0 — начальное напряжение при некоторой температуре T_0 и $t = 1$; $\varphi(T)$ — функция, отражающая влияние повышения температуры на понижение напряжения; t — время; $f(T)$ — показатель степени t, отражающий влияние температуры на скорость протекания процесса релаксации напряжения.

При постоянной температуре (12.2.2) приобретает вид

$$\lg \sigma = a + b \lg t, \qquad (12.2.3)$$

где a и b — постоянные коэффициенты, зависящие от температуры T и начальных напряжений σ_0.

При описании каких-либо процессов температурно-временными зависимостями следует различать математическую и физическую стороны вопроса. Структура математических выражений для интерполяции результатов по температуре и времени внутри исследованной области существенного значения не имеет. Необходимо, чтобы была обеспечена неразрывность функции. В отношении экстраполяции результатов за пределы исследованной по T и t области структура математических выражений обязательно должна опираться на физические модели.

Процессы, связанные с релаксацией напряжений, имеют монотонный характер изменения и могут быть описаны зависимостями типа (12.2.2), т.е. время входит как $\lg t$, а напряжение может стать по прошествии достаточного времени близким к нулю (рис.12.2.1,*а*). Если представить эти зависимости в двойных логарифмических координатах, то получим прямые для разных T, которые с ростом $\lg t$ расходятся. Это означает, что более высокая температура обеспечивает большее относительное снижение напряжений. Пересечение прямых означало бы возможность получения более низких напряжений во время их релаксации при меньших температурах. Перелома прямых линий обычно не наблюдается.

При испытаниях на длительную прочность разрушающее напряжение с ростом времени также непрерывно уменьшается. Более высоким температурам соответствует меньшая прочность. Отличие от кривых на рис.12.2.1,*а* состоит в изменении скорости релаксации при смене механизма разрушения с внутризеренного на межзеренный. В координатах $\lg\sigma$ - $\lg t$ (12.2.1,*б*) получаем ломаные линии. Экстраполяция результатов по времени возможна только в том случае, если имеются данные на соответствующем участке. Семейство прямых линий в случае длительной прочности также является расходящимся при росте t.

В определенном диапазоне температур термической обработки пока не прозошла смена механизма, имеет место монотонное снижение механической характеристики (рис.12.2.1,*в*) с ростом температуры и времени. В этом случае процесс условно состоит из двух стадий — первой, неустановившейся, когда за сравнительно короткий промежуток времени происходит существенное изменение механической характеристики вследствие самого факта нагрева до конкретной температуры, и второй, установившейся, при которой изменение логарифма характеристики происходит пропорционально $\lg t$.

Математически первая стадия отображается членом $\varphi(T)$ в (12.2.2), а вторая — $f(T)\lg t$. В координатах $\lg\sigma$ - $\lg t$ (рис. 12.2.1,*г*) имеется серия прямых линий, которые формально могут быть продолжены до значений характеристики, близкой к нулю. Однако на самом деле такая

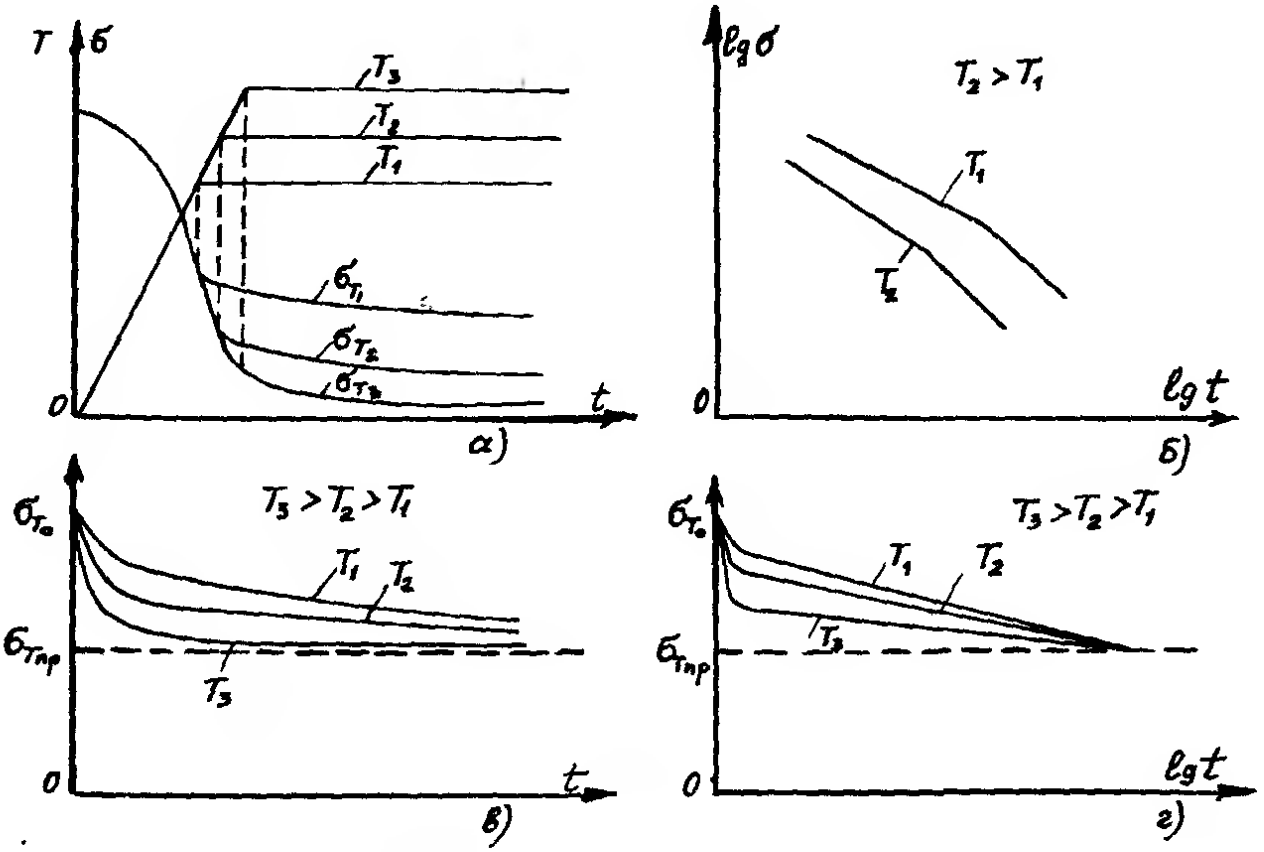


Рис.12.2.1. Характер зависимостей в функции t и $\lg t$ для различных процессов

экстраполяция не соответствует действительности. Если возрастанию температуры соответствует все более значительное падение характеристики (например, $\sigma_{то}$) на первой стадии и с уменьшением наклона прямой линии на второй стадии, то прямые линии пересекаются в некоторой точке, которая может соответствовать предельному значению исследуемой характеристики ($\sigma_{т\,пр}$ на рис.12.2.1,*г*), т.е. исследуемый параметр вообще не может стать сколь угодно малым даже при значительном повышении температуры.

В случае формирования какой-либо характеристики под влиянием нескольких механизмов, протекающих во времени с различной интенсивностью, логарифм ее значения зависит нелинейно от $\lg t$. Прогнозирование таких процессов с использованием координаты $\lg t$ возможно лишь в области, где сохранился один из процессов. Примером может служить рис.12.2.1,*б*. После полного перехода разрушения к межзеренному возможна экстраполяция второго участка до более значительных t.

Структура выражения (12.2.2) позволяет оценить в каждом конкретном случае роль продолжительности времени процесса и роль изменения температуры. Так, на рис.12.2.2 показана роль времени и температуры при отпуске T = 873 К (600 °С). Необходимая степень снижения собственных напряжений достигается за 3 ч выдержки, но та же самая степень снижения собственных напряжений может быть достигнута при T = (873 - 20) К и выдержке 9 ч или T = (873 - 50) К и выдержке около 100 ч.

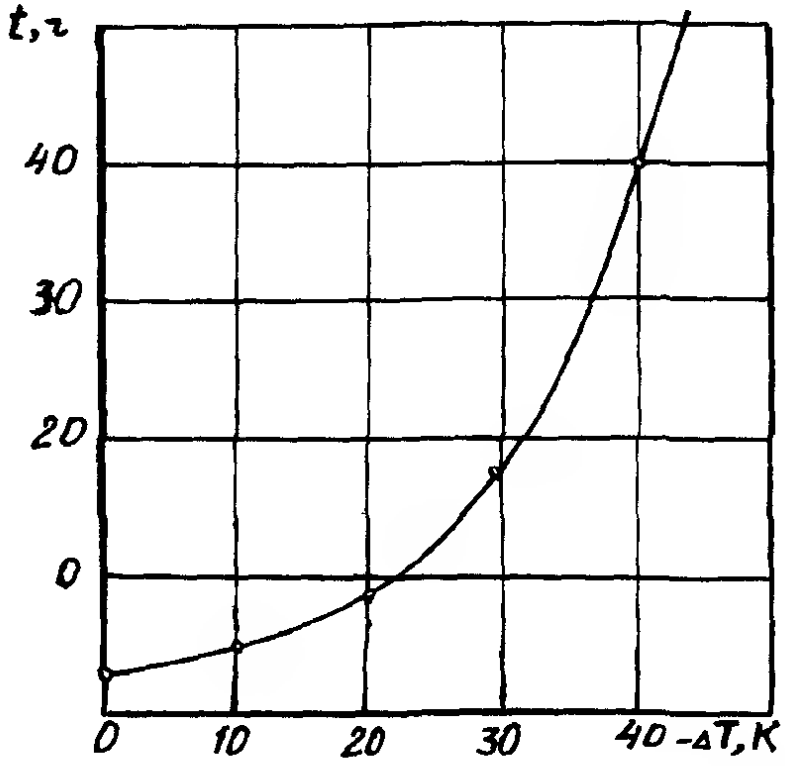


Рис.12.2.2. Зависимость необходимого времени выдержки t при отпуске от снижения температуры пуска ΔT в случае равной степени релаксации остаточных напряжений для стали 45

Если опыты поставлены только при двух температурах и их результаты хорошо согласуются с зависимостью типа (12.2.2), а также если интерес представляет относительно узкий диапазон температур, например 30...50 К, и известны значения результатов при температурах, ограничивающих этот диапазон, можно воспользоваться линейными функциями $\varphi(T)$ и $f(T)$ в (12.2.3)

$$\lg \sigma = A + B\,[T + (F + D\,T)\lg t]\,, \qquad (12.2.4)$$

где A, B, F, D — постоянные коэффициенты, определяемые из результатов опытов. Например, если известны значения a_1, b_1 и a_2, b_2 при T_1 и T_2 в зависимости (12.2.3), то

$$A = \frac{a_1 T_2 - a_2 T_1}{T_2 - T_1}; \quad B = \frac{a_2 - a_1}{T_2 - T_1}; \qquad (12.2.5)$$

$$F = \frac{b_1 T_2 - b_2 T_1}{a_2 - a_1}; \quad D = \frac{b_2 - b_1}{a_2 - a_1}.$$

Выражение в квадратных скобках в (12.2.4) может быть представлено как температурно-временной параметр P_v в линейной интерполяции

$$P_v = T + (F + D\,T)\lg t\,. \qquad (12.2.6)$$

Параметр P_v (12.2.6) отличается от параметра P присутствием члена $F \lg t$ и тем, что коэффициент D может принимать различные значения вместо фиксированного значения $c = 20$ в (12.2.1). Тогда из (12.2.4) получим

$$\lg \sigma = A + B\,P_v\,. \qquad (12.2.7)$$

Параметр P_v позволяет сводить к линейным зависимостям значительно более широкий круг экспериментальных данных по релаксации напряжений, длительной прочности и других. При обработке данных с использованием параметра P_v необходимо, однако, иметь в виду следующее формальное обстоятельство. Как видно из структуры параметра P_v (12.2.6), при значении $\lg t = 0$ он численно совпадает с температурой. В дальнейшем с ростом t и T для процессов, характеризующихся понижением исследуемой величины σ, параметр P_v растет. Тангенс угла наклона, определяемый B в (12.2.5), зависит от значений a_1, a_2 и a'_1, a'_2, на рис. 12.2.3. Для примера в случае с T_1 и T_2 линии не пересекаются при значениях $\lg t \geq 0$, что дает отрицательное значение b по (12.2.5). В случае с T_3 и T_4 формальное продолжение прямых линий по результатам испытаний при 10^4 и 10^5 ч может дать пересечение прямых в интервале $0 \leq \lg t < 4$, что не соответствует реальному положению вещей.

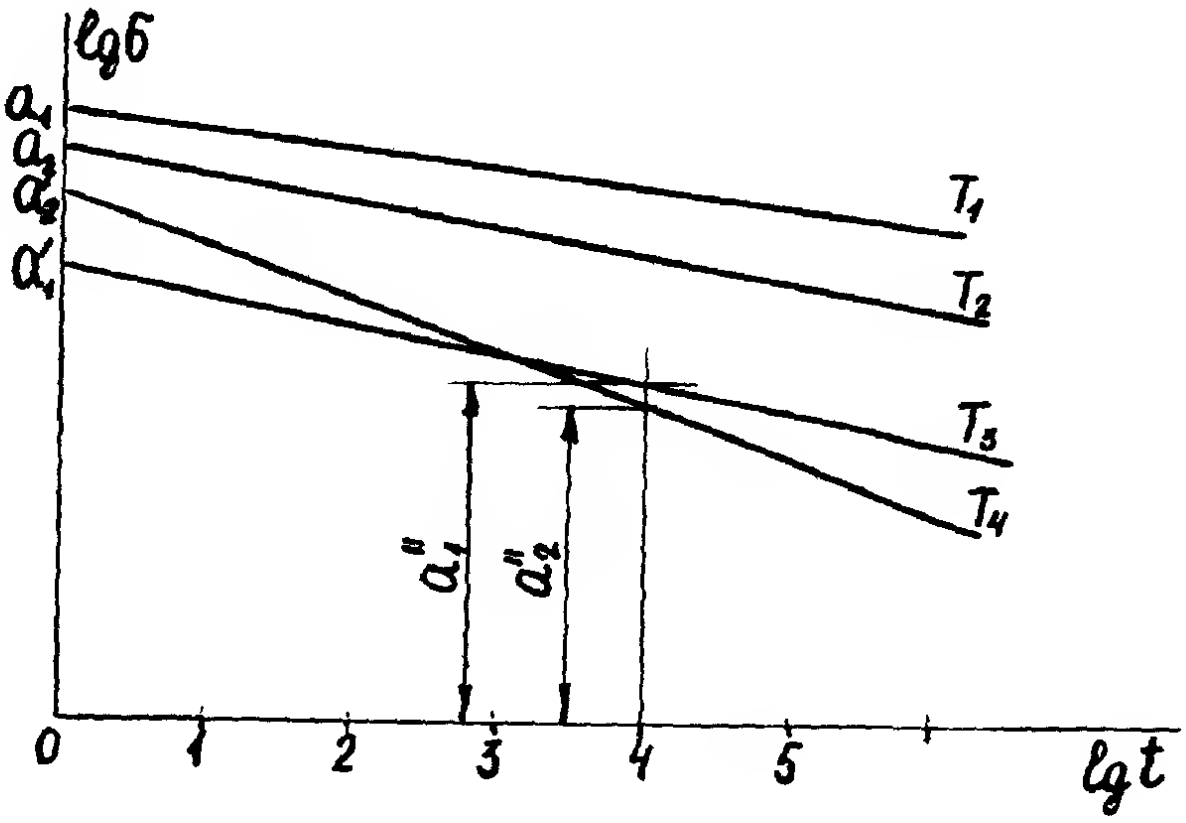


Рис.12.2.3. Зависимость lg σ от lg *t*

Так как описанию длительной прочности подлежит область преимущественно с $t > 10^4$ ч, то целесообразно за начало координат принять $t = 10^4$ ч и иметь значения a''_1 и a''_2, дающие отрицательное B.

Это означает изменение единицы измерения, т.е. предлагается в качестве единицы измерения времени брать для случаев исследования длительной прочности 10^4 (десятки тысяч часов), что приведет также и к изменению масштаба P_v при сохранении всех его особенностей. На рис.12.2.4,*а,б* приведены некоторые результаты по длительной прочности сталей, взятые из [93] и представленные в функции параметра P_v (12.2.6) при единице измерения $t = 10^4$ ч = 1; (10^5 ч = 10). Номер каждой из линий на рис.12.2.4 соответствует номеру диапазона температур в табл.12.2.1, при диапазоне изменения t в интервале 10^4—10^5 ч.

Значения a и b вычислены по (12.2.3) при 10^4 ч ($t = 1$) и 10^5 ч ($t = 10$); значения коэффициентов A, B, F, D определены по (12.2.5), значения P_v — по (12.2.6) при t от 1 до 10 (10^4—10^5 ч).

Одним из важных применений температурно-временных параметров является возможное их использование для оценки роли температуры и времени в изменении какой-либо механической или физической характеристики. Например, при назначении температуры отпуска и его продолжительности часто не сразу бывает ясно, чему отдать предпочтение: увеличению температуры отпуска или его продолжительности.

Найдем изменение $\Delta\sigma$ при изменении T на ΔT, а также при изменении t на Δt, используя (12.2.4):

Таблица 12.2.1

Температурно-временные параметры длительной прочности

Сталь	T, К	$\sigma_{дп}\,10^4$, МПа	$\sigma_{дп}\,10^5$, МПа	a	$-b$	A	$-B\cdot10^3$	$-F$	D	Номер (см. по рис. 12.2.4)
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
Низкоуглеродистый шов	723	147	103	2,167	0,154	6,14	5,50	146	0,240	*1*
	773	78	47	1,892	0,220					
Шов 0,5 Mo	723	206	160	2,314	0,110	4,74	3,36	157	0,262	*2*
	773	140	98	2,146	0,154					
	823	67	38	1,826	0,246	7,09	6,40	198	0,287	*3*
Шов 5 Cr - 1 Mo	723	213	193	2,328	0,044	4,53	3,04	238	0,349	*4*
	773	150	120	2,176	0,097					
	823	85	62	1,930	0,138	5,98	4,92	109	0,167	*5*
	873	50	30	1,699	0,222	5,73	4,62	269	0,364	*6*
Шов 2,25 Cr - 1 Mo, исходное состояние	723	400	350	2,602	0,058	5,06	3,40	953	1,34	*7*
	773	270	140	2,432	0,286					
	823	110	40	2,041	0,439	8,48	7,82	266	0,391	*8*
Шов 2,25 Cr - 1 Mo, отпуск 973 *K*	723	280	240	2,447	0,067	4,25	2,50	789	1,13	*9*
	773	210	130	2,322	0,208					
	823	120	70	2,079	0,234	6,08	4,86	399	0,107	*10*

Продолжение табл. 12.2.1

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
Э-50А (УОНИ-13/55)	723 773	170 90	130 60	2,230 1,954	0,116 0,176	6,22	5,52	136	0,217	11
Э-ХМ (ЦУ-2ХМ)	773 808 823	180 110 90	130 70 60	2,255 2,041 1,954	0,141 0,196 0,176	6,98 6,73	6,11 5,80	176 -220	0,257 -0,230	12 13
Э-ХМФ (ЦЛ-20М)	773 823 853	240 130 90	160 85 50	2,301 2,114 1,954	0,097 0,184 0,255	5,19 6,50	3,74 5,33	334 331	0,465 0,444	14 15
Э-ХМФБ (ЦЛ-27)	808 823 838 853	170 150 140 120	130 110 90 75	2,230 2,176 2,146 2,079	0,116 0,135 0,192 0,195	5,14 3,82 5,89	3,60 2,00 4,47	252 1496 -5,46	0,352 1,90 0,0448	16 17 18

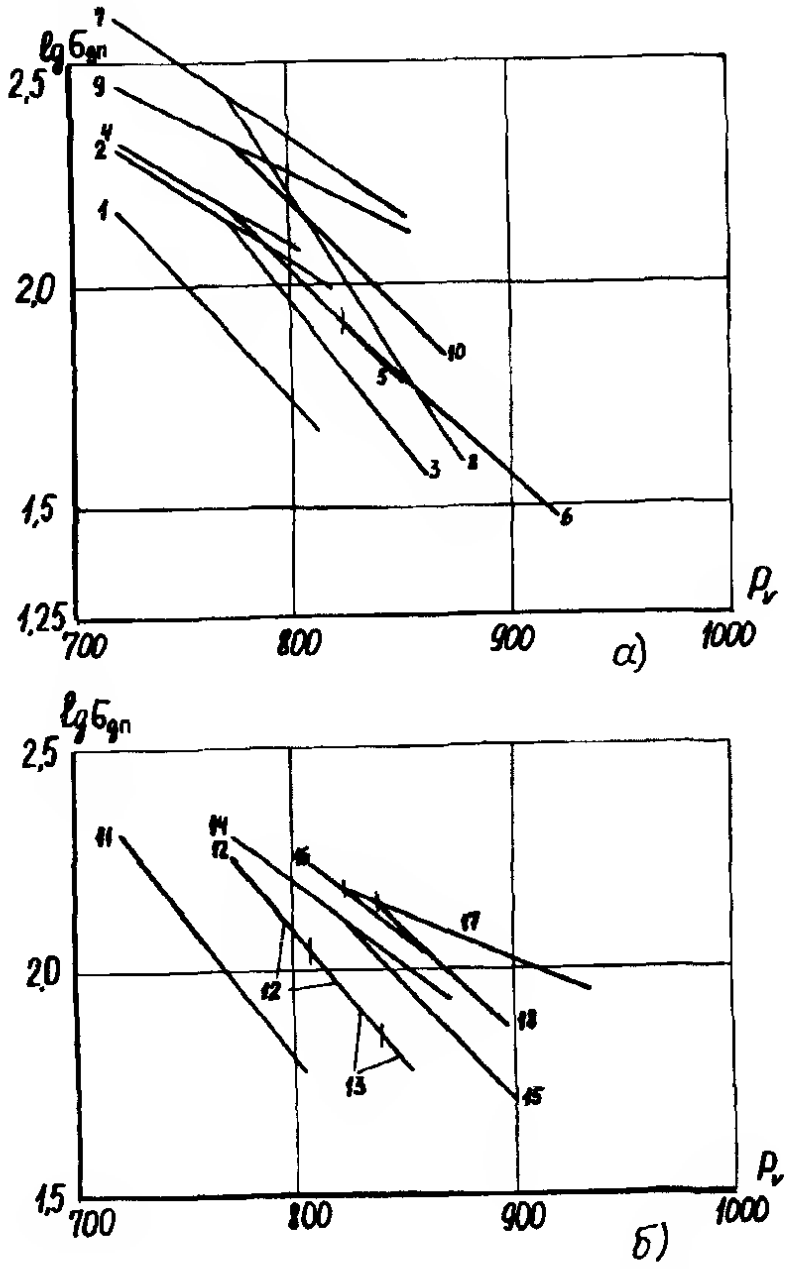


Рис. 12.2.4. Зависимости длительной прочности ряда сталей от параметра P_v в интервале времени 10^4 ... 10^5 ч

$$\Delta\sigma_T = \frac{\partial\sigma}{\partial T}\Delta T = 10^{\{A + B[T + (F + DT)\lg t]\}}(B + BD\lg t)\ln 10\,\Delta T; \qquad (12.2.8)$$

$$\Delta\sigma_t = \frac{\partial\sigma}{\partial t}\Delta t = 10^{\{A + B[T + (F + DT)\lg t]\}} B(F + DT)\frac{1}{t}\ln 10\lg e\,\Delta t. \qquad (12.2.9)$$

Примем, что $\Delta\sigma_T$ и $\Delta\sigma_t$ равны друг другу. Это означает, что одно и то же изменение $\Delta\sigma$ достигнуто в одном случае за счет приращения температуры на ΔT, а в другом — за счет увеличения времени на Δt. Приравняем (12.2.8) и (12.2.9) и после преобразований получим

$$\frac{\Delta T}{\Delta t} = \frac{(F + DT)\lg e}{(1 + D\lg t)\,t} = w. \qquad (12.2.10)$$

Входящая в (12.2.10) температура T означает ту температуру, по отношению к которой совершено приращение ΔT, а t — тот момент времени, в который оценивается эффективность изменения каждого из факторов. По значению фактора w можно сравнивать между собой сходные явления по относительной скорости их изменения.

Сравним для примера в случае стали 45 эффективность первого часа отпуска $t = 1$ ч при температурах 773, 823 и 873 K, выраженную в приращении температуры ΔT, которую следовало бы дать для достижения равноценного эффекта. Данные, приведенные в табл. 12.2.2, показывают, что эффективность первого часа весьма высока. При $t = 3$ ч она уменьшается в 3-4 раза для разных температур, а при $t = 10$ ч — в 11-18 раз, то есть необходимость длительной выдержки при отпуске с целью снижения напряжений ничем не оправдана. Она должна быть, как правило, не более 3 ч [25, 237].

Соотношением (12.2.4) удобно пользоваться в тех случаях, когда необходимо принимать решение о назначении температуры и времени какого-либо процесса, с тем чтобы удовлетворить противоречивым требованиям. Например, такая ситуация часто возникает в связи с выбором температуры отпуска, которая должна обеспечить необходимый уровень снижения остаточных напряжений, но при этом по возможности в наименьшей степени ухудшить такие механические свойства металла, как $\sigma_т$, $\sigma_в$ или ударную вязкость. Необходимо при этом располагать экспериментальными данными в некотором температурном интервале T_1 ... T_2 как в отношении релаксации напряжений, так и в отношении изменения интересующего механического свойства. Из (12.2.4) следует выразить температуру T в явном виде через $\lg \sigma$, $\lg t$ и другие численные коэффициенты. Выражение для температуры T необходимо подставить в зависимость для механического свойства. В результате такой подстановки будет получено выражение для механического свойства в зависимости от $\lg \sigma$, $\lg t$ и численных коэффициентов. Задаваясь необходимым уровнем остаточных напряжений $\lg \sigma$ и варьируя

Таблица 12.2.2

Изменение параметра w в зависимости от температуры и времени выдержки

T, К	w, К/ч, при $t = 1$ ч	w, К/ч, при $t = 3$ ч	w, К/ч, при $t = 10$ ч
773	16	5,17	1,5
823	20,4	4,95	1,14
873	37	8,97	2,07

$\lg t$ в пределах, заданных в экспериментах, можно установить, какое значение $\lg t$ обеспечивает максимум механического свойства или какое значение $\lg t$ приемлемо по экономическим соображениям. Зная $\lg t$ и $\lg \sigma$, вычисляем температуру процесса.

Часто параметр P по (12.2.1) используют для того, чтобы выстроить экспериментальные точки, полученные при разных T и t, в некоторую упорядоченную зависимость. Много таких примеров в отношении твердости и характеристик прочности после различных термических обработок приведено в [93, 98]. Параметр P_v в линейной интерполяции (12.2.6) также можно использовать для подобных обработок. Сложность здесь состоит в том, что в отличие от P, где c принято равным 20, в параметре P_v имеется две произвольные постоянные F и D, которые заранее неизвестны. Однако именно это обстоятельство позволяет выбирать такие значения F и D, которые бы наиболее плотно расположили экспериментальные точки относительно некоторой неизвестной кривой. Алгоритм поиска F и D, отвечающих этому требованию, описан в [29].

§ 12.3. Особенности изменения напряженного состояния

Для сварных соединений с неоднородным полем начальных собственных напряжений и неоднородными механическими свойствами изменение напряженного состояния имеет много специфического по сравнению с традиционными примерами, рассматриваемыми в теории ползучести.

Целесообразно выделить три типичных случая эволюции напряженно-деформированного состояния, связанных с высокими температурами.

1. Образование сварочных напряжений в процессе получения сварного соединения. Эти вопросы достаточно подробно освещены в монографии [34].

2. Изменение поля напряжений в условиях относительно кратковременных изменений температурного состояния, например при отпуске или при нагреве и охлаждении в случае термической обработки. Здесь существенными являются два фактора:

а) переменность температуры, что не позволяет использозовать аппарат, разработанный для постоянных температур;

б) заметное влияние стадии неустановившегося процесса ползучести на изменение напряжений.

3. Изменение напряженно-деформированного состояния во времени при длительных выдержках в условиях постоянной температуры при существенной неоднородности механических свойств сварных соединений или при существенной неоднородности деформированного состояния в случае подрастания трещины.

В §5.4 изложены принципиальные положения и рекомендации о способах определения напряженного состояния при переменных температурах с учетом ползучести и релаксации. Эти положения могут быть использованы не только для определения напряженного состояния при сварке, но также для расчета и анализа напряженных состояний, возникающих и изменяющихся в процессе термической обработки, когда имеются только собственные напряжения. Эти положения полностью применимы и для условий эксплуатации при высоких температурах, когда действуют не только собственные, но и рабочие напряжения.

Отметим некоторые закономерности в напряженно-деформированных состояниях при высоких температурах для нескольких типичных случаев.

Общий отпуск для снижения напряжений в однородных по свойствам деталях. Коэффициенты линейного расширения всех точек тела считаем одинаковыми. Полагаем, что нагрев выполняется достаточно медленно без образования временных температурных напряжений. Механические свойства различных участков сварных соединений одинаковы.

Начальные поля остаточных напряжений в телах различной формы могут сильно отличаться между собой как по уровню напряжений, так и по соотношению между эквивалентным напряжением σ_i и средним напряжением $\sigma_{ср}$. Релаксация напряжений за счет превращения упругой деформации в пластическую может происходить только в отношении той части напряжений, которая зависит от σ_i. Составляющие напряжений, зависящие от $\sigma_{ср}$, могут понижаться только от перераспределения напряжений из-за нарушения равновесия в объемах, где протекала пластическая деформация. Это означает, что объемы с преобладанием средних напряжений над σ_i имеют некоторую консервативность, выражающуюся в том, что напряжения в них понижаются только после протекания пластических деформаций в других зонах, где σ_i велико. Такая особенность приводит к тому, что характер изменения напряжений во времени во всех точках тела одинаков, а степень снижения напряжений разная [25]. По этой причине, как следует из данных на рис.12.3.1, одноосные напряжения снижают свой уровень примерно так же, как и в случае чистого сдвига. Двухосное растяжение при плоской схеме напряжений мало чем отличается в отношении степени понижения напряжений от сдвига. Наибольшей консервативностью отмечены равновесные поля с тремя равными компонентами напряжений. Такие поля возникают в сплошных шарах при термической обработке.

Практически важным выводом является то, что время выдержки мало влияет на снижение напряжений. В первые 1-2 часа после достижения температуры отпуска снижение напряжений продолжается достаточно эффективно. В дальнейшем выдержка в отношении понижения уровня остаточных напряжений не оправдана. Рассмотрим

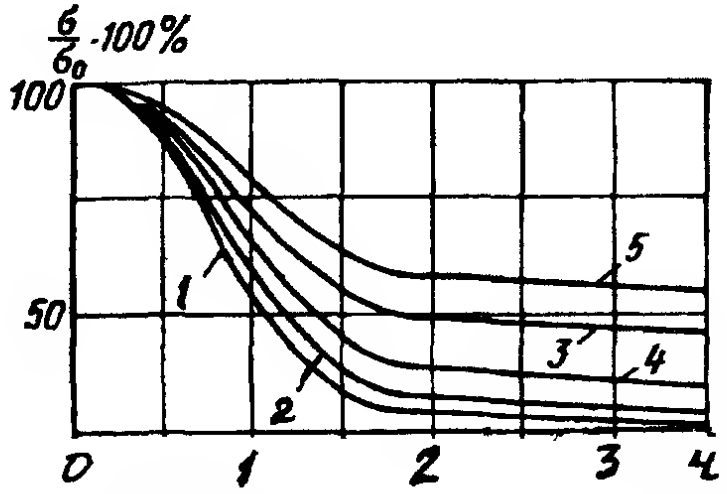


Рис.12.3.1. Релаксация остаточных напряжений при различной степени их объемности: *1* — чистый сдвиг; *2* — двухосное растяжение в диске; *4* — цилиндр, трехосное растяжение, радиус 12,5 см; *3, 5* — трехосное растяжение в шарах с радиусами соответственно 12,5 и 22,5 см

степень эффективности выдержки на различных ее этапах, используя формулу

$$\sigma_t = \sigma_{ов}\left(1 + \frac{t}{t_0}\right)^{\beta}, \qquad (12.3.1)$$

где $\sigma_{ов}$ — напряжение после окончания стадии нагрева в начале выдержки; σ_t — напряжение в процессе выдержки; t — время после начала выдержки, мин; $t_0 = 10$ мин; β — показатель степени, который для многих сталей имеет значения от -0,06 до -0,18.

Преобразовав выражение (12.3,1), получим

$$1 + \frac{t}{t_0} = \left(\frac{\sigma_{ов}}{\sigma_t}\right)^{-1/\beta} \qquad (12.3.2)$$

Если воспользоваться некоторым средним значением β около - 0,125, то получим, что за первые 3 ч (180 мин) выдержки напряжения дополнительно понизятся в 1,44 раза. Чтобы напряжения $\sigma_{ов}$ понизились, например, в 2 раза ($\sigma_{ов}/\sigma_t = 2$), необходимо в соответствии с формулой (12.3.2) $t = 42$ ч. Период выдержки после выравнивания температур по ОСТ 24.023.26-84 назначен из условия экономичности процесса отпуска продолжительностью 3 ч. Дальнейшая выдержка экономически не оправдана. Если действительно требуется высокая степень снижения собственных напряжений, то лучше повысить температуру отпуска.

Изменение напряжений и деформаций в неоднородных по свойствам деталях в процессе вылеживания или термообработки. Этот случай привлекает большое внимание в связи с возможностью появления трещин от собственных напряжений. Для реализации механизма образо-

вания трещин этого вида [97] привлекают простейшие модели в виде растянутого стержня с различными сечениями по длине (рис.12.3.2,*а*) или стержня нагруженного растянутой пружиной (рис.12.3.2,*б*). Отличие этих моделей (рис.12.3.2,*а,б*) от традиционных (рис.12.3.2,*в,г*) в том, что сила P = var и система обладает ограниченной накопленной энергией. Работа, которая может быть совершена, лимитирована накопленной энергией, а следовательно, лимитировано и значение пластической деформации ползучести, возникающее в испытываемом участке образца.

Такие модели применяют для объяснения механизма образования холодных трещин в процессе вылеживания сваренной детали, к которой никаких внешних сил не приложено. Основная мысль в этих опытах состоит в том, что на разрушение расходуется энергия, накопленная во всей детали, а не только в той ее части, которая может разрушиться. Точно такая же интерпретация используется и в отношении разрушений, возникающих при нагреве и выдержке во время термической обработки.

При образовании холодных трещин, например в околошовной зоне стыкового соединения, ползучесть металла происходит только в зоне закалки, которая невелика по сравнению с размерами соседних участков. Поэтому релаксация напряжений вследствие пластических деформаций в закаленной зоне сравнительно мала и возможность появления холодных трещин определяется в первую очередь уровнем возникших напряжений.

При термической обработке сварных деталей ползучесть металла возникает как в процессе нагрева, так и в процессе выдержки; причем пластические деформации развиваются не только в зоне сварных соединений, которая подвержена образованию трещин термической обработки (ТТО), но и в соседних участках. Вследствие этого диссипация упругой энергии идет более интенсивно и возможность образования трещин уменьшается. В опытах [25] получено, что релаксация напряжений от одинакового начального уровня происходит несколько быстрее в металле, прошедшем термический цикл сварки, по сравнению с металлом того же химического состава, но в состоянии отжига.

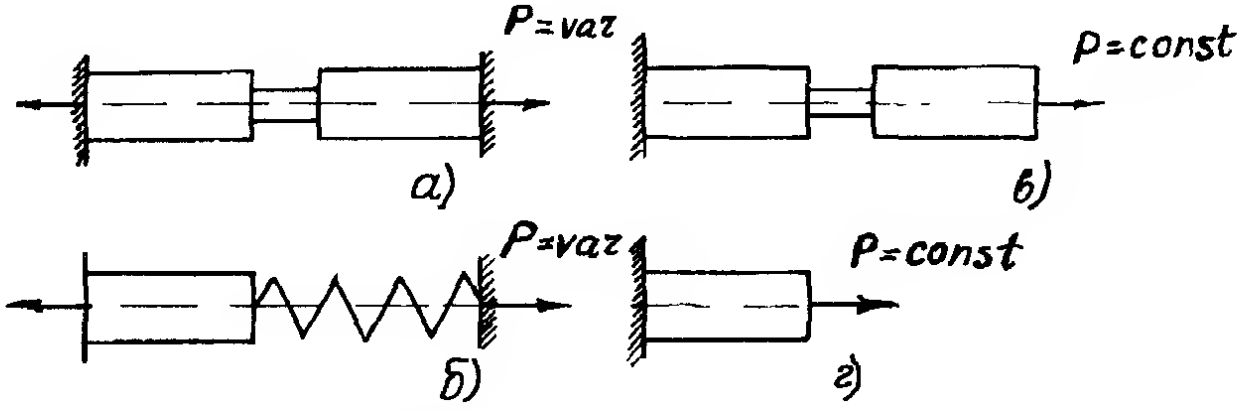


Рис.12.3.2. Модели нагружения металла в сварных соединениях

С другой стороны, известно [98], что металл мягких прослоек обладает меньшей длительной прочностью и меньшим сопротивлением ползучести, чем основной металл. Из сказанного можно сделать вывод, что в процессе нагрева и выдержки при термической обработке происходят сложные процессы перераспределения напряжений, в отличие от случая образования холодных трещин, при котором собственные напряжения более стабильны. При термической обработке в случаях наличия узких прослоек в процессе ползучести возникает сложное напряженное состояние. Правильной моделью для расчетов напряженно-деформированного состояния, например, в стыковых швах является модель плоского деформированного состояния с одинаковой деформацией ε_x вдоль шва во всех точках поперечного сечения. При этом в процессе релаксации деформация ε_x может изменяться во времени в соответствии с требованием уравновешенности сил по оси *ox*. Для кольцевых швов (перпендикулярно их плоскости) задача может быть представлена как осесимметричная.

Решение должно учитывать ползучесть и релаксацию напряжений на неустановившейся стадии (см. §5.4).

Для оценки релаксации напряжений при постоянных деформациях существенным является падение напряжений на неустановившейся стадии, которая реализуется во время нагрева до температуры испытания.

Представленные в [25] данные показывают, что скорость нагрева слабо влияет на степень снижения напряжений и зависит в основном от достигнутой температуры. Напряжения на стадии нагрева снижаются почти прямо пропорционально своему начальному уровню [25, 71], причем это пропорциональное снижение напряжений лишь в небольшой степени определяется падением модуля упругости с ростом температуры.

Представляют интерес данные по релаксации напряжений, полученные на крупных образцах из стали 10ХСНД сечением до 100 см^2.

Определение релаксации напряжений производилось после длительных выдержек при $T = 380$ °C. Продолжительность выдержек t, начальные напряжения σ_0 и конечные σ_t по окончании выдержек приведены в табл.12.3.1.

Таблица 12.3.1

Релаксация остаточных напряжений в процессе нагрева и выдержки

t, ч	3000	6000	11500	14500
σ_0, МПа	317	309	314	312
σ_t, МПа	126	114	108	105

Начальные напряжения σ_0 были несколько ниже предела текучести при 380 °С. Падение напряжений на стадии нагрева произошло до 0,73 от начального уровня. На этой же марке стали горячекатаной поставки опыты, проведенные на трубчатых тонкостенных образцах при кручении (рис.5.4.1), показали примерно такое же снижение напряжений при нагреве до 380 °С.

Результаты, представленные в табл.12.3.1, позволяют описать для стадии длительной выдержки как процесс простой релаксации, так и зависимость скорости ползучести от напряжения и получить значение $\beta = -0{,}106$ в формуле (12.3.1) для простой релаксации, т.е.

$$\sigma_t = 0{,}73\ \sigma_0 \left(1 + \frac{t}{t_0}\right)^{-0{,}106}. \qquad (12.3.3)$$

Для скорости пластической деформации ξ, 1/ч, при $T = 380$ °С получена зависимость

$$\xi = 0{,}32 \cdot 10^{-8} \left(\frac{\sigma_t}{100}\right)^{8{,}6}, \qquad (12.3.4)$$

где σ_t — текущее значение напряжения, МПа.

§ 12.4. Изменение свойств металла сварных соединений

Одним из распространенных видов влияния высоких температур на свойства металлов является тепловое охрупчивание стали. Оно проявляется в том, что уменьшается вязкость разрушения стали и смещается в сторону более высоких температур переход от хрупких к вязким формам разрушения. Последнее считается опасным для конструкций, которые по условиям эксплуатации должны периодически охлаждаться до температур, при которых металл может оказаться в хрупком состоянии. В частности, некоторые конструкции ядерных энергетических установок, расчетная нагрузка которых в основном зависит от массы и собственных напряжений, возникающих от изменения температурного состояния, после охлаждения и при повторном разогреве оказываются при высоких эксплуатационных напряжениях, в то время как металл обладает низкими вязкими свойствами. Разумеется, опасной считается не хрупкость металла как таковая, а неблагоприятное сочетание трех факторов: трещин или трещиноподобных дефектов, высоких напряжений и низкой вязкости металла. Полной уверенности, что трещин нет и что они не могут появиться из-за высоких местных временных напряжений, не имеется. Поэтому стремятся по возможности иметь более высокую вязкость металла, исключающую распространение возникших трещин за пределы дефектного участка.

Для установления степени охрупчивания металла сварных соединений стали 10ХСНД и влияния различных факторов на этот процесс были проведены исследования на листовой стали 10ХСНД электрошлаковой выплавки.

Механические свойства при температуре 20 °С после закалки и отпуска (750 °С): $\sigma_в$ = 606 МПа, $\sigma_т$ = 443 МПа, δ_5 =29,3%, ψ = 75,8%. Сварные стыковые соединения с целью обеспечения возможности определения свойств околошовной зоны имели К-образную разделку, показанную на рис.12.4.1,*а*, а для испытаний металла шва — разделку на рис.12.4.1,*б*. Они были выполнены по штатной технологии механизированной сваркой в среде аргона с 5% O_2 проволокой Св-08Г2С диаметром 2 мм на следующих режимах: сила тока 380...400 А, напряжение 25...30 В, скорость сварки 15...16 м/ч, расход газа аргона 25...30 л/мин, кислорода 1,2...1,6 л/мин, 6...7 проходов с каждой стороны (полуавтомат А-537, источник питания ПСГ-500).

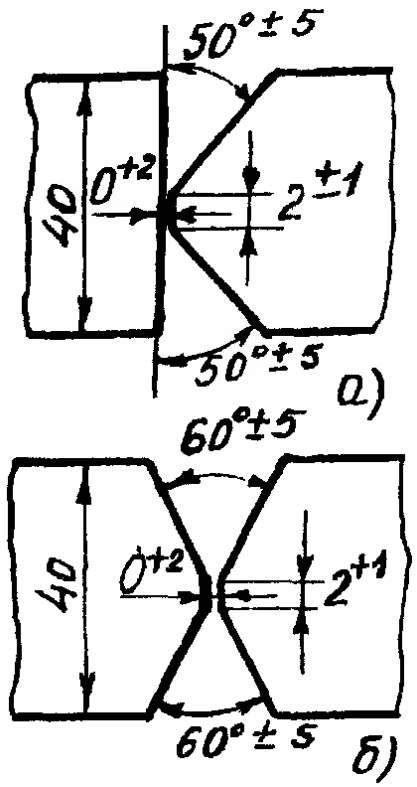


Рис.12.4.1. Виды разделок кромок под сварку

Для имитации условий, близких к эксплуатационным (исключая радиацию), образцы подвергали тепловому охрупчиванию при температуре 380 °С, выдерживая их под напряжениями растяжения или сжатия. Часть образцов напряжений не имела. На рис. 12.4.2 показаны конструкции образцов, обеспечивающих сохранение напряжений во время пребывания металла при высоких температурах. Образцы из основного металла включали в себя типы № 1, 2, 4 и 5 (рис.12.4.2,*а*). В образец № 1 вкладывался образец № 2, и с помощью клина создавалось растяжение в образце № 1 и сжатие — в № 2 (рис.12.4.2,*б*). Кроме того, в образец № 2 вкладывался образец № 4, который напряжений не имел. Сварные образцы № 3 по размерам совпадали с образцом № 2, но имели в ветвях длиной 1000 мм стыковые сварные швы на расстоянии 175, 300, 350 и 175 мм от концов ветвей. В них вкладывали образцы № 5, и с помощью клина в образцах № 3 создавали растяжение, а в образцах № 5 из основного металла — сжатие (рис.12.4.2,*в*). Начальные напряжения составляли около 300 МПа (см. табл. 12.3.1), уровень которых контролировали съемным механическим деформометром на базах AB, A_1B_1, CD и C_1D_1 размером 100 мм. Выдержка составляла 3000, 6000, 11500 и 14500 ч.

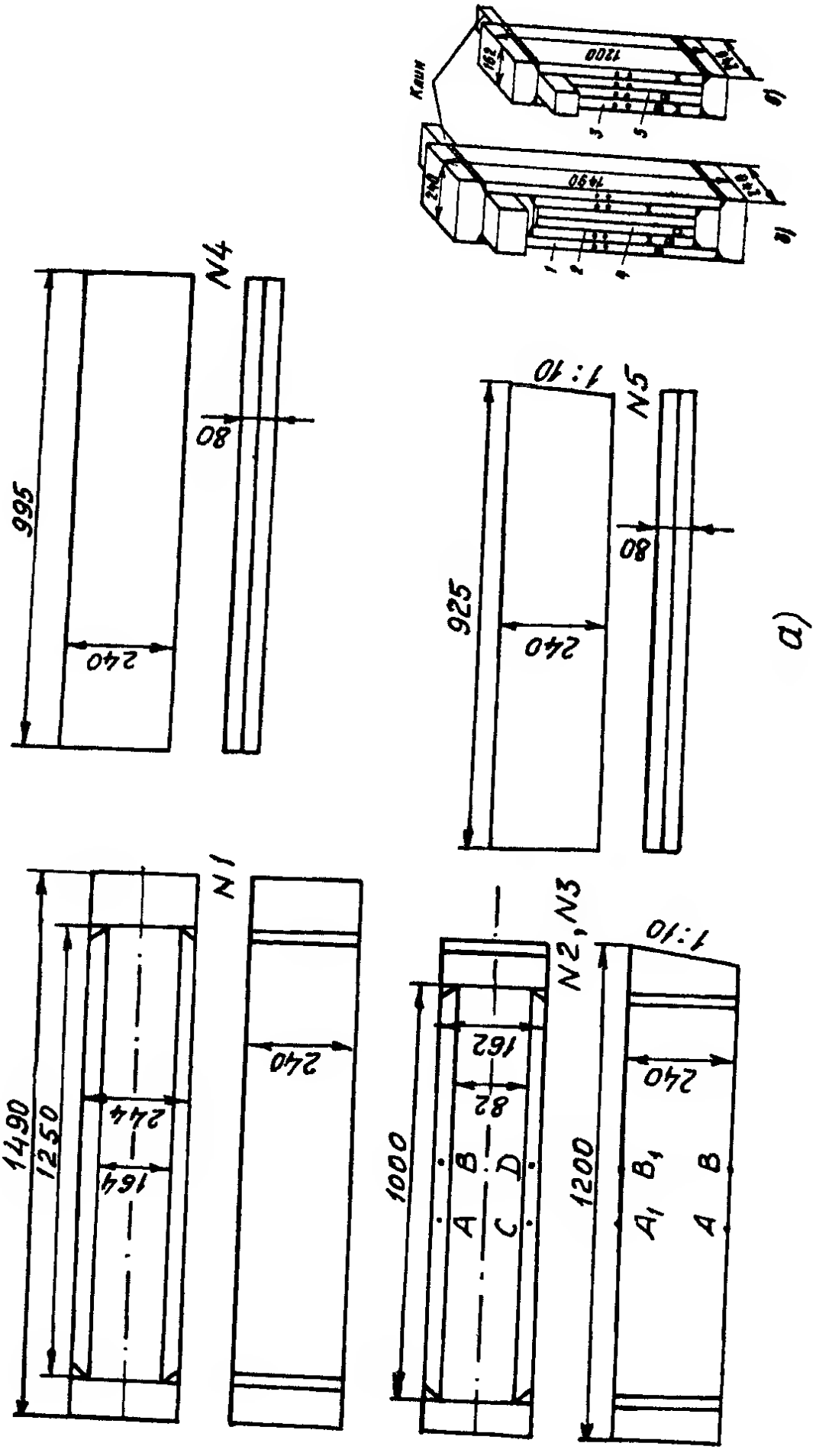


Рис.12.4.2. Образцы для исследования термомеханического воздействия на основной металл и сварные соединения

В период выдержки при 380 °С напряжения понизились (см. табл.12.3.1). Работу разрушения определяли на образцах четырех видов: на образцах типа 11 по ГОСТ 9454-78 (Шарпи — *V*), на специально разработанных образцах с трехсторонними надрезами (см. рис.6.10.1), на образцах натуральной толщины с длиной участка разрушения 120 мм (см. рис.6.10.7) и на образцах натуральной толщины, разрушавшихся от накопленной энергии (см. рис. 6.10.5,*а,б*) с длиной участка разрушения около 500 мм (см. гл.6).

Испытания основного металла показали, что происходит существенное изменение свойств под влиянием теплового охрупчивания (рис.12.4.3). Кривые уровней вязкости в функции температуры смещаются вниз и вправо. На степень охрупчивания влияет знак напряжения (рис.12.4.3). Наибольшее изменение произошло в присутствии растягивающих напряжений, наименьшее от сжимающих напряжений. Образцы без напряжений занимают промежуточное положение.

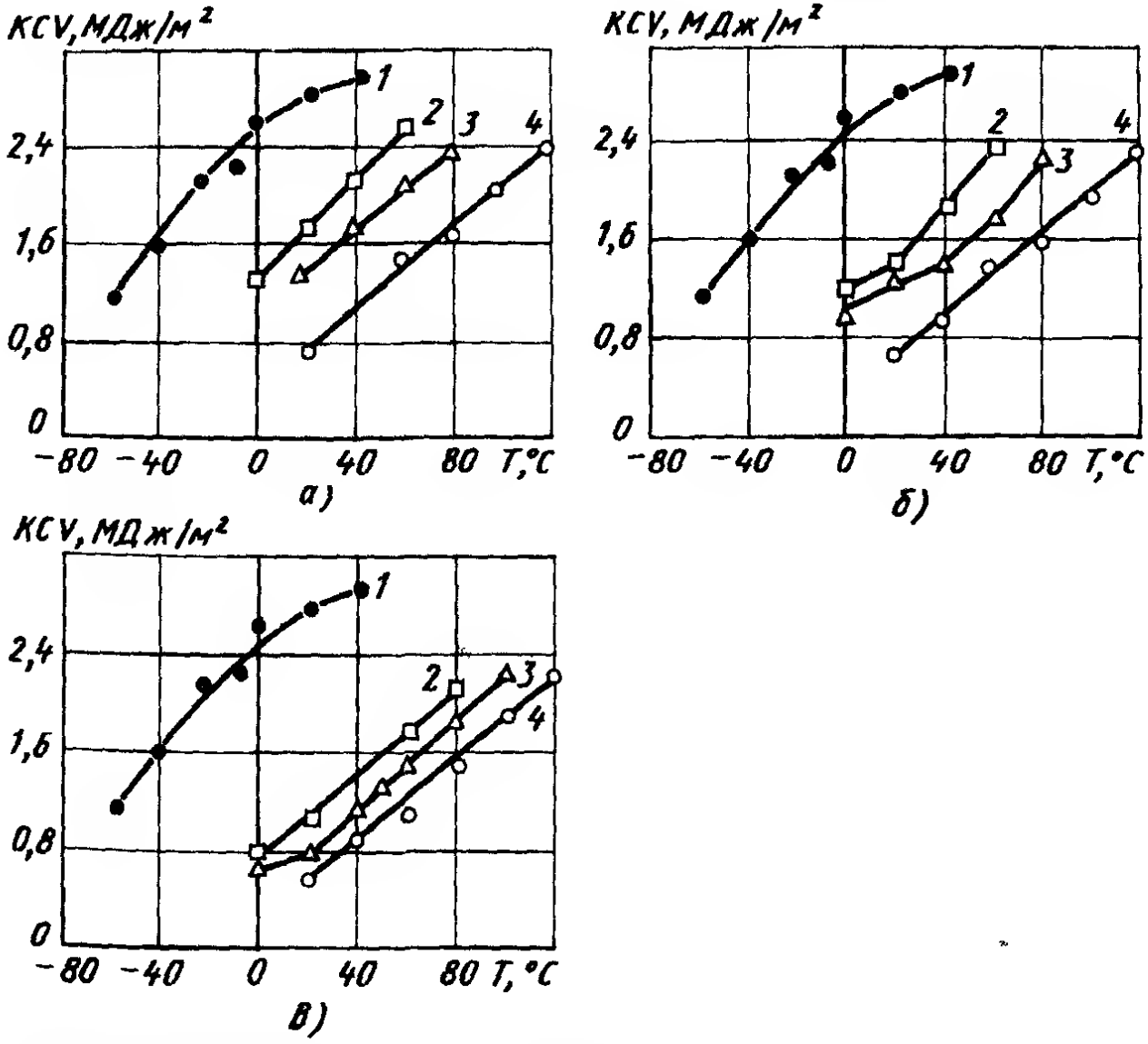


Рис.12.4.3. Изменение зависимостей *KCV* в результате теплового охрупчивания: *а* — старение при сжатии; *б* — старение без напряжений; *в* — старение при растяжении; *1* — исходное состояние; *2* — 3000 ч; *3* — 6000 ч; *4* — 14500 ч

Таблица 12.4.1

Результаты испытаний при 20 °С крупных образцов из стали 10ХСНД ЭШП после термодеформационной выдержки при 380 °С

Время выдержки, часы	Напряженное состояние при выдержке	G_{cd}, МДж/м^2	Количество испытанных образцов	H_1, мм	H_2, мм
3000	Сжатие	0,741...0,680 / 0,710	2	3,6...3,3 / 3,45	3,9...3,4 / 3,65
	Без напряжений	0,708...0,599 / 0,653	2	3,3...3,2 / 3,15	4,1...3,8 / 3,95
	Растяжение	0,612...0,558 / 0,578	3	3,1...3,0 / 3,07	3,9...3,5 / 3,7
6000	Сжатие	0,533...0,376 / 0,451	3	3,0...2,9 / 2,93	3,4...3,1 / 3,23
	Без напряжений	0,358...0,331 / 0,344	3	2,5...2,2 / 2,37	2,7...2,6 / 2,66
	Растяжение	0,266...0,237 / 0,256	3	2,4...1,8 / 2,07	2,6...2,1 / 2,37
14500	Сжатие	0,315...0,226 / 2,62	3	1,9...1,5 / 1,7	2,3...2,1 / 2,2
	Без напряжений	0,178...0,128 / 1,59	3	1,4...1,0 / 1,23	1,8...1,1 / 1,5
	Растяжение	1,57...0,108 / 1,26	3	1,1...0,9 / 1,0	1,7...1,1 / 1,43

Работа распространения разрушения G_{cd} при 20 °С (рис. 12.4.4 и табл.12.4.1), найденная по методу тепловой волны на образцах натуральной толщины металла 40 мм (см. рис.6.10.7) после охрупчивания при 380 °С, существенно меньше значений *KCV*, найденных при той же температуре 20 °С на образцах типа 11. На этих крупных образцах

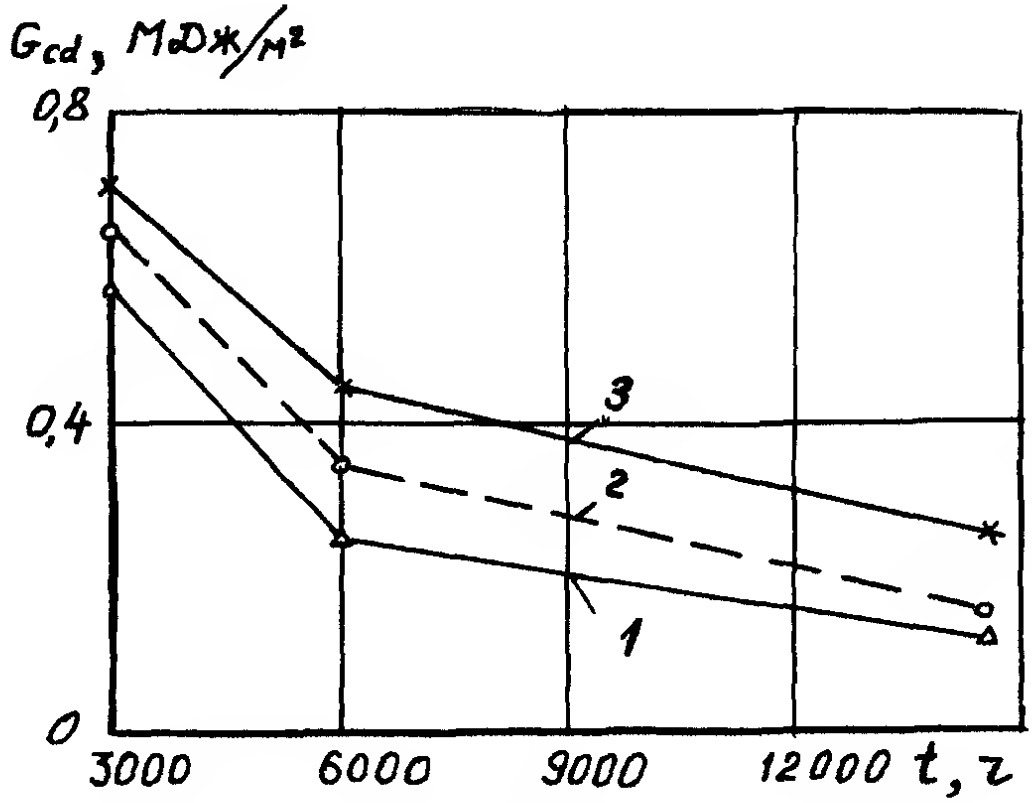


Рис.12.4.4. Зависимость G_{cd} при 20 °С:
1 — при растяжении; *3* — при сжатии; *2* — при отсутствии напряжений

также проявилось влияние знака напряжений во время охрупчивания на уровень G_{cd}. По мере увеличения длительности охрупчивания заметно уменьшается размер губ среза на одной (H_1) и на другой (H_2) поверхностях пластин (табл.12.4.1).

Результаты испытаний стали 10ХСНД и сварных соединений после теплового охрупчивания с использованием образцов с трехсторонними надрезами (см. рис.6.10.1) показаны на рис.12.4.5. Некоторые данные в МДж/м^2 приведены также в табл. 12.4.2.

Наименьшие значения вязкости в исходном состоянии имеет околошовная зона на расстоянии до 0,5...1,0 мм от линии сплавления и металл шва. После длительного старения наихудшие свойства у металла шва. Околошовная зона у линии сплавления и основной металл имеют примерно одинаковые уровни вязкости. Отчетливо заметно отрицательное влияние растягивающих напряжений, действующих в период охрупчивания (табл. 12.4.2), по сравнению со случаем отсутствия напряжений.

Несмотря на то что наименьшей вязкостью на сравнительно некрупных образцах обладает шов (табл.12.4.2), это еще не означает, что он является наиболее слабым звеном в сварной конструкции. Испытания образцов натуральной толщины (см. рис. 6.10.7) с протяженностью разрушения более 100 мм показывают, что благоприятное влияние оказывает многослойность и макроскопическая неоднородность

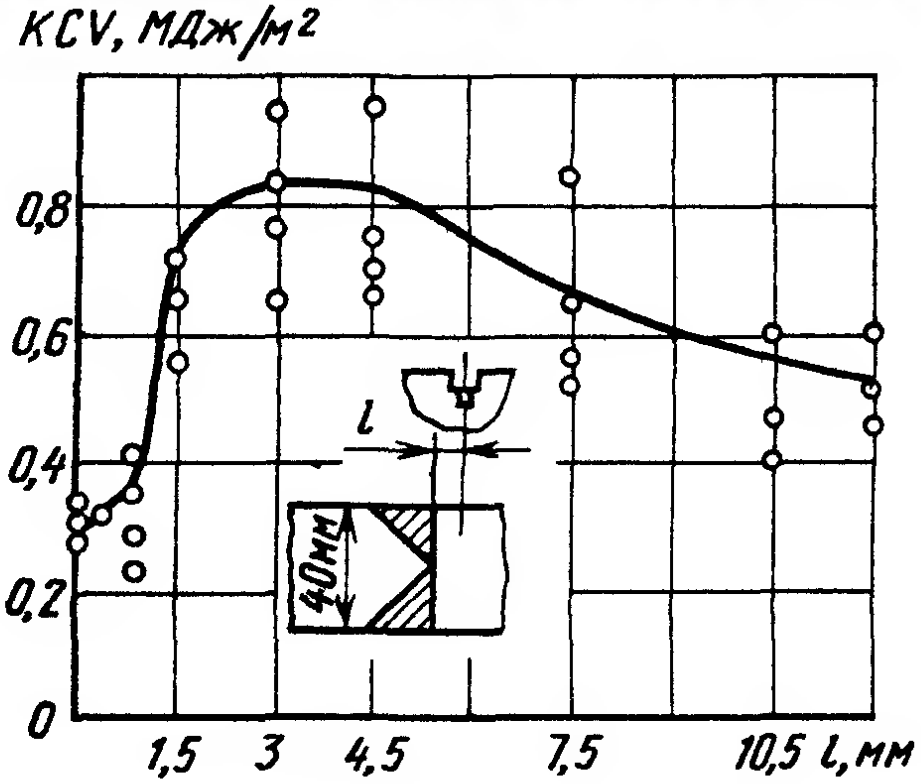


Рис.12.4.5. Уровень ударной вязкости в околошовной зоне после 14500 ч тепловой охрупчивания без напряжений (*l* — расстояние от линии сплавления до надреза)

Таблица 12.4.2

Результаты испытаний образцов с трехсторонними надрезами (*KCV*, МДж/м^2)

Состояние металла	Основной металл	Металл шва	Металл околошовной зоны на расстоянии *l* от линии сплавления, мм		
			1	4	7÷8
Исходное	3,2	0,57	0,51	—	—
После 14500 ч при 380 °С без напряжений	0,54	0,30	0,41	0,82	0,58
То же, под напряжениями растяжения	0,35	0,15	0,32	0,67	0,40

швов. Трещины по швам распространялись только в случаях Х-образной разделки (см. рис.12.4.1,*б*); в ряде образцов трещина уходила в основной металл, как и на всех образцах с К-образной разделкой (см. рис.12.4.1,*а*).

Наиболее близкими к реальным условиям возможного разрушения следует считать испытания крупных образцов длиной 10 м и шириной

1 м с участком разрушения 500 мм, в которых подводимая энергия накоплена в теле образца (см. рис.6.10.5,*а,б*). Проведенные совместно с А.П.Солодовым испытания были немногочисленны из-за большой трудоемкости их подготовки. Результаты приведены в табл. 12.4.3.

Сравнение результатов для 3000 и 6000 ч в табл.12.4.3 с аналогичными результатами в табл.12.4.1 показывают, что G_{cd} на сверхкрупных образцах меньше в 1,7...1,9 раза. В то же время результаты испытаний при разрушении поперек направления прокатки для 11500 ч выше, чем для незначительно отличающегося времени 14500 ч в табл.12.4.1.

Большое практическое значение представляет прогнозирование изменения вязких свойств металла G_{cd} на период времени 20...30 лет и более. С целью получения большего массива данных, ускорения процесса охрупчивания при более высоких температурах и использования температурно-временных параметров, описанных в §12.2, нами было

Таблица 12.4.3

Результаты испытаний крупных образцов

Длительность термодеформационного воздействия, ч	3000	6000	11500
Напряжения в период охрупчивания при Т=300 °С	Без напряжений	Без напряжений	Растяжение, в начале выдержки 300 МПа
Направление разрушения относительно прокатки	Вдоль	Вдоль	Поперек
Расстояние от сечения для измерений до точки старта трещины, мм	65 130 300	65 130 300	65 130
Скорость распространения трещины, м/с	820 480 480	950 690 690	695 602
G_{cd}, МДж/м^2	0,303 0,446 0,272	0,22 0,183 0,183	0,18 0,202
$G_{cd\,ср}$, МДж/м^2	0,34	0,195	0,191

проведено тепловое охрупчивание металла из стали 10ХСНД ЭШП, свойства которой в исходном состоянии были описаны выше. Охрупчивание проводилось при температурах 613, 653, 693, 733, 773, 823 К с продолжительностью выдержки 500, 1000 и 4000 ч. Средние результаты испытаний на образцах 11 типа при комнатной температуре представлены на рис.12.4.6. Там же приведены результаты испытаний (точки *6, 7, 9*) для *t* соответственно 3000, 6000 и 14500 ч при $T = 653$ *K*, полученные также на образцах 11 типа из металла, прошедшего охрупчивание в крупных образцах (см. рис. 12.4.2,*в*) без напряжений. Видно, что вплоть до температуры 733 *K* наблюдается непрерывное снижение вязких свойств металла, а выше этой температуры вступают в действие, по-видимому, другие механизмы изменения свойств металла.

Попытка обработать результаты испытаний в виде lg *KCV* в функции параметра *P* по (12.2.1) при $c = 20$ (рис.12.4.7) не дает возможности представить эти результаты в виде, удобном для какого-либо прогнозирования при значительных *t*. Сложный характер зависимости *KCV* от температуры (см. рис.12.4.6) требует для аппроксимации по всем точкам привлечения для описания P_v полиномов более высокой степени, чем в (12.2.6), например

$$P_v = (T + GT^2 + HT^3) + (F + DT + PT^2 + QT^3) \qquad (12.4.1)$$

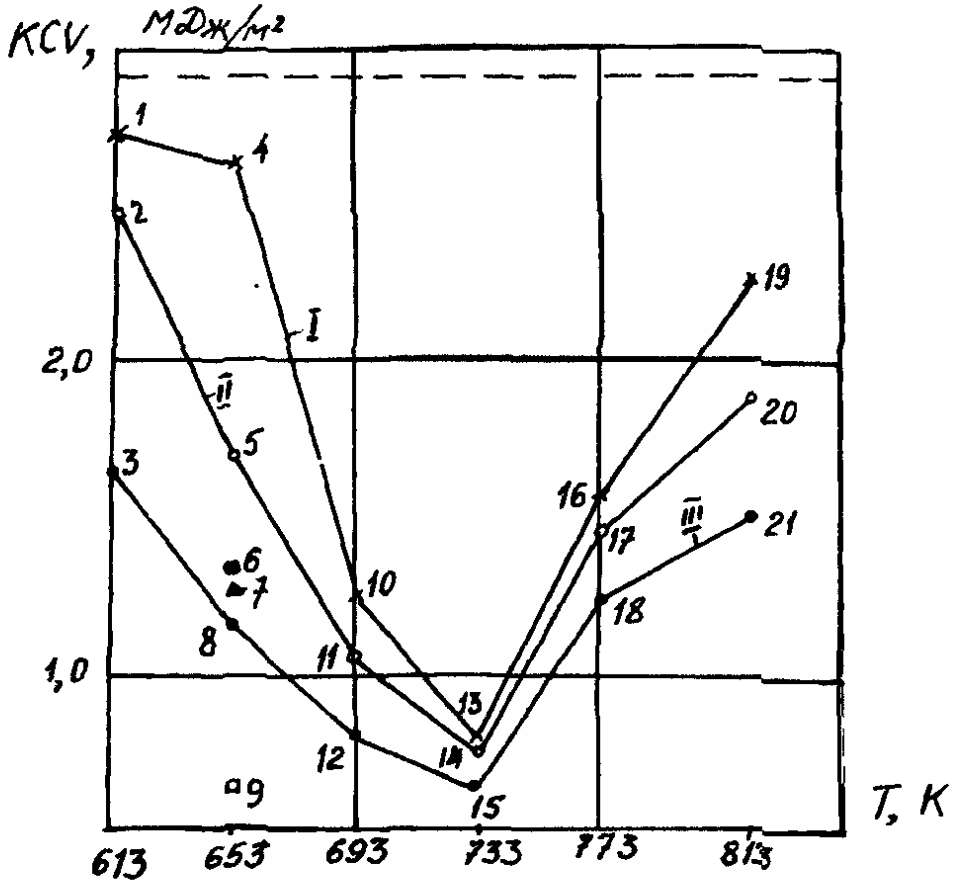


Рис.12.4.6. Зависимости *KCV* при 20 °С от температуры и времени старения:
I — $t = 500$ ч; *II* — $t = 1000$ ч; *III* — $t = 4000$ ч; — — — — исходное состояние

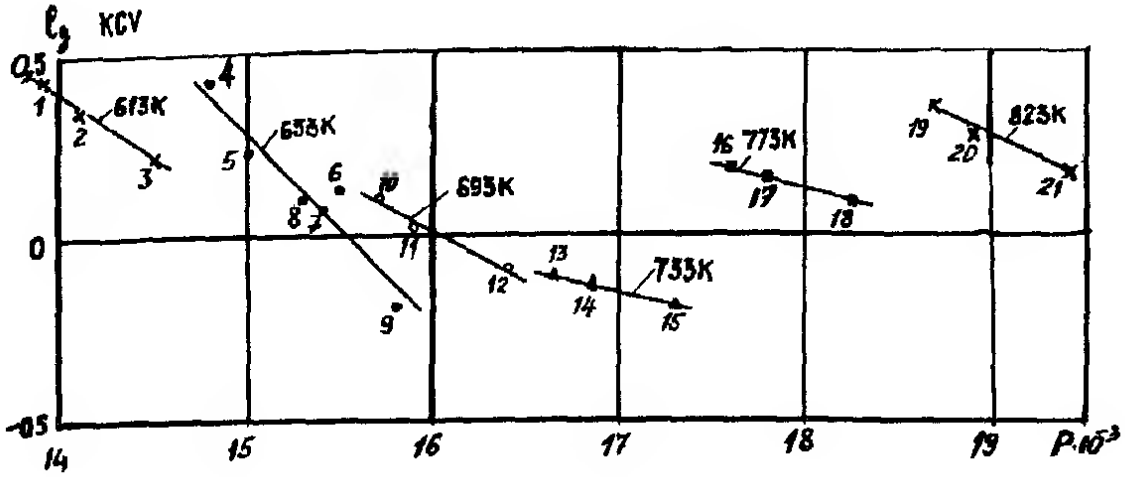


Рис.12.4.7. Зависимости lg *KCV* от параметра *P*

Значения коэффициентов, определенные методом наименьших квадратов по всем точкам, представленным на рис.12.4.6, равны: $A = -219$; $B = 0{,}974$; $G = -0{,}00146$; $H = 7{,}03 \cdot 10^{-7}$; $F = 70{,}4$; $D = -0{,}304$; $P = 4{,}33 \cdot 10^{-4}$; $Q = 2{,}04 \cdot 10^{-7}$.

На рис.12.4.8,*а* показана плотность расположения экспериментальных точек в функции P_v относительно аппроксимирующей прямой. В данном случае аппроксимация носит формальный характер, объединяя разные механизмы разрушения при низких и высоких температурах. На это указывает и наклон прямой (рост *KCV* с увеличением температурно-временного параметра P_v).

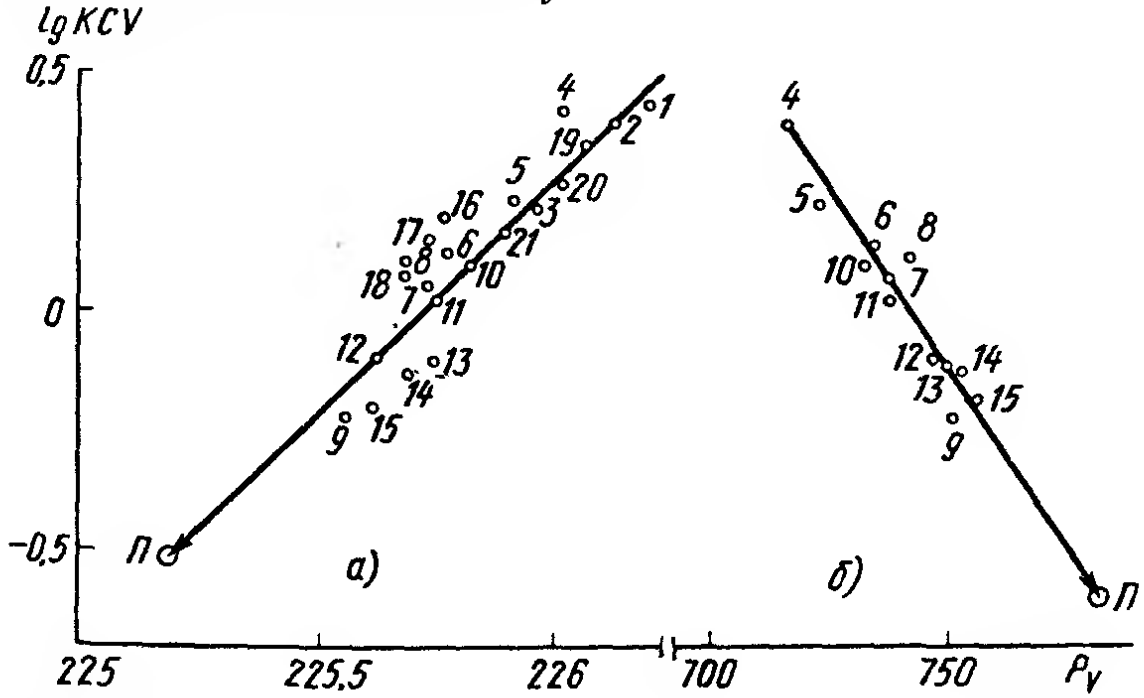


Рис.12.4.8. Зависимость lg *KCV* от параметра P_v при различных формулах для аппроксимации:

а — кубическая зависимость от *T* с учетом всех экспериментальных точек;

б — линейная зависимость от *T*, только для интервала $653 \le T \le 733$ K (П — прогнозируемое значение *KCV* через 30 лет при $T = 653$ *K*. Номера точек соответствуют номерам экспериментальных точек на рис.12.4.6)

Известно, что правомерность объединения совокупности данных для построения экстраполяционных моделей прогнозирования должна обосновываться наличием единого механизма изменения свойств металла. Для оценки вязких свойств механизм разрушения, вероятно, является одним из наиболее объективных. Результаты фрактографических и электронно-микроскопических исследований структуры металла в изломе, выполненных в ЦНИИПСК В.М.Горицким и Г.Р.Шнейдеровым, показали, что характер разрушения металла, выдержанного в диапазоне температур 613... 733 *K*, остается межзуберенным.

При $T > 733$ *K* вид кривых на рис.12.4.6 указывает на изменение влияния температуры на *KCV*, что, по-видимому, связано с изменением характера разрушения. Поэтому представляется более обоснованным воспользоваться для прогнозирования *KCV* только данными для интервала температур 653...733 *K*. На этом участке зависимости *KCV*(*T*) близки к линейным, и для описания P_v достаточно более простой функции (12.2.6).

Как видно из рис.12.4.8,*б*, разброс экспериментальных точек относительно прямой при $A = 12$; $B = -0{,}015$; $F = 166$; $D = 0{,}217$ меньше, чем на рис.12.4.8,*а*. Наклон прямой также ближе к физическому смыслу параметра P_v: *KCV* убывает с ростом *T* и *t*. Прогноз значения через 30 лет ($t = 262\,800$ ч при T = 653 *K*) может быть получен подстановкой этих значений в (12.2.6) и равен 0,25 МДж/м^2. Формально такой прогноз может быть получен и по рис.12.4.8,*а*. Он оказывается достаточно близким (0,31 МДж/м^2).

Как было отмечено в гл. 4, наиболее достоверные результаты по энергоемкости разрушения получаются на образцах натуральной толщины. Ввиду этого модель прогнозирования, построенная по результатам испытания образцов 11 типа, в лучшем случае может дать правильный прогноз только в отношении *KCV*. Для предсказания уровня вязкости металла в виде G_{cd} при натуральной толщине 40 мм стали 10ХСНД в сварной конструкции А.А.Александровичем были сопоставлены данные по *KCV* на рис. 12.4.6 и соответствующие данные по G_{cd} в табл.12.4.1 и другие результаты. Была получена корреляционная зависимость следующего вида:

$$G_{cd} = 0{,}338\ (KCV)^{1,6}\ , \qquad (12.4.2)$$

где значения G_{cd} и *KCV* в МДж/м^2.

Эта зависимость позволяет по результатам испытания мелких образцов приближенно судить о возможности разрушения металла натуральной толщины. Следут отметить, что имеется довольно много различных корреляционных зависимостей типа (12.4 и сходных, однако каждая из них правомерна в отношении тех металлов и тех условий испытаний, в которых она была получена.

В настоящем параграфе рассмотрен лишь один случай изменения свойств металла в результате его пребывания при высоких температурах. В литературе имеется много примеров такого рода [303, 342].

§ 12.5. Испытания при изменении температуры и нагрузки по программе

В процессе эксплуатации изменения нагрузки и температуры во времени нередко имеют циклический характер. Испытания материалов до разрушения в условиях многократно повторяющихся циклов изменения температуры и нагрузки обычно называют программными, и они представляют собой большую самостоятельную область исследований. В настоящем параграфе рассмотрены лишь примеры, связанные с технологией изготовления сварных конструкций, когда необходимо проводить испытания по заданной программе нагружения в условиях изменяющихся температур. Наиболее типичными случаями являются:

1. Определение напряженного состояния, возникающего в процессе сварки или в процессе нагрева, выдержки и остывания сварной конструкции во время ее отпуска.

2. Определение конструкционно-технологической прочности элементов сварных конструкций.

В первом случае определяют способность металла сопротивляться протеканию пластических деформаций. Здесь, по существу, речь идет об экспериментальном определении связи между деформациями и напряжениями в металле в условиях изменяющихся температур.

Во втором случае должна быть определена сопротивляемость металла разрушению в конкретных условиях изменения температуры и деформации, которые возникают в элементе конструкции во время ее изготовления, например в процессе сварки или термической обработки.

Определение сопротивляемости металла деформированию. Для последующего использования получаемых данных в расчетах напряженного состояния целесообразно соблюдать ряд требований:

а) иметь в образце однородное напряженно-деформированное состояние или с незначительной степенью неоднородности;

б) температурная деформация (а также деформация от структурных превращений) не должна влиять на точность реализации задаваемых деформаций или напряжений;

в) схема напряженного и деформированного состояния в образце должна быть такой, чтобы от нее можно было перейти к обобщенным характеристикам напряженного состояния, от которых зависит протекание пластических деформаций, например к интенсивности напряжений σ_i и интенсивности деформаций ε_i.

Таким требованиям отвечает тонкостенный образец в виде круглой трубки, нагружаемой крутящим моментом. Если отношение внутреннего и наружного диаметров близко к 1, то соблюдается требование однородности напряженного состояния. В отличие от испытаний на растяжение или сжатие температурная деформация не влияет на угол закручивания образца, поэтому программа задаваемой деформации может осуществляться путем измерения угла закручивания. Достаточно просто можно перейти от касательного напряжения τ к σ_i, а по углу закручивания образца — определить ε_i, что отвечает одному из перечисленных выше требований.

Для программного нагружения кручением в МГТУ им. Баумана спроектирована и опробована установка, изготовленная в Екатеринбурге заводом института ЦНИИМ. Образец располагается вертикально; верхним концом он закреплен в тяге, к которой подводится крутящий момент через редуктор от привода, оснащенного двигателем с переменным числом оборотов. Нижний конец образца присоединен к тяге, которая передает прикладываемый к образцу крутящий момент на колесо с двумя гибкими тросиками, присоединенными к динамометрам. По уровню воспринимаемой динамометром силы можно определить крутящий момент, а значит, и напряжение в образце.

Угол закручивания (деформации сдвига γ) определяют по относительному повороту двух удлинителей, которые приварены к концам образца. На удлинителях закреплены ползун и проволочный реохорд, что обеспечивает считывание и запись интенсивности деформаций ε_i.

Нагрев образца осуществляется специальной печью, обеспечивающей скорость нагрева до 40 К/мин. Максимальная температура до 1100 °С. Охлаждение образца происходит либо естественным путем после выключения печи, либо с использованием продувки воздуха через трубчатый образец.

Программы изменения деформации и температуры во времени вводят с помощью двух приборов РУ5-01М, на бумажной ленте которых наносят черные линии, задающие характер и уровень изменения деформации и температуры.

В зависимости от целевого назначения испытания деформирование (кручение) образца можно осуществлять, изменяя по программе либо деформацию ε_i, либо напряжение σ_i. Второй параметр (σ_i или ε_i) регистрируют в процессе испытания. Различные случаи использования этого метода испытаний для определения механических свойств металла изложены в §5.4. Там же даны рекомендации по обработке экспериментальных данных.

Описанная выше установка позволяет также получать дилатограмму путем регистрации длины образца в функции температуры. В отличие от обычного дилатометра, можно, во-первых, температуру изменять по сложному закону, а во-вторых, определять влияние напря-

жений и деформаций на изменение дилатации образца, в особенности во время структурных превращений. Сопротивление металла деформации может быть определено и при конкретной температуре после определенного термического цикла, предшествующего моменту испытаний. Известно, что непосредственно после структурного превращения, например мартенситного, металл не обладает тем высоким пределом текучести, который он приобретает спустя некоторое время. В свежезакаленном состоянии металл имеет относительно невысокий предел текучести и низкое сопротивление ползучести. Если в установке задать определеный термический цикл и в заданный момент этого цикла провести закручивание образца, то будет получена диаграмма в координатах σ_i - ε_i и найден предел текучести после определенного термического цикла.

В качестве примеров на рис.12.5.1 представлены данные по стали 15Х2НМФА, а на рис.12.5.2 по стали 20ХН3М как на стадии нагрева, так и охлаждения, полученные совместно с А.А.Павловичем. Модуль упругости G одинаков для ветвей нагрева и охлаждения, в то время как предел текучести различен. Скорости охлаждения соответствовали электрошлаковым термическим циклам.

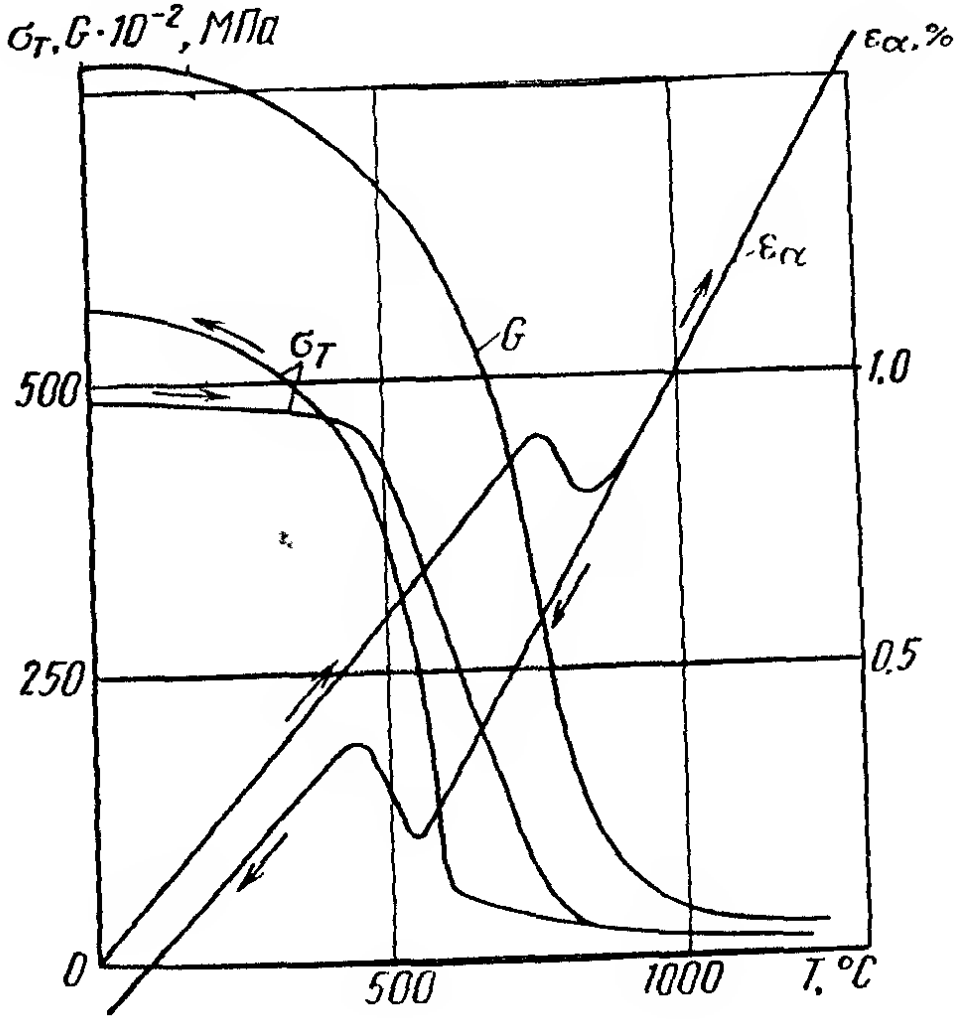


Рис.12.5.1. Свойства стали 15Х2НМФА

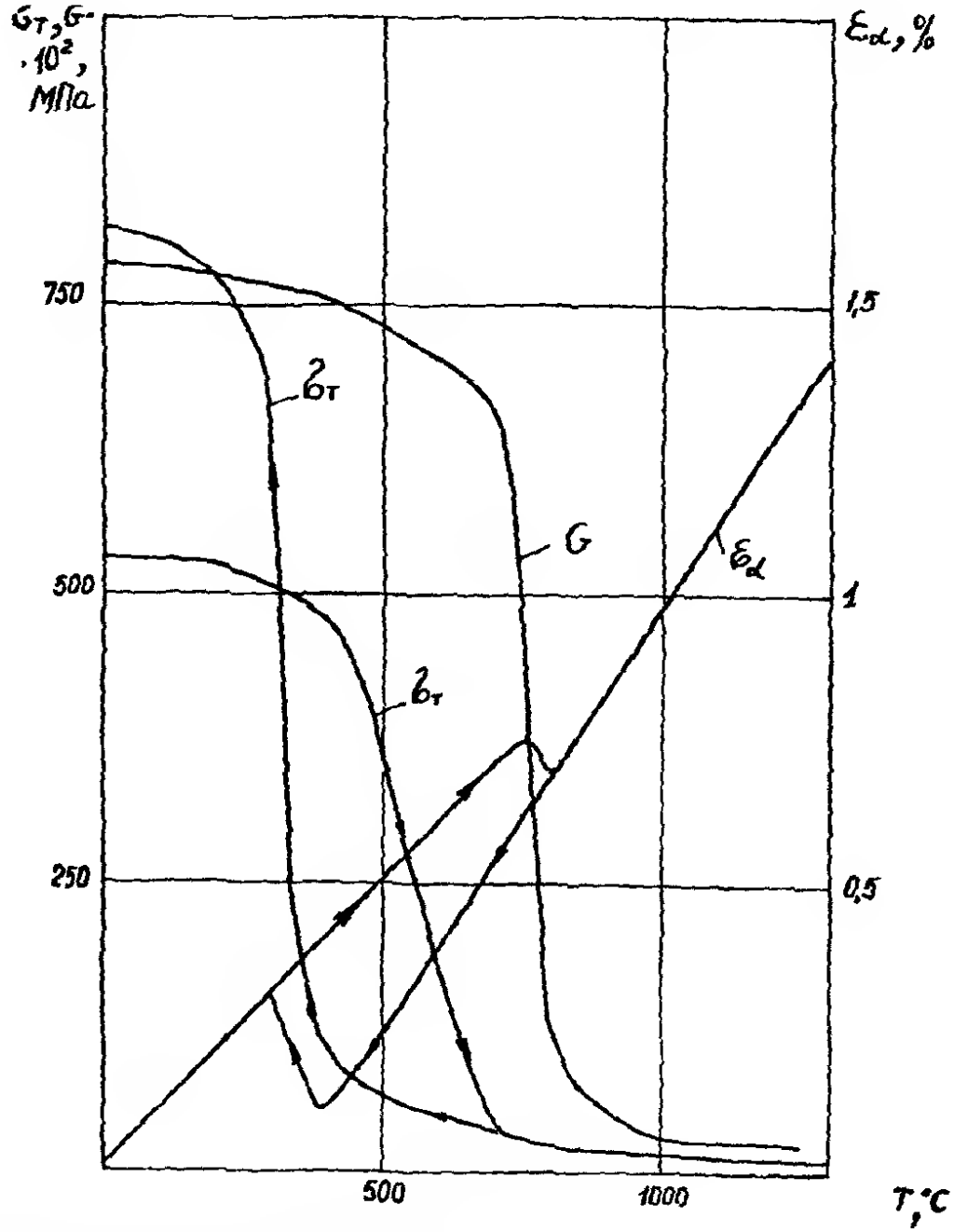


Рис.12.5.2. Свойства стали 20ХН3М

Определение сопротивляемости сварных соединений разрушению. Следует различать две существенно различающиеся группы испытаний.

1. Определение сопротивляемости сварных соединений появлению трещин в бездефектном сварном соединении.

2. Определение сопротивляемости сварных соединений началу развития разрушения от имеющихся макродефектов.

По первому направлению накоплен значительный опыт в определении технологической прочности сварных соединений при образовании в них так называемых горячих (кристаллизационных) и холодных (закалочных) трещин [178, 255].

Ввиду чрезвычайной сложности моделирования в металле комплекса металлургических, термических и металлофизических процессов,

типичных для сварного соединения, эту группу факторов, как правило, воспроизводят путем сварки реального соединения.

Иногда полагают, что достаточную полноту воспроизведения механического фактора обеспечивает близость размеров образца и реального изделия. Наряду с этим значительное развитие получили испытания, в которых механический фактор задается испытательной машиной [178]. При испытании на горячие трещины задавали различные скорости перемещения захватов, а при испытании на холодные трещины — различные уровни приложенных напряжений. В действительности все эти способы нагружения являются весьма приближенными. Представляется, что термин "испытание на технологическую прочность" в целом правильно отражает сущность используемых методов испытаний, в то время как термин "конструкционно-технологическая прочность" мог бы отвечать испытаниям, в которых программа изменения механического фактора во времени воспроизводилась бы с достаточной точностью и соответствовала тому, что происходит в конкретной свариваемой детали. При таком испытании температура выступает как фактор условий окружающей среды и как нагружающий фактор, вызывающий напряжения.

Многие виды испытаний предназначены для оценки влияния одного главного фактора. Например, испытания при комнатных температурах выявляют действие механического фактора; при испытании на холодные трещины на первый план выдвигают структурный фактор, в то время как напряженное состояние детали и его изменения учитывают лишь частично; при испытании на ползучесть и длительную прочность анализируют уровень температуры и продолжительность ее действия.

Процесс изготовления детали на стадии сварки и термической обработки дает, пожалуй, один из наиболее сложных примеров совместного влияния всех факторов — механического, структурного, термического и времени. Здесь участвуют как конструкционные элементы — форма детали, вид напряженного состояния, так и технологические — последовательность и характер термического воздействия, свойства металла и т.п.

Назовем испытанием на конструкционно-технологическую трещиностойкость (КТТ) такой вид испытания, при котором воспроизводится влияние всех факторов механического, структурного, термического и времени с учетом конструкционных и технологических особенностей их проявления.

Испытание на КТТ относится главным образом к случаю наличия в изготавливаемой детали трещиноподобного дефекта, который может начать развиваться (расти) под действием различных факторов. Мерой трещиностойкости детали или узла для конкретной совокупности конструкционных и технологических условий является размер трещины, при котором она начинает расти при наиболее неблагоприятном

расположении ее плоскости по отношению к главным осям напряжений и деформаций. Рассматриваются трещины умеренного размера (не более десятков миллиметров), которые могут быть в отдельных частях детали или сварного соединения. Это позволяет считать, что вся трещина находится в пределах такого объема, в котором при отсутствии трещины все точки имели бы одинаковое (однородное) напряженно-деформированное состояние. Под размером трещины понимается либо диаметр дисковой трещины, либо меньший из размеров прямоугольной трещины, имеющей в другом направлении неограниченную протяженность. Чем больше критический размер трещины, при котором она начинает расти, тем выше трещиностойкость детали.

Действие механического фактора воспроизводится в образце через локальное перемещение D (§4.3). Чем больше размер предполагаемого дефекта, тем при прочих равных условиях будет больше значение D у вершины трещины. Значение D не может быть непосредственно измерено, а только вычислено с применением МКЭ по перемещениям частей образца. Поэтому испытание на КТТ может быть организовано только при использовании вычислительной техники и соответствующего программного обеспечения для решения упругопластических задач. Процедура определения значений D, которые нужно воспроизводить в образце, следующая.

После вычисления изменяющегося во времени напряженно-деформированного состояния в детали в предположении, что нет никаких дефектов, в ней выявляют несколько мест, которые по экспертной оценке исследователя являются опасными. В каждом из них рассматривают некоторый объем металла либо в виде цилиндра с дисковой трещиной, либо в виде параллелепипеда. Предполагают, что в этом объеме имеется трещина длиной l, расположенная нормально по отношению к оси, вдоль которой наблюдаются наибольшие деформации (напряжения). Размер l должен быть мал по сравнению с размерами выделенного объема. Постановка испытаний образцов больших размеров с разными длинами трещин ограничивается мощностью испытательного оборудования. Более просто испытания вести на компактных образцах одного и того же размера с одинаковой длиной трещины, нагружая их путем изгиба и создавая разные по значению углы поворота, соответствующие различным длинам трещин l. По известным из решения для сплошного тела деформациям выделенного объема, считая, что они не изменяются от наличия малой трещины, производят расчет перемещения D у вершины трещины.

Если положение главных осей меняется и имеются сдвиги γ_{12}, γ_{23}, γ_{31}, то их также учитывают при выполнении решения для выделенного объема с трещиной.

В зависимости от значения l при тех же самых значениях ε_1, ε_2, ε_3 уровень D будет различен. Задачу решают для нескольких l, которые

могут оказаться критическими. Из компонент локального перемещения (см. §4.3) практически в настоящее время в испытаниях может быть воспроизведено только D_{11}. Наиболее просто воспроизводить найденное значение D_{11} на изгибных образцах (рис.12.5.3). Проконтролировать во время испытаний точность воспроизведения D_{11} на базе 1 мм пока не представляется возможным. Поэтому приходится находить в образце на изгиб такие перемещения точек образца, которые относительно легко регистрировать во время испытаний, например перемещения точек A и B (рис.12.5.3). Для задания программы нужно выполнить еще одно численное решение для изгибного образца конкретных размеров, из которого установить соотношение между регистрируемым перемещением и D_{11}.

Из решения будут найдены такие перемещения, которые обеспечат совпадение во времени значений D_{11} у трещины в выделенном объеме и в изгибном образце. Все численные решения должны проводиться в рамках одной и той же механической модели тела в части развития пластических деформаций, ползучести, упрочнения металла и т.п., по возможности более близкой к фактическому поведению материала в эксперименте.

Контрольным признаком соответствия механической модели тела тому, что принято в расчете, может служить степень совпадения фактического изгибающего момента в образце при проведении испытаний с вычисленным моментом.

Действие термического фактора воспроизводится путем изменения температуры образца в соответствии с изменением температуры выбранного места в детали. Если речь идет о медленно изменяющихся температурах, как, например, при электрошлаковой сварке, то достаточно воспользоваться печным нагревом. При необходимости получать более быстрые нагревы и охлаждения можно печной нагрев дополнять нагревом образца проходящим током. Соответственно на рис.12.5.3

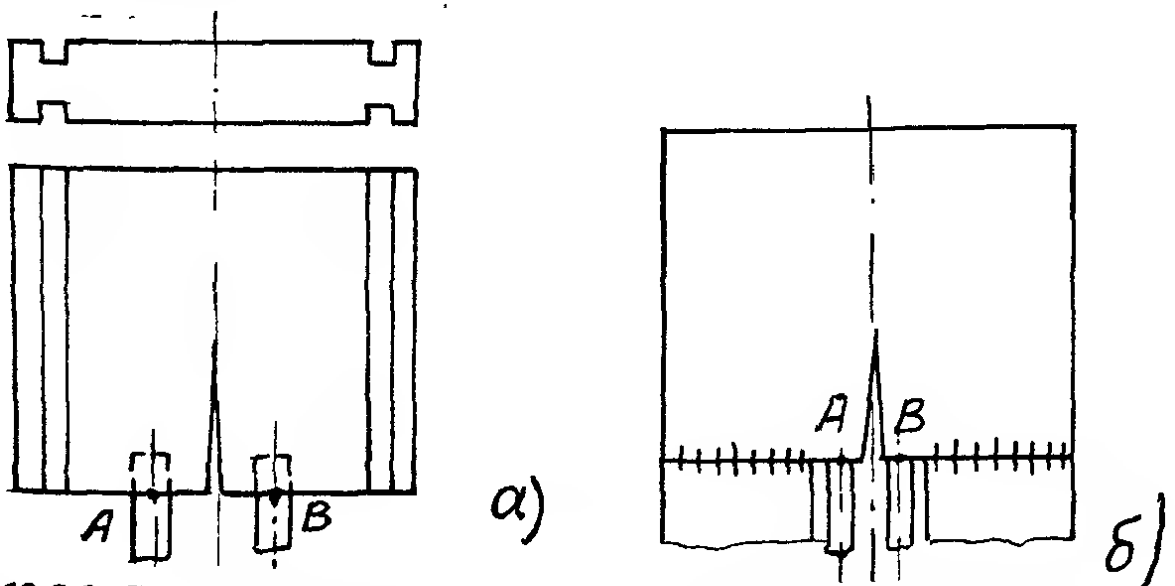


Рис.12.5.3. Схемы образцов для испытаний при высоких температурах

представлены два образца — первый, который вставлен в пазы захватов (рис.12.5.3,*а*), и второй, который приварен к удлинителям силовых захватов (рис. 12.5.3,*б*).

Воспроизведение структурного фактора достигается за счет соответствия состава материала, изменения температуры и деформации у вершины трещины в образце и в исследуемой зоне детали.

Испытание на КТТ в зависимости от различного сочетания действий термического, структурного и механического факторов может давать разрушения смешанного вида, например, как по причине ползучести, так и по причине образования холодных трещин. Это является положительной стороной такого вида испытаний, поскольку оно сначала выявляет сам факт возможного разрушения, а лишь затем требует изучения условий его происхождения для установления причин, вызвавших его появление.

Возможно испытание на КТТ образцов с дефектами, отличными от трещин, а также бездефектного материала. Из двух параметров, доступных для регистрации — перемещения частей образца и изгибающего момента, программу нагружения следует задавать по тому, который может быть более точно определен из предварительного расчета.

Для деталей, разрушение которых возможно под влиянием собственных (температурных и структурных) деформаций и напряжений. задаваемым параметром должна быть, как правило, деформация. В отношении элементов конструкций, которые испытывают вполне определенные силовые воздействия, например давление или вес, деформации трудно точно определить из-за ползучести металла, и задаваемым параметром должен быть изгибающий момент.

В тех случаях, когда в образце в ходе испытания растет трещина и жесткость образца меняется по сравнению с расчетной схемой, постановка исследований и обработка результатов должны предусматривать следующие элементы. Во-первых, должна быть предусмотрена возможность регистрации скорости роста трещины прямым путем, а не посредством тарировки жесткости образца, так как не исключено влияние ползучести металла при продвижении трещины на жесткость образца. Во-вторых, вне зависимости от того, задана ли программа нагружения образца в виде перемещения или в виде изгибающего момента, должны регистрироваться фактические значения осуществляемых во времени перемещений и момента. Результаты испытаний могут быть представлены в виде графика зависимости скорости как от K, так и от D.

Для проведения испытаний при высоких температурах в МГТУ им.Баумана была разработана установка, представленная на рис. 12.5.4 [125]. Основным видом образца для этих испытаний является образец (рис.12.5.3,*а*), имеющий выступы для передачи изгибающего момента от рычагов *2* (рис. 12.5.4), изготовленных из жаропрочного сплава.

Другим видом образца может быть образец *1* в виде бруса (рис.12.5.4). Рычаги *2* соединены шарнирно с гайками, имеющими правую и левую резьбу, которые могут перемещаться вдоль оси ходового винта (винт не показан). Для измерения деформаций образца в нем закреплены две тяги, которые на нижних холодных концах имеют датчик перемещений *3* индукционного типа. Для определения возникающего в образце изгибающего момента предусмотрено силоизмерительное устройство *4*. Образец помещен в печь *5*, состоящую из двух половин. Максимальная температура нагрева образца в печи 1100 °С. Имеется дополнительная печь с контролируемой атмосферой, в которой образцы могут проходить высокотемпературную (до 1300 °С) термическую подготовку, например термический цикл сварки, без контакта с воздухом, а затем переноситься при более низких температурах (500 ... 800 °С) в основную печь установки.

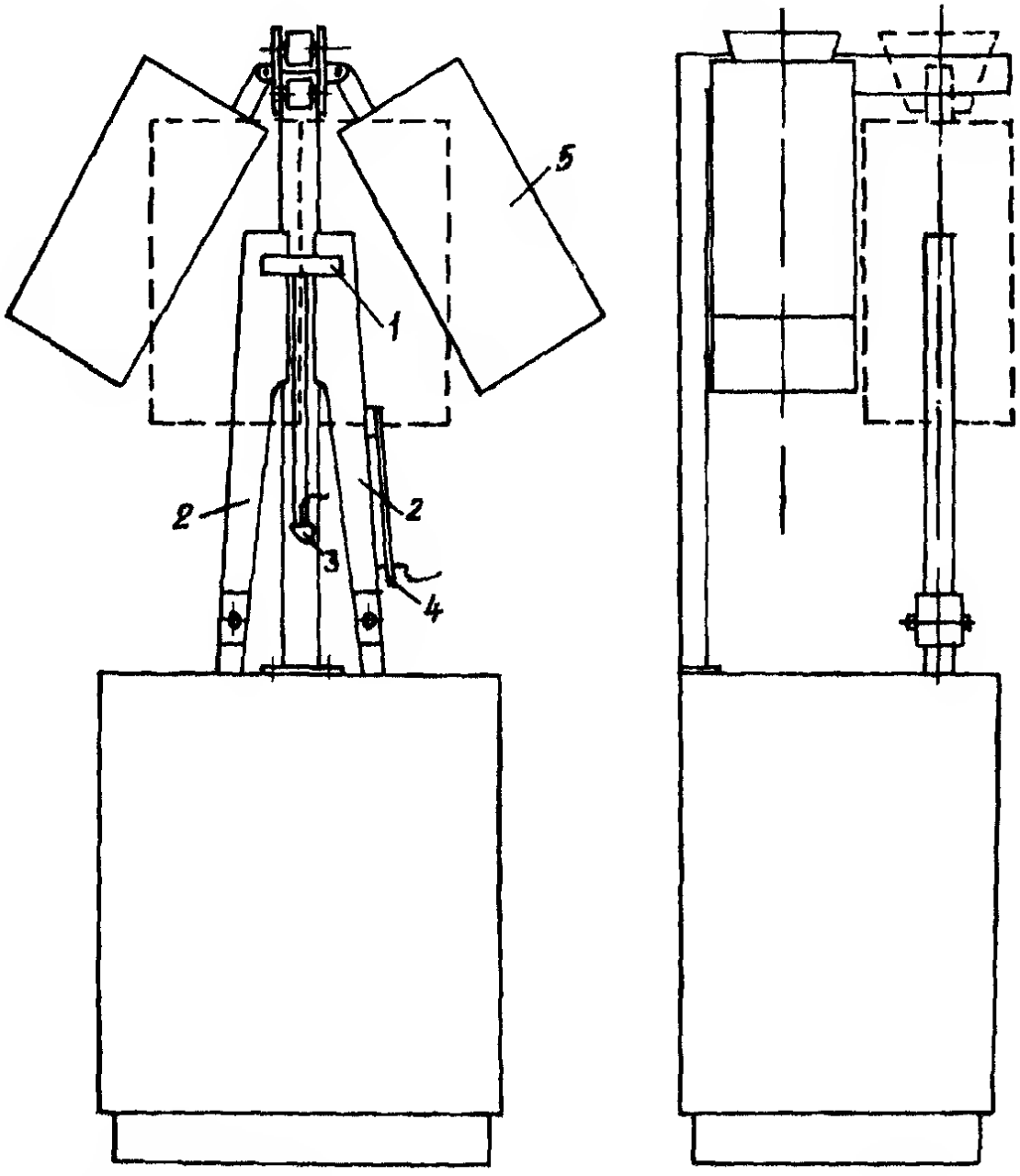


Рис.12.5.4. Схема установки для испытаний

Программа изменения температуры и деформации образца задается на бумажной ленте в виде черных линий, аналогично описанному выше в настоящей главе. Основной вид испытания состоит в нагружении образца по заданной программе деформации при конкретном характере изменения его температуры. Испытывается последовательно несколько образцов при одинаковом термическом цикле. Каждый из последующих образцов имеет программу деформации, соответствующую наличию в детали более крупного трещиноподобного дефекта. После завершения испытания образца производится его долом с целью определения возможного подрастания трещины.

Таким образом удается установить тот критический размер дефекта в детали, начиная с которого, трещина растет. Этот размер является мерой трещиностойкости конкретной зоны детали. По показаниям прибора, записывающего изгибающий момент, определяется значение K, при котором началось или произошло разрушение образца.

Другим видом испытаний на описанной выше установке является определение скорости роста трещины в условиях высоких температур или при образовании холодных трещин при сварке. Для определения скорости роста трещины необходимо располагать данными тарировки деформации образца в зависимости от длины трещины и регистрировать изгибающий момент в процессе развития трещины. В остальном порядок испытаний остается тем же, что и при определении трещиностойкости по условию начала движения трещины.

В работе [125] представлены некоторые результаты, полученные с использованием рассмотренного метода испытания.

Глава 13

ВЛИЯНИЕ КОРРОЗИОННОЙ СРЕДЫ НА РАБОТОСПОСОБНОСТЬ СВАРНЫХ КОНСТРУКЦИЙ [1]

§ 13.1. Виды повреждений, вызываемых коррозионной средой, и критерии оценки стойкости сварных соединений

Многие сварные конструкции эксплуатируются в условиях воздействия активных рабочих и внешних сред. В ряде случаев они оказывают столь существенное влияние на механические свойства сварных соединений, что для обеспечения высокой конструкционной прочности изделия требуется проведение дополнительных конструктивных и технологических мероприятий.

Статистика отказов сосудов давления обычных и атомных энергетических установок [108], представленная в табл.13.1.1, наглядно демонстрирует значительную роль коррозионной среды в возникновении и развитии разрушения.

Случаи разрушения сварных соединений под влиянием коррозионной среды имели место при эксплуатации магистральных нефтепроводов [69], декомпозеров [289] и других конструкций.

Склонность сварных конструкций к разрушению при одновременном воздействии механических нагрузок и активных сред зависит от следующих факторов:

1. Степени электрохимической активности металла различных зон сварного соединения, определяющей его термодинамическую неустойчивость.

2. Напряженного состояния металла, реализующего механическое разрушение.

3. Агрессивности коррозионной среды, зависящей от ее ионного состава, pH- свойств, газонасыщенности, температуры, давления и других параметров.

Теплофизическое и химико-металлургическое воздействие сварки может существенно снижать начальную термодинамическую устойчивость металла в результате появления геометрической, макро- и микрохимической, а также структурной неоднородности. В связи с этим для сварных соединений характерна повышенная чувствительность металла к воздействию коррозионной среды [51].

[1] Глава 13 написана В.Ф.Лукьяновым.

Таблица 13.1.1

Отказы сосудов давления энергетических установок

Причины отказов	Число отказов, % полного числа отказов	
	Обычные сосуды	Атомные установки
Механическая или термическая усталость	26	29
Коррозионно-механическая усталость	31	41
Дефекты производства	19	18
Прочие	24	12

Наибольшее влияние коррозионной среды отмечается в тех случаях, когда в сварных конструкциях действуют остаточные напряжения. Наглядным примером этому служат результаты испытаний сварных соединений титанового сплава В120VCA в 3%-ном растворе NaCl. Дисковые образцы диаметром 500 мм, толщиной 25 мм с диаметрально расположенным сварным швом нагружали осесимметричным двухосным изгибом (см. рис.6.5.2) с частотой три цикла в минуту. Схема нагружения позволяла получить на значительной части образца практически равномерное поле растягивающих напряжений с равными компонентами. Кроме того, большие габаритные размеры образца обеспечили возможность исследования совместной работы различных зон сварного соединения и влияния остаточных напряжений. Для того, чтобы оценить роль теплофизического и химико-металлургического воздействия сварки, шов получали путем переплава основного металла в среде аргона без добавления присадочного материала. Результаты испытаний приведены в табл.13.1.2.

Можно видеть, что долговечность сварных соединений значительно ниже, чем у основного металла, причем трещины в металле шва появляются уже после нескольких циклов нагружения вне зависимости от уровня номинальных напряжений и быстро превращаются в сквозные, не выходя существенно за пределы шва. В момент нарушения герметичности образца со сварным швом длина сквозной трещины оказывалась меньше, чем у образцов из основного металла (30 и 250...300 мм соответственно). Основной причиной столь низкой долговечности являлось наличие остаточных напряжений, химической и структурной неоднородности в зоне металла шва. На это указывают следующие факты. Трещины первоначально возникали поперек шва, т.е. перпендикулярно направлению продольных остаточных напряжений, и быстро росли в глубину шва, что, по-видимому также связано с действием

Таблица 13.1.2

Результаты испытаний сварных соединений титанового сплава типа *B120VCA* в коррозионной среде

Объект исследования	Номинальные напряжения, МПа	Число нагружений		Время, мин	
		До появления трещины	До превращения трещины в сквозную	До появления трещины	До превращения трещины в сквозную
Основной металл	716	5400	8578	1800	2860
Сварные соединения	716 585 436	14 4 13	27 10 54	4,7 1,8 4,3	4,3 2,0 18

остаточных напряжений, величина которых в сварных соединениях данного типа незначительно изменяется по толщине. Влияние химической и структурной неоднородности металла шва на снижение долговечности подтверждается тем, что траектории первых трещин совпадают с зонами послойной ликвации, образующейся при прерывистой кристаллизации сварочной ванны, а траектории более поздних трещин ортогональны к границам ванны, т.е. совпадают с направлением междендритной ликвации.

Исследования работоспособности сварных соединений хромоникельмолибденовой стали показывают [262], что процесс зарождения трещин начинается преимущественно в технологических концентраторах напряжений, наиболее часто в грубых переходах от шва к основному металлу, в сварных швах с неравномерным формированием поверхности (грубые чешуйки, незаваренные кратеры, местные наплывы, подрезы, ожоги поверхности металла дугой, места приварки технологических планок).

К основным видам коррозионных разрушений относятся: общая (равномерная или сосредоточенная) коррозия, местная коррозия, коррозионное растрескивание и коррозионно-усталостные разрушения. Наиболее опасны последние два вида, когда разрушение сварных конструкций протекает без заметных признаков макродеформаций и изменений геометрии изделия, что затрудняет обнаружение ранней стадии разрушения.

Принято различать три группы процессов, протекающих при разрушении сварных соединений в коррозионной среде: электрохими-

ческие, сорбционные и механические. Роль каждой группы процессов зависит от свойств металла и внешней среды, характера и интенсивности нагрузок.

На стадии возникновения разрушения электрохимические процессы способствуют созданию концентраторов напряжений на поверхности металла вследствие избирательного растворения анодных участков, что, в свою очередь, усиливает работу коррозионных пар и увеличивает скорость развития поверхностных повреждений [265, 186].

Иногда отмечается положительная роль коррозионных процессов, заключающаяся в некотором повышении сопротивления разрушению вследствие образования плотных окисных пленок, препятствующих анодному растворению, или вследствие притупления острых дефектов поверхности металла [269].

Сорбционное воздействие облегчает контакт коррозионной среды с металлом, снижает сопротивление металла деформированию и способствует зарождению сдвигов [151]. В области малоцикловой усталости адсорбционное влияние среды может преобладать над электрохимическим [182]. Наибольшее влияние сорбционных эффектов на работоспособность конструкций связано с наводораживанием катодных участков.

Под влиянием коррозионной среды могут значительно изменяться механические характеристики отдельных зон сварного соединения. При этом наибольшее снижение обычно претерпевает пластичность металла [122].

Механические процессы, по-видимому, играют главную роль в механизме зарождения разрушения при малоцикловом нагружении. Они способствуют накоплению повреждений, активируют электрохимические и адсорбционные процессы, разрушают окисную пленку, локализуют коррозионное воздействие среды на сварное соединение.

Количественные характеристики воздействия среды получают путем испытаний материалов в соответствующих средах. В зависимости от доминирующего вида коррозионного разрушения подход к расчету сварной конструкции должен быть различным. О.И.Стеклов [289] приводит следующую классификацию показателей относительной стойкости сварных соединений для различных видов разрушения (табл.13.1.3).

Благодаря развитию методов механики разрушения появилась возможность количественной оценки степени влияния коррозионной среды на процесс развития разрушения. Однако локальное коррозионное воздействие среды может существенно изменять не только условия страгивания трещины, но и ее развития. Поэтому применение методов механики разрушения для оценки трещиностойкости сварных соединений в коррозионной среде требует принятия определенных допущений и ограничений.

Таблица 13.1.3

Классификация показателей коррозионной стойкости сварных соединений

Тип коррозионного разрушения	Основные методы и способы оценки коррозии	Показатели	Коэффициенты $K_{см}$ относительной стойкости основного металла (М) и сварного соединения (С)
I. Сплошная общая коррозия (с.к.)	Весовой — определение изменения массы	q, г/(м^2 · ч)	$q_м / q_с$
	Профилографический — определение глубины коррозии	h, мм/год	$h_м / h_с$
	Механический — определение изменения механических свойств:		
	при растяжении	σ, МПа;	$σ_с / σ_м$
		$δ$, %	$δ_с / δ_м$
	при изгибе	P, Н	$P_с / P_м$
		α, градус	$α_с / α_м$
	Электрохимический — определение электрохимического потенциала	$φ$, мВ	$φ_м / φ_с$
II. Местная коррозия (м.к.)	Механический:	σ, МПа	$σ_с / σ_м$
	при растяжении	$δ$, %	$δ_с / δ_м$
	при изгибе	P, Н	$P_с / P_м$
		α, градус	$α_с / α_м$
	Определение глубины поражения	h, мм/год	$h_м / h_с$
III. Коррозионное растрескивание	Время растрескивания	t, год	$t_м / t_с$
	Величина критической нагрузки	$σ_{кр}$, МПа	$σ_{кр}$ (с) /$σ_{кр}$ (м)
	Величина коэффициента интенсивности напряжений	K_{Iscc}, МПа $\sqrt{м}$	K_{Iscc}(с)/K_{Iscc}(м)
IV. Коррозионная усталость	Условный предел коррозионно-циклической прочности	$σ_N$, МПа	$σ_N$ (с) /$σ_N$ (м)
	Число циклов до разрушения	$N_р$	$N_р$ (с) / $N_р$ (м)

§ 13.2. Применение методов механики разрушения при исследовании процессов коррозионного растрескивания

Под влиянием коррозионной среды в конструкциях, содержащих трещиноподобный дефект, субкритический рост трещины может происходить при значениях коэффициента интенсивности напряжений в ее вершине меньших K_{Ic}. Параметром, характеризующим статическую коррозионную трещиностойкость, является пороговое значение K_{Iscc}, соответствующее той величине коэффициента интенсивности напряжений K_I в вершине трещины, при котором трещина еще не развивается под статической нагрузкой в течение заданной базы испытаний.

Принято считать, что при значениях $K_I > K_{Iscc}$ начинается субкритический рост трещины (штриховые линии на рис.13.2.1), вызывающий увеличение K_I вплоть до наступления нестабильности трещины при $K_I \cong K_{Ic}$. Скорость субкритического роста $V = dl/d\tau$ трещины контролируется текущим значением K_I. Типичные графики зависимости $V = f(K_I)$ показаны на рис. 13.2.2,*а* ,*б*. Для аналитического описания этой зависимости предложено [238] использовать формулу следующего вида

$$V = V_0 (K_I - K_{Iscc})^n (K_{Ic} - K_I)^{-m}, \qquad (13.2.1)$$

где V_0, n, m — постоянные, определяемые экспериментально. Например, для стали 40ХН в дистиллированной воде $V_0 = 4{,}53 \cdot 10^{-5}$ м/с, n =0,21,

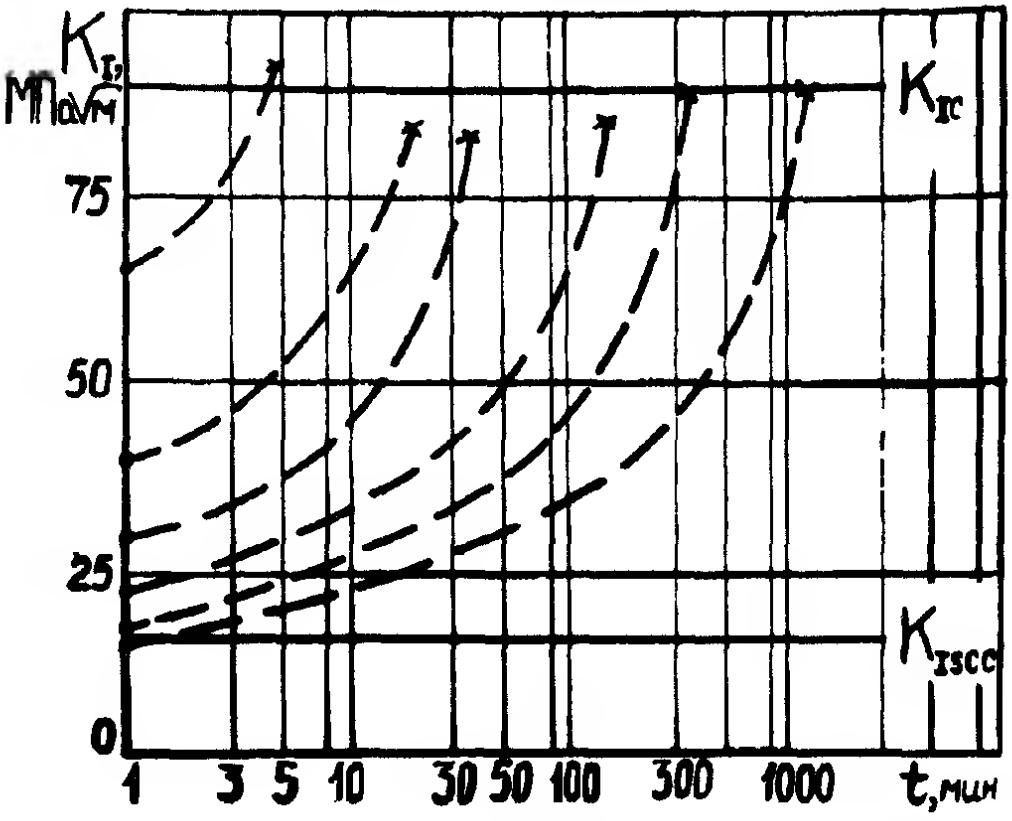


Рис.13.2.1. Влияние начального значения K_I на развитие разрушения в стали AISI4340 при постоянной нагрузке в 3,5%-ном растворе NaCl

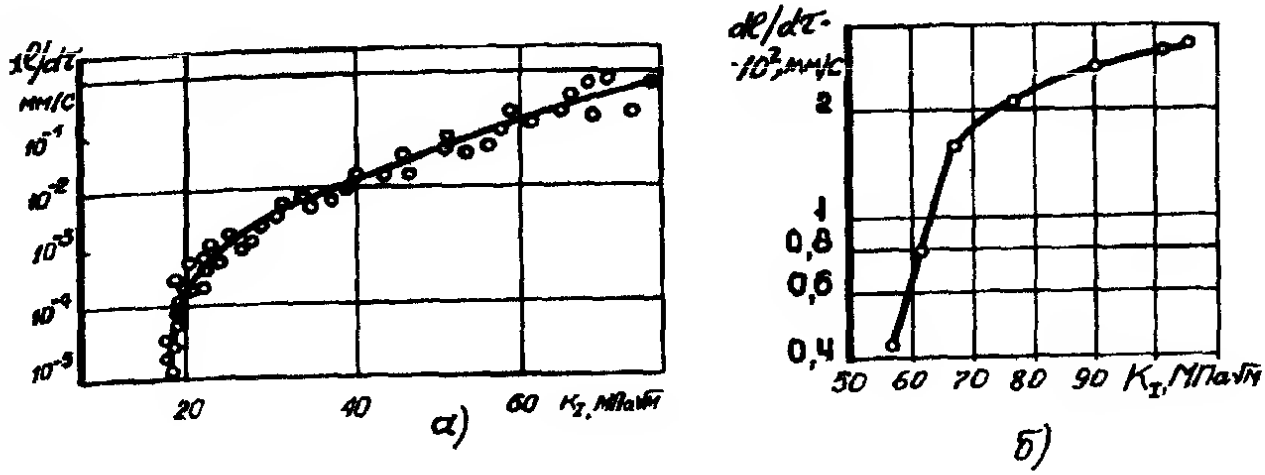


Рис.13.2.2. Зависимость скорости роста трещины при коррозионном растрескивании от значения K_I в вершине трещины:
а — сталь 45ХН2МФА в дистиллированной воде [266]; *б* — титановый сплав типа ВТ20 в 3%-ном растворе NaCl

$m = 1{,}14$. Можно видеть, что при $K_I > K_{Iscc}$ трещины могут развиваться с высокими скоростями (более 10^{-6} м/с). Поэтому для многих конструкций стадию субкритического развития трещины нельзя рассматривать в качестве резерва работоспособности и при оценке их ресурса следует исходить из условия достижения в вершине трещины порогового значения K_{Iscc}. В зависимости от свойств металла и коррозионной среды значения параметра K_{Iscc} могут изменяться в широких пределах от десятых долей величины K_{Ic} до значений близких к K_{Ic}.

Представление об изменении статической коррозионной трещиностойкости с ростом прочности конструкционного материала дает систематизация большого объема экспериментальных данных на рис.13.2.3 [266]. Несмотря на значительный разброс, можно отметить общую тенденцию — снижение величины K_{Iscc} с ростом уровня прочности. Нижняя граница коррозионной трещиностойкости составляет 4...10 МПа $\sqrt{\text{м}}$ и практически не зависит от типа среды (дистиллированная вода, 3%-ный раствор NaCl и вода, содержащая сероводород) (рис.13.2.4).

Уровень прочности сталей (по $\sigma_{0,2}$), ниже которого они становятся нечувствительными к статическому коррозионному растрескиванию, существенно зависит от типа среды. Он составляет для дистиллированной воды ≈ 1250 МПа, для раствора хлорида натрия ≈ 850 МПа, для воды, содержащей сероводород, менее 500 МПа.

Несмотря на высокую коррозионную стойкость титановых сплавов, по критерию коррозионной трещиностойкости они уступают сталям. Наиболее низкие значения параметра K_{Iscc} имеют алюминиевые сплавы.

Судя по данным той же работы [266], можно предположить, что теплофизическое воздействие сварки может в значительной степени изменить трещиностойкость отдельных зон. Так, например, подкалка

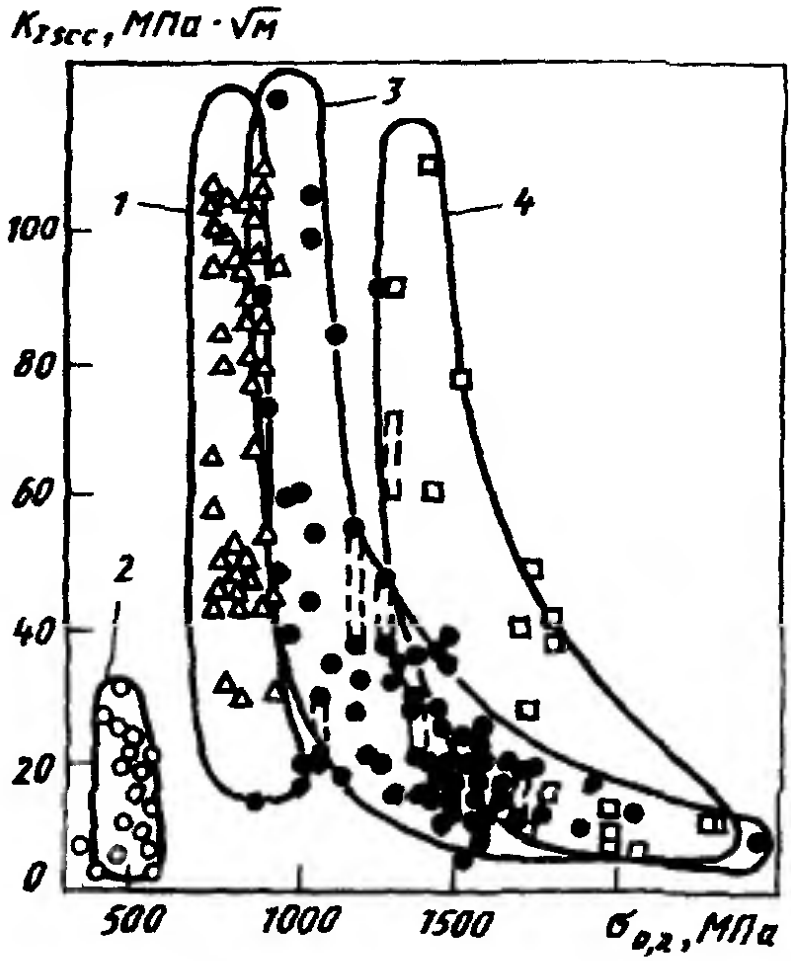


Рис.13.2.3. Зависимость K_{Iscc} - $\sigma_{0,2}$ для испытанных в водных растворах хлорида натрия различных материалов:
1 — титановые сплавы; *2* — алюминиевые сплавы; *3* — умеренно легированные стали; *4* — мартенситно-стареющие стали

околошовной зоны должна снижать величину K_{Iscc}. Рост аустенитного зерна в зоне перегрева при сварке высокопрочной стали с мартенситной структурой может привести к некоторому повышению K_{Iscc}.

Применяя присадочный материал менее прочный, чем основной металл, можно получить сварные соединения, практически не уступающие основному металлу по коррозионной трещиностойкости. Это видно из табл. 13.2.1, где приведены данные о трещиностойкости металла шва сварных соединений титанового сплава АТ-3 на воздухе и в 3%-ном растворе NaCl [232]. Основной металл имел $\sigma_{0,2} \approx 670$ МПа, присадочный металл (сплав 2*В*) — $\sigma_{0,2} = 529$ МПа.

Как было сказано выше, локальное разрушение металла в вершине трещины при наличии коррозионной среды обусловлено сложным взаимодействием механических, сорбционных и электрохимических процессов. Неучет специфики такого взаимодействия может привести к нарушению условий инвариантности характеристик сопротивления разрушению, что затрудняет оценку трещиностойкости конструкции по результатам испытания образцов.

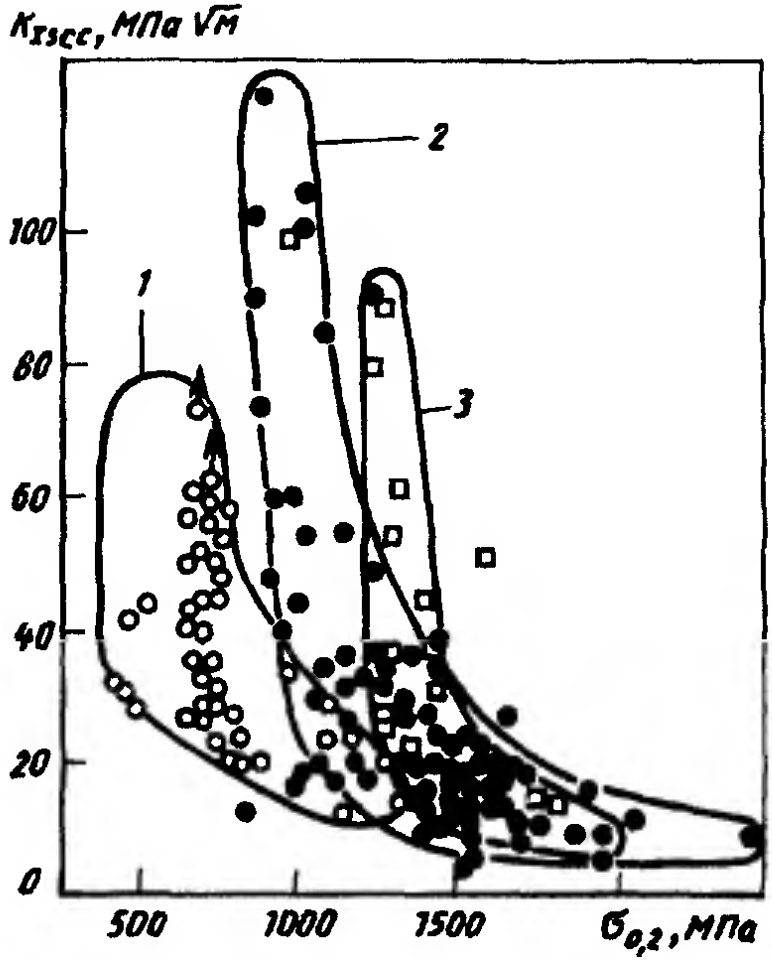


Рис.13.2.4. Сравнительная оценка влияния дистиллированной воды (*3*), водного раствора хлорида натрия (*2*) водного раствора H_2S (*1*) на трещиностойкость умеренно легированных сталей разной прочности [267]

Одно из основных условий, способствующих страгиванию и развитию трещины — это сохранение условий плоской деформации в зоне вершины трещины. Соответственно и коррозионное растрескивание более интенсивно развивается на тех участках фронта трещины, где соблюдаются эти условия, т.е. в глубине металла, тогда как у поверхности развитие трещины идет менее интенсивно, в результате чего коррозионные трещины нередко развиваются подобно "туннелям" между губами среза. Поэтому при испытании образцов недостаточной толщины могут быть получены завышенные оценки коррозионной трещиностойкости.

Более интенсивное развитие коррозионного растрескивания в условиях плоской деформации обусловливает специфические изменения кинетики роста поверхностных трещин. На рис.13.2.5 представлены результаты испытания при двухосном изгибе дисковых образцов из титанового сплава диаметром 1300 мм, толщиной 90 мм с диаметрально расположенной полуэллиптической поверхностной трещиной. При значениях $K_I < 51$ МПа $\sqrt{м}$ коррозионное растрескивание отсутствовало.

Таблица 13.2.1

Результаты испытаний сварных соединений сплава АТ-3

Характеристика сварных соединений	K_c, МПа $\sqrt{м}$	K_{scc}, МПа $\sqrt{м}$
Автоматическая сварка без разделки кромок, без присадки	82	78
То же, с присадкой 2В	78	71
Ручная сварка в щелевую разделку, с присадкой 2В	89	71
Ручная сварка с Х-образной разделкой, с присадкой 2В	85,5	78

Устойчивый рост коррозионной трещины наблюдали при $K_I > 59$ МПа $\sqrt{м}$. В диапазоне значений $51 < K_I < 59$ МПа $\sqrt{м}$ на поверхности образца наблюдалось некоторое увеличение длины трещины, затем появлялась утяжка и рост трещины прекращался. Отсюда следует, что при периодическом чередовании статического и циклического нагружения может иметь место и смена вида растрескивания (усталостного и коррозионного), преимущественное развитие того или другого будут получать

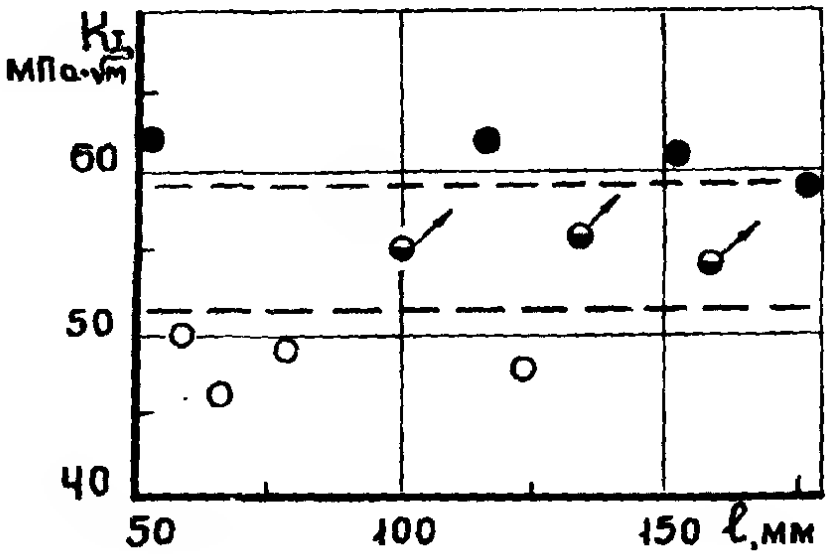


Рис.13.2.5. Неустойчивый рост поверхностной трещины при коррозионном растрескивании титанового сплава типа ВТ20 в 3%-ном растворе NaCl:
○ — трещина не растет; ◎ — начавшийся рост трещины прекращается; ● устойчивый рост трещины

различные участки фронта трещины. Это предположение подтверждают результаты испытания дискового образца в коррозионной среде типа 3%-ного раствора NaCl. В ходе испытания циклическое нагружение чередовали с выдержкой образца под постоянной нагрузкой. Развитие разрушения контролировали визуально и методом акустической эмиссии с помощью прибора "АМУР-Д4". Использование в этом приборе принципа триангуляции позволяло определять координаты источника акустической эмиссии.

На рис.13.2.6 показаны отдельные контуры фронта трещины, полученные по фотографиям излома образца после испытания, и гистограммы сигналов акустической эмиссии. При циклическом нагружении (рис.13.2.6,*а*) трещина развивалась равномерно и в длину, и в глубину. Форма исходного фронта трещины практически не изменялась, интенсивность сигналов акустической эмиссии оставалась приблизительно одинаковой по всей длине трещины. После циклического нагружения образец оставили под постоянной нагрузкой. При этом характер гистограммы изменился (рис.13.2.6,*б*) — наибольшую интенсив-

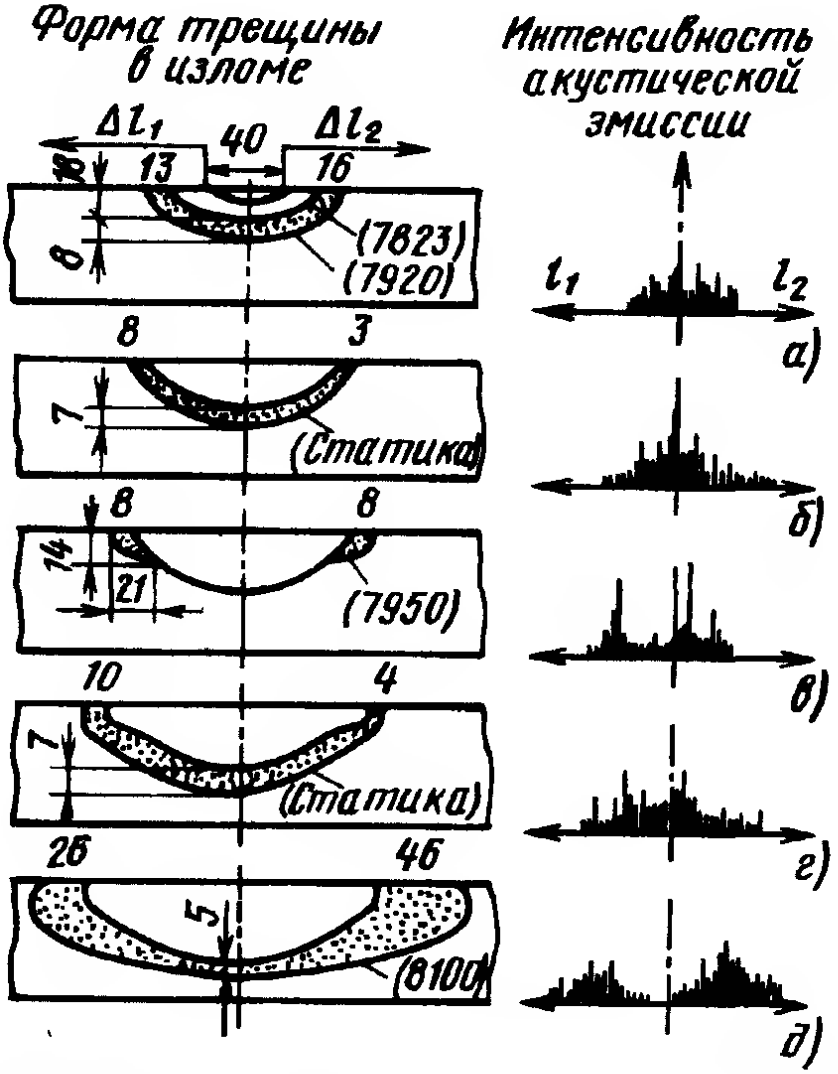


Рис.13.2.6. Схемв изменения фронтв поверхностной трещины и гистограммы сигналов акустической эмиссин прн чередованин циклического и статического нагружения

ность имели сигналы, идущие из центральной части фронта трещины, т.е. от участков, находящихся в условиях плоской деформации. Последующее циклическое нагружение вызывает преимущественный рост трещины в длину, о чем свидетельствует большая интенсивность сигналов акустической эмиссии, идущих от концов трещины (рис. 13.2.6,*в*). Аналогичные изменения кинетики развития поверхностной трещины при смене режимов нагружения иллюстрирует рис.13.2.6,*г,д*. Осмотр поверхностей излома после испытания показывает, что при коррозионном растрескивании трещина может развиваться в длину под поверхностью, образуя так называемый "язык". В результате такого искривления фронта трещины в приповерхностной зоне видимый на поверхности рост трещины замедляется или вовсе прекращается, тогда как на участках фронта трещины вблизи малой полуоси, т.е. в направлении толщины, где сохраняются условия плоской деформации, коррозионное растрескивание может продолжаться.

Рассмотренные особенности роста трещин в коррозионной среде нельзя не учитывать при оценке трещиностойкости конструкций. Смена участков фронта трещины, на которых происходит преимущественное развитие разрушения, хотя и вызывает ускорение субкритического роста отдельных участков фронта поверхностной трещины, однако общее продвижение этого фронта определяется совокупным действием ряда факторов. По-видимому, в качестве предельного состояния следует принимать не достижение $K_I = K_{Iscc}$, а $K_I \le K_{Ic}$ на контуре фронта поверхностной трещины, так как именно этот момент характеризует возможность наступления нестабильности поверхностной трещины и внезапного превращения ее в сквозную.

Другой причиной возможного нарушения инвариантности характеристик коррозионной трещиностойкости является ветвление трещины. Оно присуще практически всем материалам: сталям, титановым, алюминиевым сплавам [231, 183]. Различают микроветвление, когда отклонение траектории роста трещины от магистрального направления соизмеримо с размером зерна, и макроветвление — образование боковых ветвей, отходящих от магистральной трещины на расстояние, значительно превышающее размер зерна.

Макроветвление уменьшается с уменьшением размера зерна и с переходом от плосконапряженного состояния к плоской деформации. Макроветвление на поверхности более развито, чем в глубине. Результаты испытаний образцов из титановых сплавов показывают, что по мере снижения коррозионной трещиностойкости материала степень макроветвления возрастает.

Обычно при оценке величины K_I для коррозионной трещины исходят из допущения, что она прямая и острая. Очевидно, что ветвление трещины приводит к снижению величины коэффициента интенсивности напряжений в ее вершине. Для того, чтобы учесть этот эффект

[231], предложено определять эффективное значение $K_{I\,эф}$ путем введения корректирующего множителя:

$$K_{I\,эф} = \alpha K_I . \qquad (13.2.2)$$

Значение α определяют расчетным путем или экспериментально [266]. Помимо факторов, определяющих механические процессы разрушения, на коррозионную трещиностойкость металла существенное влияние могут оказывать электрохимические условия в вершине трещины. Установлено [165, 238], что по мере развития трещины электрохимическое состояние в вершине трещины, интегрально характеризуемое водородным показателем pH и электродным потенциалом φ, непрерывно изменяется, причем, в зависимости от скорости роста трещины устанавливаются различные значения pH и φ. Например, если коррозионное растрескивание титанового сплава в 3%-ном растворе NaCl протекает со скоростью меньше $2 \cdot 10^{-3}$ мм/с, электродный потенциал постепенно увеличивается и может достигать + 0,2...0,4 В (Н.В.Э), а раствор в полости трещины подкисляется до pH = 2,5...3. При скоростях роста трещины, превышающих $2 \cdot 10^{-3}$ мм/с, электродный потенциал достигает -0,8 В (Н.В.Э), и в полости трещины наблюдается подщелачивание до pH = 9...10 [165].

При испытании пассивирующихся металлов кинетика изменения электродного потенциала в процессе испытания может служить индикатором начала коррозионного растрескивания и прекращения роста трещины. На рис.13.2.7 показана синхронизированная во времени запись изменения электродного потенциала, длины трещины и интен-

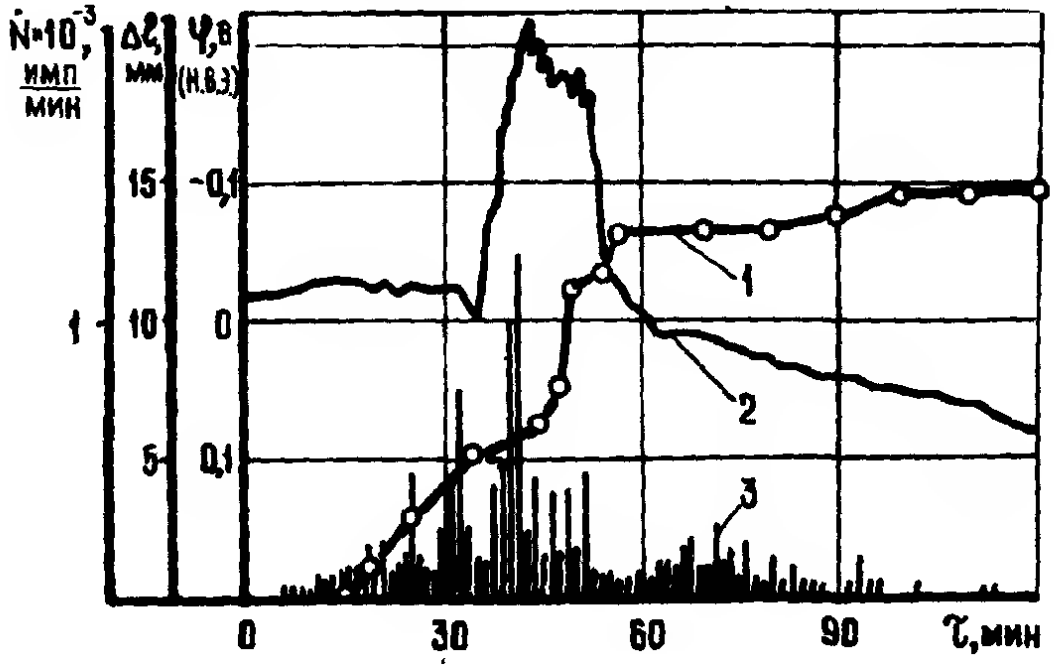


Рис.13.2.7. Изменение длины трещины (*1*), электродного потенциала (*2*) и интенсивности акустической эмиссии (*3*) в процессе испытания титанового сплава ВТ20 на коррозионное растрескивание

сивности сигналов акустической эмиссии при испытании компактного образца с усталостной трещиной на коррозионное растрескивание. Для того, чтобы проследить кинетику процессов, происходящих перед остановкой трещины, нагружение образца осуществляли путем расклинивания берегов трещины, в результате чего с ростом трещины коэффициент интенсивности напряжений в ее вершине постепенно убывал.

Сопоставляя между собой три графика, можно видеть, что максимум интенсивности сигналов акустической эмиссии, соответствующий наибольшему темпу роста трещины, практически совпадает по времени с наибольшим разблагораживанием электродного потенциала. Уменьшение темпа коррозионного растрескивания сопровождается уменьшением акустической эмиссии и резким смещением электродного потенциала к положительным значениям. Таким образом, в случае разрушения пассивирующихся металлов кинетика электродного потенциала несет информацию об интенсивности протекания механических процессов на контуре трещины. Степень разблагораживания потенциала характеризует в данном случае не столько абсолютный размер трещины, сколько темп его изменения. Так же как и сигналы акустической эмиссии, изменение электродного потенциала позволяет более четко фиксировать начало коррозионного растрескивания, чем визуальные наблюдения за развитием разрушения.

Зависимость электрохимической обстановки в вершине трещины от скорости разития разрушения позволяет предположить, что сопротивление страгиванию трещины должно отличаться от сопротивления ее развитию. Действительно, проведенные на сплаве типа ВТ20 исследования показали, что пороговое значение K^{s}_{Iscc}, соответствующее страгиванию трещины, выше, чем значения K^{d}_{Iscc}, соответствующие остановке движущейся трещины при постепенном уменьшении K_I (табл.13.2.2).

Таблица13.2.2

Пороговые значения K_{Iscc} для трех модификаций сплава типа ВТ20, определенные различными методами

Модификация	Значения K_{Iscc} (МПа $\sqrt{\text{м}}$), определяемые		
	по страгиванию трещины	по остановке трещины	после предварительного циклического нагружения
А — 1	133	63	55
А — 2	128	73	58
А — 3	131	110	97

Аналогичное снижение сопротивления коррозионному растрескиванию наблюдается и в том случае, когда при испытании на коррозионное растрескивание выдержке образца под статической нагрузкой предшествует его циклическое нагружение непосредственно в коррозионной среде [165]. В этом случае деформационная активация металла в вершине трещины усиливает электрохимическую гетерогенность, сдвигает электродный потенциал, что в соответствии с общими представлениями коррозионной электрохимии напряженно-деформированного металла [246] должно снижать пороговое значение K_{Iscc}.

§ 13.3. Закономерности роста трещин при циклическом нагружении в коррозионной среде

При циклическом нагружении конструкции в коррозионной среде ее разрушению предшествует устойчивое подрастание трещины до критического размера. Анализ закономерностей этого процесса позволяет оценить ожидаемое изменение размеров дефекта в течение срока эксплуатации конструкции. Основой для такого анализа служит кинетическая диаграмма усталостного роста трещины.

На рис.13.3.1 показаны три типичные диаграммы усталостного роста трещины в коррозионной среде (кривые *1*) в сопоставлении с аналогичной диаграммой роста трещины на воздухе (кривые *2*). Можно видеть, что коррозионная среда ускоряет рост трещины, однако в зависимости от сочетания металл — среда влияние среды неоднозначно на различных участках диаграммы.

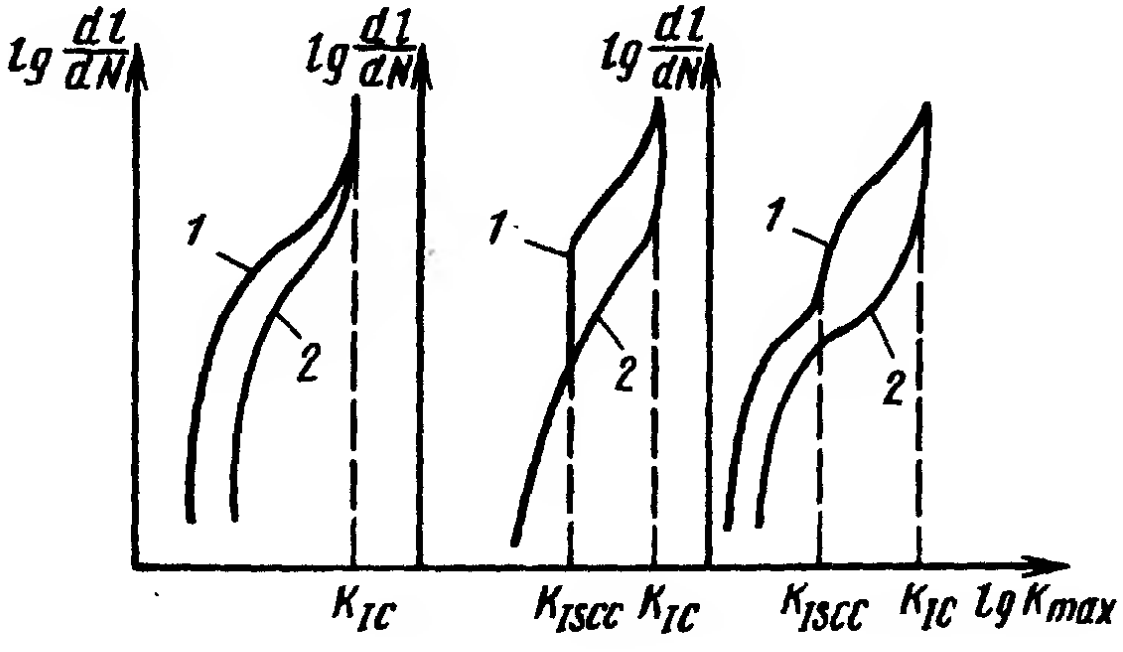


Рис.13.3.1. Типичные диаграммы усталостного роста трещины в коррозионной среде: *1* — в среде; *2* — на воздухе

По мнению автора работы [374], первый тип диаграммы характерен для системы алюминий—вода. Влияние окружающей среды является в этом случае результатом взаимодействия усталости и агрессивного воздействия среды.

Диаграммы второго типа характерны для тех случаев, когда рост трещины под действием окружающей среды непосредственно связан с выдержкой под постоянной нагрузкой без каких-либо особых эффектов взаимодействия.

Третий тип диаграммы характерен для большинства систем металл — среда.

Для изделий, эксплуатирующихся при многоцикловом нагружении, необходимо учитывать влияние коррозионной среды на пороговое значение циклической трещиностойкости K_{thc}. В зависимости от воздействия среды оно может как уменьшать, так и увеличивать пороговое значение циклической трещиностойкости [268]. Например, за счет клинового эффекта продуктов коррозии усиливается влияние эффекта неполного закрытия трещины, в результате чего уменьшается эффективный размах коэффициента интенсивности напряжений. Коррозионное затупление и ветвление трещины приводит к ослаблению напряженного состояния в вершине трещины.

Анализ большого объема экспериментальных данных позволил авторам работы [268] оценить степень влияния коррозионной среды на пороговую характеристику циклической трещиностойкости различных сталей и сплавов. В качестве характеристики степени влияния среды принято отношение $\beta_{th} = K_{thc} / K_{th}$ (где K_{thc} и K_{th} соответствуют пороговым значениям K_1 в коррозионной среде и на воздухе).

На рис.13.3.2 можно видеть, что для большинства сплавов $\beta_{th} < 1$, т.е. коррозионная среда снижает циклическую трещиностойкость. Вместе с тем при испытании умеренно легированных сталей низкой прочности под влиянием среды наблюдается повышение K_{thc}.

С увеличением асимметрии нагружения величина K_{thc} уменьшается.

Для конструкций, работающих в области малоцикловой усталости, представляет интерес оценить влияние среды на Пэрисовский участок диаграммы усталостного разрушения. Как показывают эксперименты, степень влияния среды на скорость роста трещины в данном случае существенно зависит от уровня $K_{I\,max}$ и сопротивления сплава коррозионному растрескиванию. При $K_{I\,max} > K_{I\,scc}$ значительно возрастает зависимость скорости роста трещины от частоты нагружения и формы цикла. Так, на рис.13.3.3 видно, что для сплава ВТ20 ($K_{I\,scc} \approx 50$ МПа $\sqrt{\text{м}}$) можно наблюдать значительное увеличение скорости роста трещины как под влиянием наличия коррозионной среды, так и из-за увеличения продолжительности цикла. Напротив, для сплава ПТ-3В, не склонного к коррозионному растрескиванию в

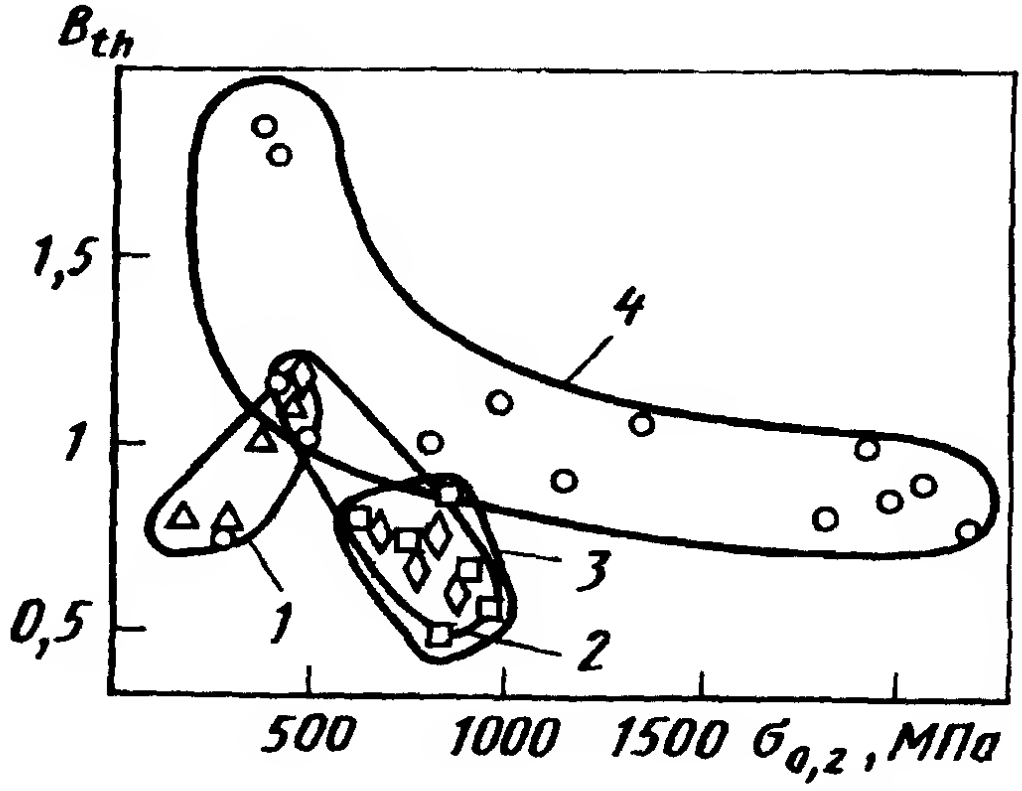


Рис.13.3.2. Влияние уровня прочности различных конструкционных материалов на коэффициент β_{th}, определяющий изменение K_{th} под воздействием коррозионной среды [268]:
1 — алюминиевого сплава; *2* — мартенситных коррозионно-стойких сталей; *3* — титановых сплавов; *4* — умеренно легированных сталей

данном диапазоне значений $K_{I\,max}$, эти факторы существенного влияния не оказали.

По гипотезе Вэя-Лендиза [375] развитие разрушения можно рассматривать как сумму чисто механического (усталостного) роста трещины и роста трещины, вызванного коррозионными процессами (в частном случае — коррозионным растрескиванием). Скорость роста трещины определяется из следующего уравнения:

$$\frac{dl}{dN} = \left(\frac{dl}{dN}\right)_f + \int \left(\frac{dl}{dt}\right) dt, \qquad (13.3.1)$$

где $\frac{dl}{dt} = f[K_I(t)]$ при $K_I > K_{I\,scc}$.

Второй член уравнения учитывает вклад коррозионного растрескивания в развитие разрушения на каждом цикле.

Количественное согласование результатов при использовании данного метода ограничено. Вместе с тем метод суперпозиций позволяет качественно проанализировать влияние на долговечность частоты нагружения, формы цикла, асимметрии нагружения, роль остаточных напряжений. Например, остаточные сварочные напряжения увеличивают вклад второго члена уравнения (13.3.1) в развитие разрушения за

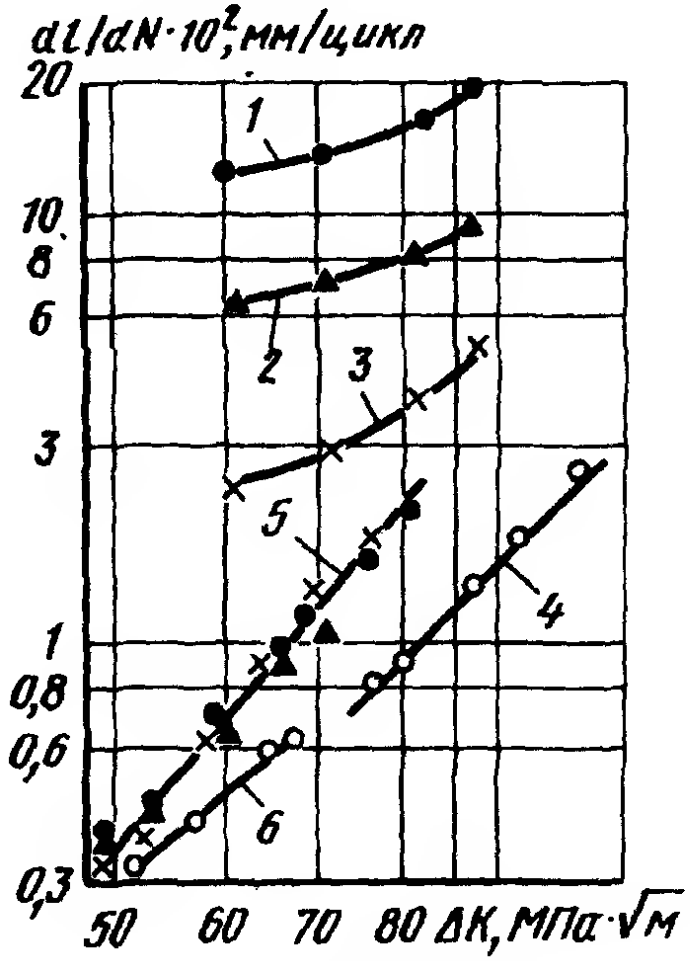


Рис.13.3.3. Влияние частоты циклов нагружения на скорость роста трещины:
1, 2, 3 — ВТ20 в 3%-ном растворе NaCl; *4* — ВТ20 на воздухе; *5* — ПТ-3В в 3%-ном растворе NaCl; *6* — ПТ-3В на воздухе. Частота нагружения, Гц: ○ ● — 0,05; ▲ — 0,15; ✕ — 0,3

счет того, что в течение каждого цикла нагружения возрастает *длительность периода*, когда $K_I > K_{I\,scc}$. В материалах, склонных к коррозионному растрескиванию, под действием остаточных сварочных напряжений растяжения возможен рост трещины даже в том случае, когда цикл изменения внешней нагрузки имеет отрицательную асимметрию.

На рис.13.3.4 представлены результаты испытания стали 15Х2НМФА *на воздухе и в реакторной воде номинальных параметров* [105]. Максимальное влияние среды проявляется при $\Delta K_I \approx 12{,}5$ МПа $\sqrt{\text{м}}$. По сравнению с испытаниями на воздухе с аналогичной асимметрией цикла ($R = 0{,}7$) скорость роста трещины в среде номинальных параметров возрастает *на порядок. При больших и меньших* ΔK *влияние среды* снижается. В данном случае определяющее влияние коррозионной среды на скорость роста трещины связывают с наводораживанием металла в процессе репассивации свежеобразованной поверхности в вершине трещины [62]. Поэтому рост трещины происходит главным образом в период увеличения нагрузки. Отсюда следует, что при прогнозировании циклической трещиностойкости конструкций из

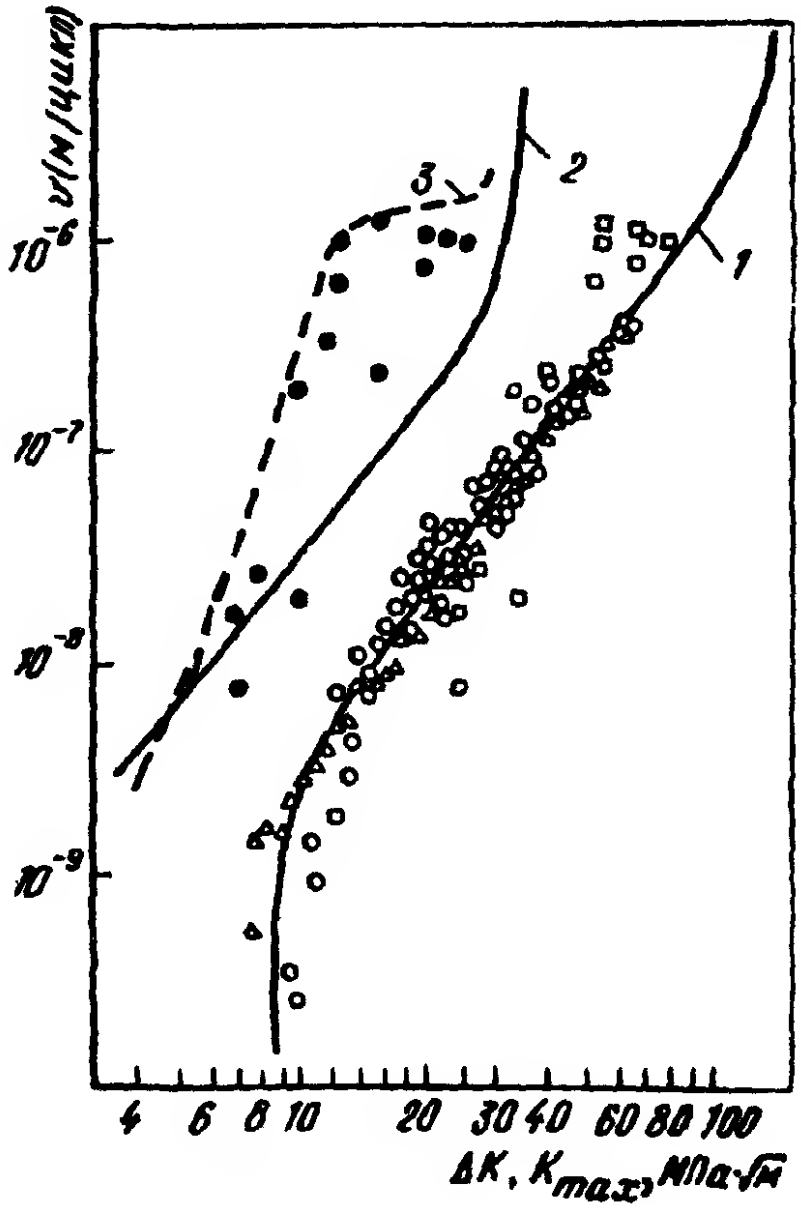


Рис.13.3.4. Диаграмма усталостного роста трещины в стали 15Х2НМФА на воздухе (*1*, *2*) и в реакторной воде (*3*):
1 — $R = 0{,}1$; *2*, *3* — $R = 0{,}7$ [105]

металла, не склонного к коррозионному растрескиванию, время выдержки под нагрузкой можно не учитывать, а к основным параметрам, определяющим его скорость, следует отнести: ΔK_I, длительность периода возрастания нагрузки и коэффициент асимметрии цикла.

Для большинства сварных конструкций важным фактором, оказывающим влияние на циклическую коррозионную трещиностойкость, является коэффициент асимметрии цикла R. В водных средах скорость роста усталостных трещин в широком диапазоне ΔK_I существенно увеличивается при высоких значениях R (рис. 13.3.5) в особенности для конструкций из металлов, склонных к коррозионному растрескиванию, т.к. в этом случае развитие разрушения возможно и при $R = 1$, т.е. при статическом нагружении.

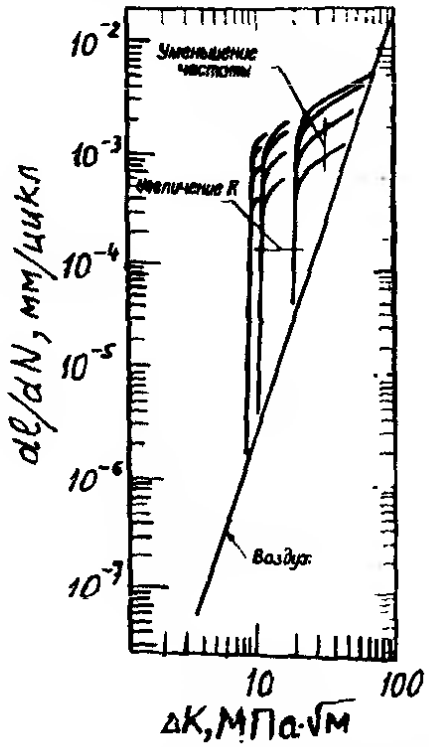


Рис.13.3.5. Схематическое изображение влияния частоты и коэффициента асимметрии цикла нагружения [9]

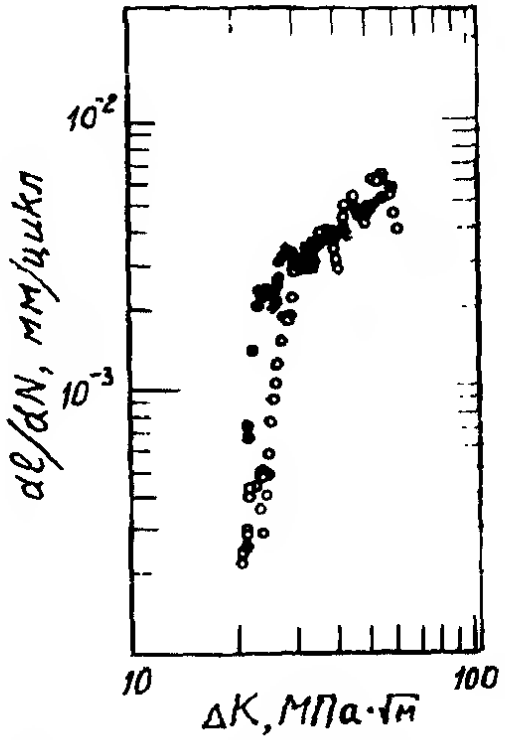


Рис.13.3.6. Сравнение роста усталостной трещины в основном металле (темные точки) и в сварном соединении, полученном сваркой под флюсом, при испытании в среде водяного реактора высокого давления [9]

Электрохимические условия в вершине трещины существенно отличаются от условий на поверхности [239, 263]. Вследствие этого роль коррозионных процессов на стадии развития разрушения может оказаться значительной, а результаты воздействия коррозионной среды — неоднозначными. Так, исследования циклической трещиностойкости углеродистых и низколегированных сталей в среде номинальных параметров реакторов с кипящей водой [330], а также другие эксперименты позволили сделать вывод [263], что диаграммы усталостного роста трещины в коррозионной среде не являются инвариантными характеристиками трещиностойкости материала. Их параметры зависят от начальных условий нагружения, геометрии образца, длительности нагружения. Однако экспериментально установлено [240], что коррозионную трещиностойкость материала в водных средах однозначно определяют конкретные сочетания значений коэффициента интенсивности напряжений, водородного показателя среды и электрохимического потенциала в вершине трещины.

Большой объем экспериментальных исследований, выполненных за рубежом для сварных сосудов высокого давления из реакторных сталей [9, 330], указывает на принципиальную возможность получения сварных швов, не уступающих по циклической трещиностойкости основному металлу (рис.13.3.6).

§ 13.4. Методические аспекты оценки сопротивления коррозионному растрескиванию сварных соединений

Существующие методы испытаний на коррозионное растрескивание сварных соединений можно объединить в три группы: 1 — испытания для оценки сопротивления зарождению разрушения; 2 — испытания на коррозионную трещиностойкость; 3 — испытания макетов и узлов в условиях, приближенных к реальным.

В настоящее время накоплен большой опыт использования испытаний первой группы. Его обобщение позволило разработать ГОСТ 26294-84.

Стандарт устанавливает четыре метода испытаний [290]: при постоянной нагрузке; при постоянной деформации; с остаточными сварочными напряжениями; при сложнонапряженном состоянии.

В качестве критерия оценки сопротивляемости сварных соединений коррозионному растрескиванию выбраны: наличие или отсутствие коррозионного растрескивания за установленный срок испытания; время до появления коррозионных трещин, больших некоторого, заранее установленного размера; уровень безопасных напряжений, не вызывающих растрескивания.

В качестве объекта испытания при постоянной нагрузке и деформации приняты сварные образцы, типоразмеры которых определены ГОСТ 6996-66 "Сварные соединения. Методы определения механических свойств".

Для удобства моделирования напряженного состояния, возникающего в сварных конструкциях различных типов, ГОСТ 26294-84 рекомендует три вида образцов с остаточными сварочными напряжениями: дисковые образцы, пластины и образцы с патрубком. Ряд размеров подобран так, чтобы обеспечить сопоставимость результатов испытаний, полученных на образцах различной толщины. В стандарте приведены рекомендации по выбору состава среды и условий ускоренных испытаний в зависимости от марки основного металла испытуемого сварного соединения.

В использовании второй группы методов испытаний накоплен значительно меньший опыт. Признано, что наиболее удобной для инженерной практики характеристикой статической коррозионной трещиностойкости является параметр $K_{I\,scc}$.

За рубежом наибольшее распространение получил метод, предложенный Брауном, который заключается в следующем. Образец с предварительно созданной усталостной трещиной нагружают ступенчато, выдерживают на каждой ступени в коррозионной среде и контролируют рост трещины. В качестве параметра коррозионной трещиностойкости $K_{I\,scc}$ принимают максимальное значение K_I, при котором не обнаружено признаков коррозионного растрескивания в течение

заданной базы испытания. В силу рассмотренных в §13.2 особенностей разрушения в коррозионной среде, этот метод дает, как правило, завышенные значения $K_{I\,scc}$. Кроме того, длительность таких испытаний сравнительно велика, т.к. в зависимости от свойств металла и среды длительность выдержки образца на каждой ступени может колебаться от нескольких минут до 2...100 часов.

Частично эти недостатки устранены в методах испытания на коррозионное растрескивание, рекомендуемых ГОСТ 9.903-81 [64].

Стандарт предусматривает три метода испытаний: по времени до разрушения образцов с трещиной; по страгиванию трещины при постоянной нагрузке; по остановке трещины. Предусмотрено использование четырех типов образцов: плоского с центральной трещиной — на растяжение; призматического с боковой трещиной — на изгиб и два варианта образцов на внецентренное растяжение.

ГОСТ 9.903-81 во многом не совершенен. Он не предусматривает контроль электрохимических процессов при испытании, не учитывает морфологию зоны разрушения, рекомендуемые им толщины образцов не всегда обеспечивают получение минимальных значений $K_{I\,scc}$.

В процессе испытания необходимо вести контроль электрохимической обстановки в вершине трещины, при расчете величины K_I учитывать ветвление и притупление трещины, при испытании сварных соединений пассивирующихся сплавов выдержке образца под постоянной нагрузкой должно предшествовать циклическое нагружение его в коррозионной среде [3].

Для получения минимального значения $K_{I\,scc}$ целесообразно применять образцы натурной толщины либо образцы с поверхностной трещиной, обеспечивающие максимальное приближение механического стеснения деформаций и электрохимических условий к реальным условиям в вершине трещины у сварной конструкции.

Важным условием корректного проведения испытаний на коррозионное растрескивание является четкое фиксирование момента начала развития разрушения или момента прекращения роста коррозионной трещины. Визуальное слежение отличает простота и надежность, но для уверенного фиксирования изменения длины трещины требуется значительное увеличение длительности проведения испытания, поскольку начальные скорости роста трещины могут не превышать 10^{-8} м/с.

Слежение за развитием разрушения упрощается при использовании физических методов контроля. Так как при испытании на коррозионное растрескивание практически отсутствуют посторонние шумы, сигналы акустической эмиссии позволяют достаточно четко фиксировать начало растрескивания и момент окончания роста трещины. При испытании пассивирующихся металлов колебания электродного потенциала также сигнализируют о продвижении трещины. Количественную оценку длины трещины можно получить, фиксируя изменение податливости

образца, или путем измерения электрического потенциала. Оба эти метода требуют предварительной калибровки и, вероятно, изменение морфологии трещины — ветвление или притупление ее может повлиять на точность количественной интерпретации результатов измерений.

Полнота учета действующих факторов, а также эффектов, связанных с одновременностью их действия, определяет степень расхождения получаемых характеристик сопротивления разрушению образца и конструкции. Поэтому третья группа испытаний предполагает максимальное приближение к реальным условиям.

В качестве объекта испытания в данном случае используют элементы натурных сварных узлов, макеты или имитационные образцы. При этом стремятся воспроизвести реальную коррозионную обстановку не только составом среды, но и ее параметрами (температура, давление, гидродинамический режим нагружения и др.).

Достоинством таких испытаний является сохранение технологического подобия изготовления образца и изделия, а также возможность анализировать кинетику разрушения с учетом реального распределения полей напряжений, возникающих как от внешней нагрузки, так и в результате изготовления сварного узла. Они позволяют определить участки сварного соединения, являющиеся наиболее вероятными инициаторами разрушения, выявить траекторию распространения разрушения, оценить конструкционную трещиностойкость. Последнее представляется важным достоинством испытания элементов конструкций, т.к. нередки примеры, когда, несмотря на высокое сопротивление разрушению образцов, вырезанных из различных зон сварного шва, трещиностойкость сварного элемента оказывается низкой.

Испытания сварных узлов получили наибольшее распространение при оценке работоспособности сварных соединений оболочковых конструкций. Характерное для таких конструкций двухосное поле напряжений можно получать гидростатическим нагружением закрепленного по контуру дискового образца или цилиндрической панели [136]. Для сварных элементов с толщиной стенки $t < 25$ мм можно использовать схемы двухосного растяжения, для сварных соединений из металла толщиной $t = 25...100$ мм предпочтение следует отдать схеме двухосного изгиба [163].

На рис.13.4.1 показаны дисковые образцы, позволяющие оценить трещиностойкость основного металла (*А*), различных зон сварного соединения (*Б*) и конструкционную трещиностойкость сварного штуцерного соединения (*В*). Образец закрепляют шарнирно по контуру (см. §6.5, рис.6.5.2) и нагружают циклически до появления усталостной трещины в заданной зоне сварного соединения. Затем закрепленный таким же образом образец подвергают испытаниям на коррозионное растрескивание.

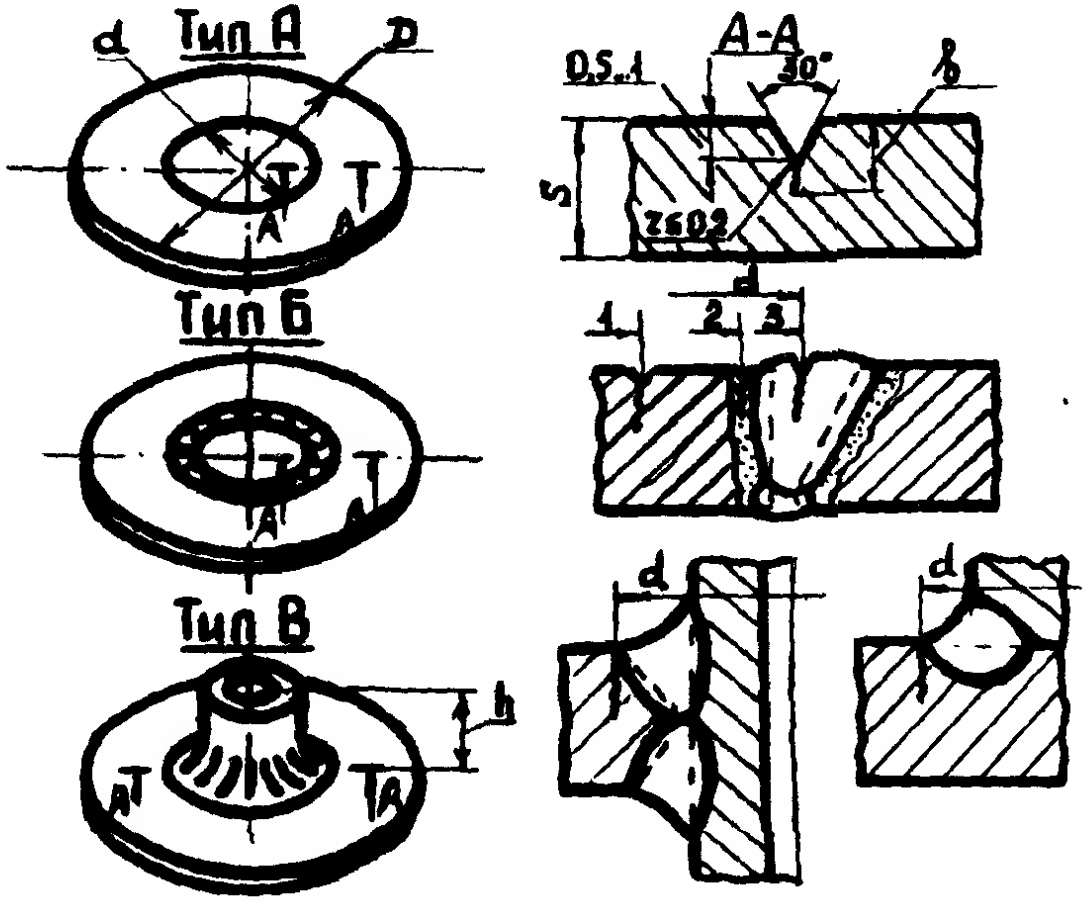


Рис.13.4.1. Типы дисковых образцов для оценки сопротивления коррозионному растрескиванию элементов сварных оболочковых конструкций

Примеры расчетных подходов к оценке работоспособности сварных оболочек, работающих в коррозионной среде, рассмотрены в § 14.6.

Глава 14

МЕТОДЫ РАСЧЕТА ПРОЧНОСТИ, ДОЛГОВЕЧНОСТИ И РАБОТОСПОСОБНОСТИ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ

§ 14.1. Состояние вопроса

Традиционно считают основными два метода расчета сварных соединений: на статическую прочность и на прочность при переменных нагрузках. Применение их регламентировано различными нормативными документами, которые обязательны для типового проектирования. В качестве одного из основных требований при разработке нормативных документов до последнего времени было обеспечение простоты расчета. В некоторых случаях это достигалось ценой снижения экономичности и долговечности сварных конструкций. Работы последнего периода в основном направлены на устранение указанных двух недостатков. Во-первых, вводится учет различной прочности отдельных участков соединения в зависимости от направления силы в них. Это в ряде случаев позволяет проектировать конструкции более экономичными в отношении объема наплавляемого металла. Во-вторых, ведутся работы и достигнуты успехи в создании численных методов расчета, позволяющих учесть концентрацию деформаций и напряжений в сварных соединениях, что открывает возможность применения более прочных, но менее пластичных присадочных металлов. Одновременно это позволяет проводить обоснованные расчеты на статическую прочность в условиях понижения пластичности материала при применении высокопрочных металлов и в условиях низких температур.

Расчет на прочность при переменных нагрузках сварных соединений с угловыми швами еще недостаточно учитывает концентрацию напряжений. Такое положение объясняется отсутствием хорошо разработанных методов определения концентрации усилий, передаваемых сварными соединениями, слабым развитием работ по изучению напряженно-деформированного состояния сварных соединений и общей теории потенциально слабого звена, каким являются сварные соединения.

Попытки учесть в определении пределов выносливости сварных соединений радиусы перехода швов к основному металлу, остаточные напряжения в соединениях и форму шва следует рассматривать как средства для оценки пределов влияния этих факторов.

Ввиду решающего влияния на весовые показатели сварных конструкций их расчета при переменных нагрузках проблему количественного

учета концентрации напряжений при проектировании сварных конструкций следует рассматривать как первостепенную.

Продолжает оставаться в официальных документах по расчету сварных соединений неочерченной граница между расчетом на статическую прочность и на прочность при переменных нагрузках.

Сложившиеся методы расчета исходят из полной сплошности металла сварных соединений. В действительности это обеспечить довольно трудно [2]. Из этого вовсе не следует, что расчеты сварных соединений с несплошностями должны быть отнесены к категории проектных. Однако как контрольные такие методы расчетной оценки опасности обнаруженных и трудно устранимых дефектов должны быть развиты и узаконены. В этих случаях обоснованность тех или иных принимаемых решений должна базироваться на научных положениях.

Существенное значение для некоторых видов сварных конструкций приобретает оценка их работоспособности, связанная с сопротивлением развитию разрушения. Например, для газопроводов после появления в них локальных разрушений, причины которых не могут быть заранее предсказаны, важным является нераспространение разрушения на большие расстояния.

В заключении настоящего параграфа целесообразно дать схему взаимосвязи излагаемых в настоящей главе различных методов расчета на прочность при статических и переменных нагрузках. По осям на рис.14.1.1 отложены степень концентрации напряжений α, логарифм номинального (среднего) напряжения и логарифм числа циклов нагружения. Наименьшей концентрацией обладают соединения стыковые и специально обработанные (группа 1). Далее идут соединения с угловыми швами с естественной концентрацией напряжений (группа 2). Наибольшую концентрацию могут дать трещиноподобные несплошности, которые встречаются в разных видах сварных соединений (группа 3). Очевидно, что во 2 и 3 группах также может быть невысокий уровень концентрации, близкий к уровню 1-й группы. На рис. 14.1.1,*а* в левой части схематично показано понижение статической прочности с ростом концентрации напряжений, а справа зависимость прочности при переменных нагрузках от числа циклов для первой группы соединений.

Здесь имеется область *A* квазистатического разрушения, область *B* усталостного разрушения и область *C* неограниченной долговечности. В ряде случаев во всем диапазоне числа циклов N расчеты могут быть выполнены достаточно точно: на участке *PR* (рис. 14.1.1,*б*) либо по условию нестабильного разрушения, либо по условию наступления текучести; на участке *RF* — по условию ограниченной долговечности, а на участке правее *F* — по условию неразрушимости в течение любого числа N. Если данных для проведения расчетов оказывается недостаточно, то можно в запас прочности уменьшить область *RF*, переместив точку *F* в точку *Q* при $N = 10^5$.

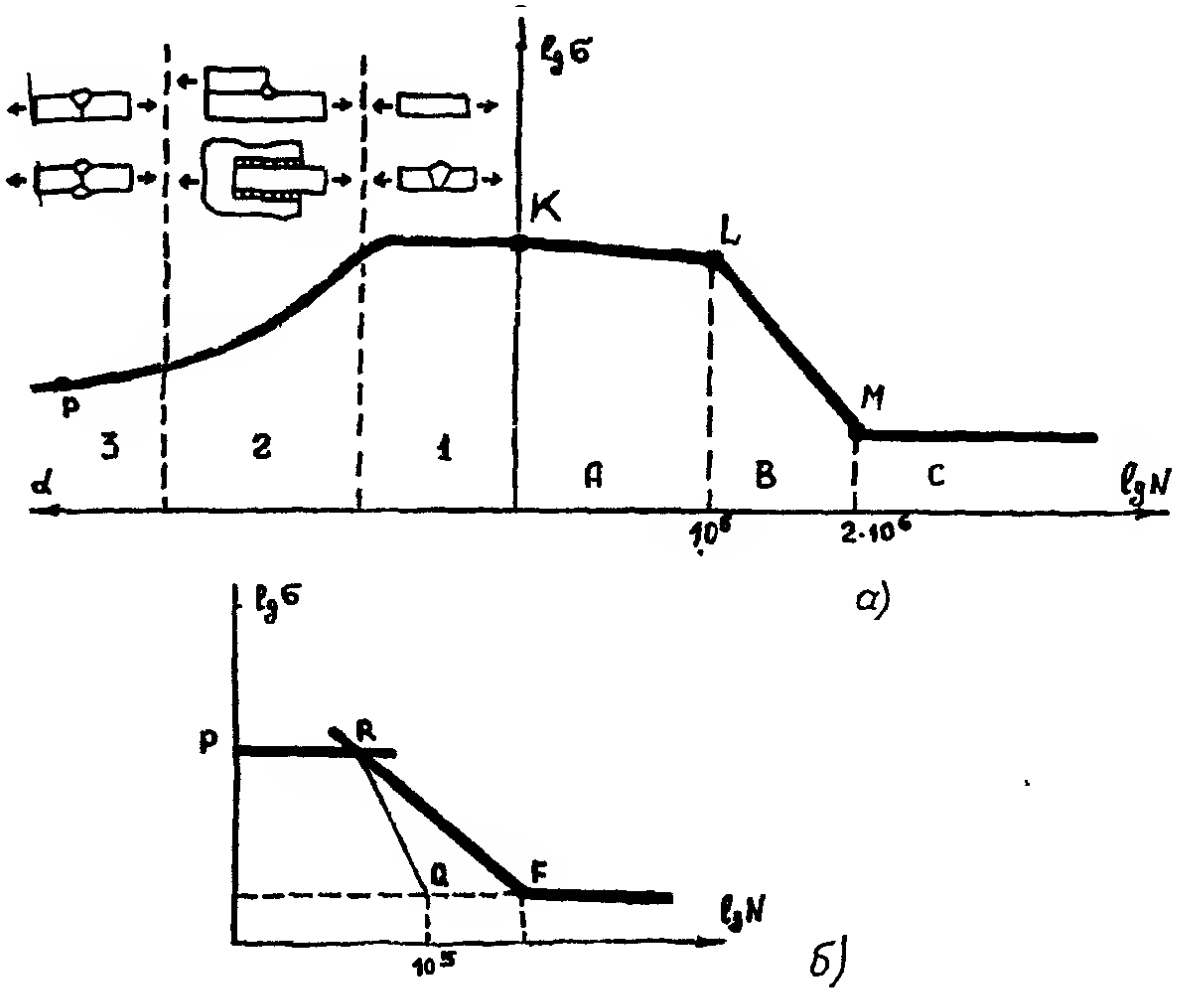


Рис.14.1.1. Схема взаимосвязи методов расчета на прочность при статических и переменных нагрузках

§ 14.2. Расчет на статическую прочность без учета концентрации напряжений

Соединения со стыковыми швами, нагруженные статически, должны быть рассчитаны по двум предельным состояниям: текучести и разрушения.

Расчет стыковых соединений по состоянию текучести может оказаться необходимым в двух случаях:

1. Когда нормативным документом вообще не допускается какая-либо текучесть в зоне стыкового соединения. При таком требовании напряжения в основном металле должны быть снижены до значений $\sigma_{i\,раб} \le \sigma_{т\,мп}$, где $\sigma_{i\,раб}$ — интенсивность рабочих напряжений, которая определяется по формуле (7.6.4); $\sigma_{т\,мп}$ — предел текучести металла мягкой прослойки соединения с наименьшим пределом текучести.

2. Когда в нормативном документе установлены допустимые пределы изменяемости размеров стыкового соединения вследствие пластической деформации мягкой прослойки (до ее упрочнения в результате пластической деформации).

Рассматриваемый ниже метод расчета при $\sigma_{i\,раб} \geq \sigma_{т\,мп}$, во-первых, не учитывает уменьшения пластической деформации вследствие контактного упрочнения (появления объемных напряжений), что идет в запас, а во-вторых, распространяется только на плоские элементы и продольные швы цилиндрических оболочек.

В общем случае мягкая прослойка может быть расположена под некоторым углом к главным осям рабочих напряжений (рис. 14.2.1,*а,б*). Размер "*b*" относится к мягкой прослойке. Это может быть шов, шов и околошовные зоны, если они образуют единую разупрочненную зону, отдельные зоны на некотором расстоянии от оси шва.

Перед выполнением собственно расчета должны быть найдены рабочие напряжения в основном металле σ_x — вдоль прослойки, σ_y — поперек прослойки и τ_{xy} — касательные напряжения (рис. 14.2.1,*в*).

Для определения указанных напряжений, например, в случае на рис.14.2.1,*а* следует воспользоваться формулами для определения напряжений с учетом поворота осей.

Ввиду того, что деформация ε_x от рабочих напряжений [деформация вдоль прослойки, формула (7.6.5)] определяется деформируемостью элементов из основного металла, которые не текут, ее можно не находить.

Расчет сводится к определению дополнительных деформаций $\varepsilon_{y\,доп}$, $\gamma_{xy\,доп}$ в прослойке по формулам (7.6.11), (7.6.12) и соответствующих им перемещений

$$\Delta_y = \varepsilon_{y\,доп}\, b, \qquad (14.2.1)$$

$$\Delta_{xy} = \gamma_{xy\,доп}\, b, \qquad (14.2.2)$$

где Δy — взаимное перемещение элементов *I* и *II* в направлении оси *oy*; Δxy — взаимное перемещение элементов *I* и *II* вдоль оси *ox*.

Расчет выполняется по теории упругопластических деформаций из условия, что все рабочие нагрузки прикладываются одновременно (простое нагружение).

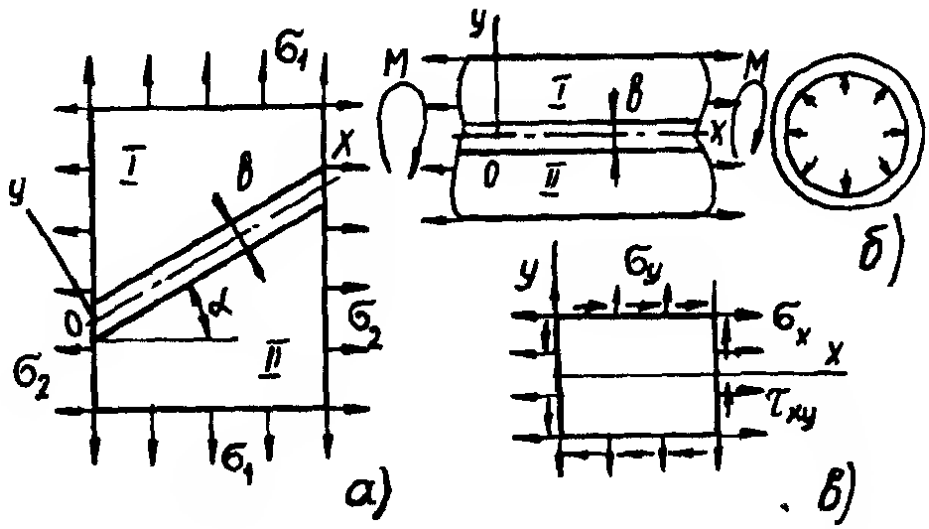


Рис.14.2.1. К расчету стыкового соединения с мягкой прослойкой

Для определения дополнительных деформаций ε_y и γ_{xy} необходимо располагать диаграммой деформирования металла мягкой прослойки на начальном участке (рис.14.2.2). На ней находят точку A, соответствующее ей напряжение σ_A и деформацию ε_A, которые бы удовлетворяли уравнению (7.6.8).

После того, как найдены σ и ε, вычисляют $\varepsilon_{y\,\text{доп}}$ и $\gamma_{xy\,\text{доп}}$ по формулам (7.6.11), (7.6.12) (см. §7.6).

Затем определяют значения Δ_y и Δ_{xy} по (14.2.1) и (14.2.2).

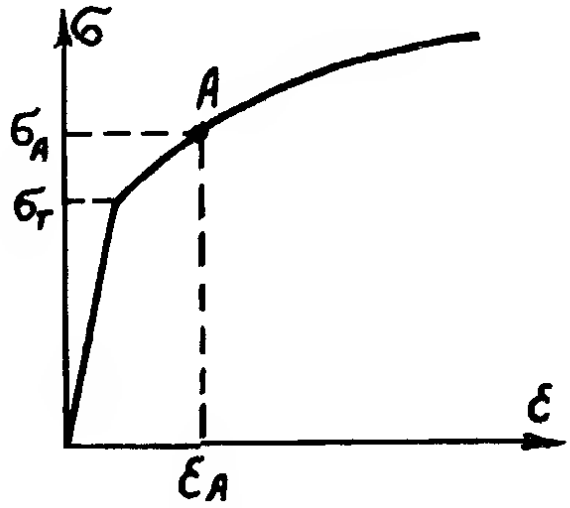


Рис.14.2.2. Диаграмма $\sigma - \varepsilon$ металла шва, являющегося мягкой прослойкой

Если мягких прослоек несколько, расчеты выполняют для каждой прослойки отдельно, а затем перемещения суммируют и сравнивают с предельно допустимыми.

Расчет по предельному состоянию разрушения для стыковых сварных соединений без несплошностей и без резких переходов к усилению шва можно проводить двояко: либо использовать результаты определения механических характеристик стыкового соединения как единого целого, либо использовать механические характеристики металла отдельных зон.

Условие неразрушимости сварного стыкового соединения, расположенного поперек максимального напряжения, записывается так:

$$\sigma \le \frac{\sigma'_{\text{в}}}{n_{\text{м}}\, n_a\, n_p}, \qquad (14.2.3)$$

где σ — максимальное нормальное эксплуатационное напряжение в зоне расположения стыкового соединения; $\sigma'_{\text{в}}$ — минимальное значение временного сопротивления стыкового сварного соединения при нагружении его поперек шва; $n_{\text{м}}$ n_a n_p — коэффициенты запаса (см. гл.3).

Значение $\sigma'_{\text{в}}$ должно быть получено либо экспериментально при испытании крупного образца со сварным соединением, либо рассчитано по формулам, учитывающим эффект контактного упрочнения [50, 233, 335, 336] и свойства металла отдельных зон.

Условие неразрушимости при продольном расположении шва определяется несколько сложнее и содержит некоторые условности и допущения. Для расчета необходимо располагать двумя обычными диаграммами растяжения (рис.14.2.3,*а*). Кривая *1* соответствует диаграмме растяжения основного металла. Кривая *2* соответствует либо образцу с продольным расположением в нем сварного соединения (рис.14.2.3,*б*), либо образцу, вырезанному из шва или зоны сварного соединения.

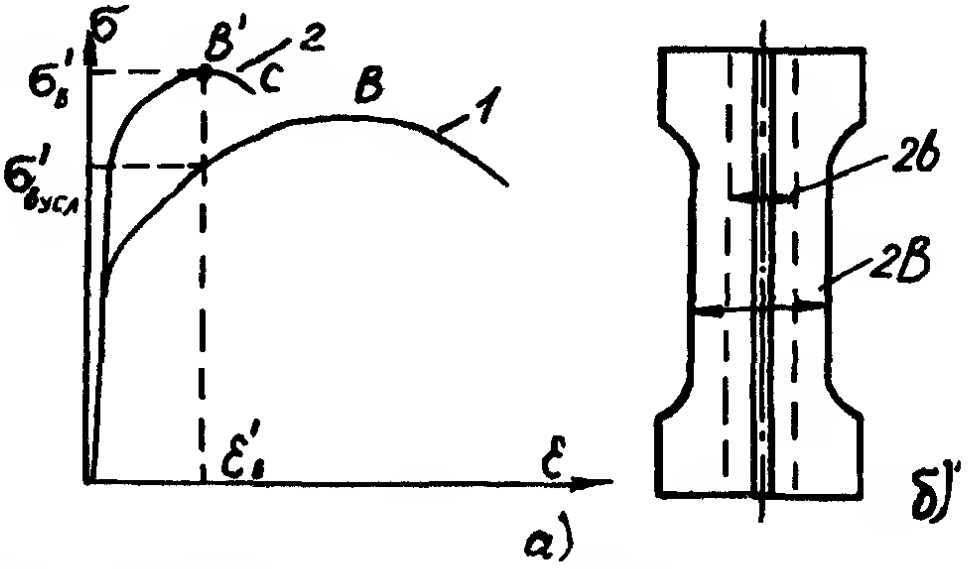


Рис.14.2.3. Диаграмма деформирования и схема расположения шва

Для расчетов берется кривая *2* из той зоны соединения или шва, которая обладает наименьшим значением пластичности $\varepsilon'_в$. В расчете по формуле (14.2.3) используется значение $\sigma'_{в\ усл}$, определяемое на пересечении вертикальной линии, проведенной из точки максимума напряжений *B'*, с диаграммой основного металла *1*. Если точка *B'* находится правее точки *B*, то соединение, расположенное вдоль главного максимального напряжения, не вызывает снижения прочности и расчет можно не выполнять. При этом не имеет значения, располагается кривая *2* ниже или выше кривой *1*. Это определяется тем, в каком соотношении находятся значения $2B$ и $2b$ в образце на рис.14.2.3,*б*, позволяющие судить об относительном размере зоны соединения с измененными механическими свойствами. Если $2B$ в 3-4 раза превосходит $2b$, то прочность такого образца практически соответствует прочности листа с продольным сварным соединением и значение $\sigma'_в$ можно использовать в расчете.

Более сложен расчет при косом расположении шва по отношению к главным осям эксплуатационных напряжений (см. рис. 14.2.1,*а*). Для случая, когда пластичность вдоль сварного соединения достаточно высока и не является фактором, снижающим прочность, можно принимать во внимание только $\sigma'_в$ — прочность поперек соединения и $\tau'_в$ — прочность соединения на продольный срез. Такой случай типичен для соединений, в которых разупрочненные зоны и шов обладают высокой пластичностью, но уступают основному металлу по прочности. Прочность $\sigma'_в$ по направлению напряжений σ_1 (рис. 14.2.1,*а*) для такого случая может быть определена по формуле

$$\sigma'_{в\,1} = \left[\frac{(\cos^2\alpha + d\sin^2\alpha)^2}{(\sigma'_в)^2} + \frac{(1-d)^2\sin^2\alpha\cos^2\alpha}{(\tau'_в)^2} \right]^{-1/2}. \qquad (14.2.4)$$

При этом следует иметь в виду, что $\sigma_1 \geq \sigma_2$, $d = \sigma_2 / \sigma_1 \leq 1$. Кроме того, формула (14.2.4) справедлива, пока $\sigma'_в \leq \sigma_в$.

При расчете с использованием механических характеристик металла отдельных зон сварного соединения значение $\sigma'_в$, входящее в (14.2.3), определяют расчетным путем, зная механические свойства металла отдельных зон и размеры этих зон. Основные положения расчетного метода по определению значений $\sigma'_в$ разработаны О.А.Бакши и его сотрудниками [50, 233, 335, 336]. Они состоят в следующем:

1. Прочность схематизированного соединения на рис. 14.2.4,*а*, имеющего в своем составе разупрочненную зону *1* шириной *h*, не равна прочности металла зоны *1*, определенной на малых образцах, вырезанных из этой зоны. При отсутствии каких-либо несплошностей в зоне *1 прочность соединения выше прочности металла* зоны благодаря эффекту контактного упрочнения.

2. Прочность соединения зависит от относительных размеров зоны *1*

$$\varkappa_1 = h / s; \quad \varkappa_2 = h / B , \qquad (14.2.5)$$

а также от расположения зоны *1* по отношению к главным напряжениям, соотношения прочности основного металла и зоны *1*, а в более сложных случаях, когда зона имеет непрямоугольное сечение, и от формы зоны *1*, которая в общем случае может быть и с включениями более прочного, чем зона *1*, металла (зона *2* на рис.14.2.4,*б*).

Для прямоугольной зоны *1* на рис.14.2.5 показаны два типичных случая. Первый (рис.14.2.5,*а*) — когда прочность $\sigma_в^м$ мягкой прослойки (так часто называют разупрочненную зону *1*) не более чем на 10...30% ниже прочности $\sigma_в^т$ основного металла. Второй (рис.14.2.5,*б*) — когда прочность мягкой прослойки, например непрочного припоя, существенно уступает прочности основного металла.

В первом случае, при сравнительно небольших различиях $\sigma_в^м$ и $\sigma_в^т$ (крестики на рис.14.2.5,*а*), равнопрочность соединения с основным металлом достигается при значениях $\varkappa_1 < \varkappa_1^*$. Во втором случае равнопрочность не достигается, даже если $\varkappa_1 \to 0$ (рис.14.2.5,*б*).

Сама мягкая прослойка также может быть неоднородной по механическим свойствам (рис.14.2.5,*в*). Степень механической неодно-

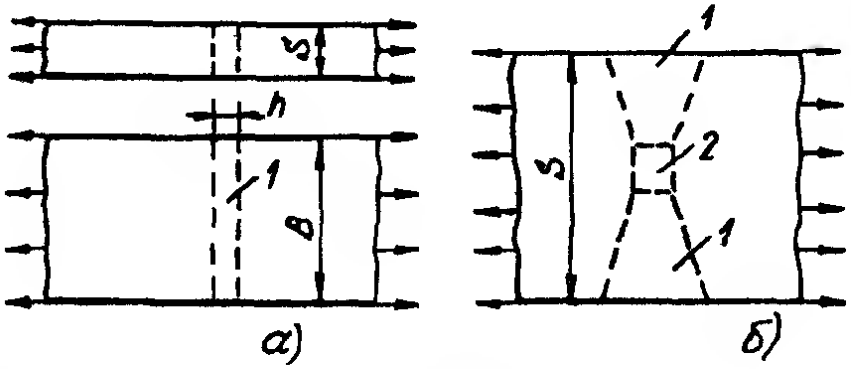


Рис.14.2.4. Схема сварного соединения с разупрочненной зоной

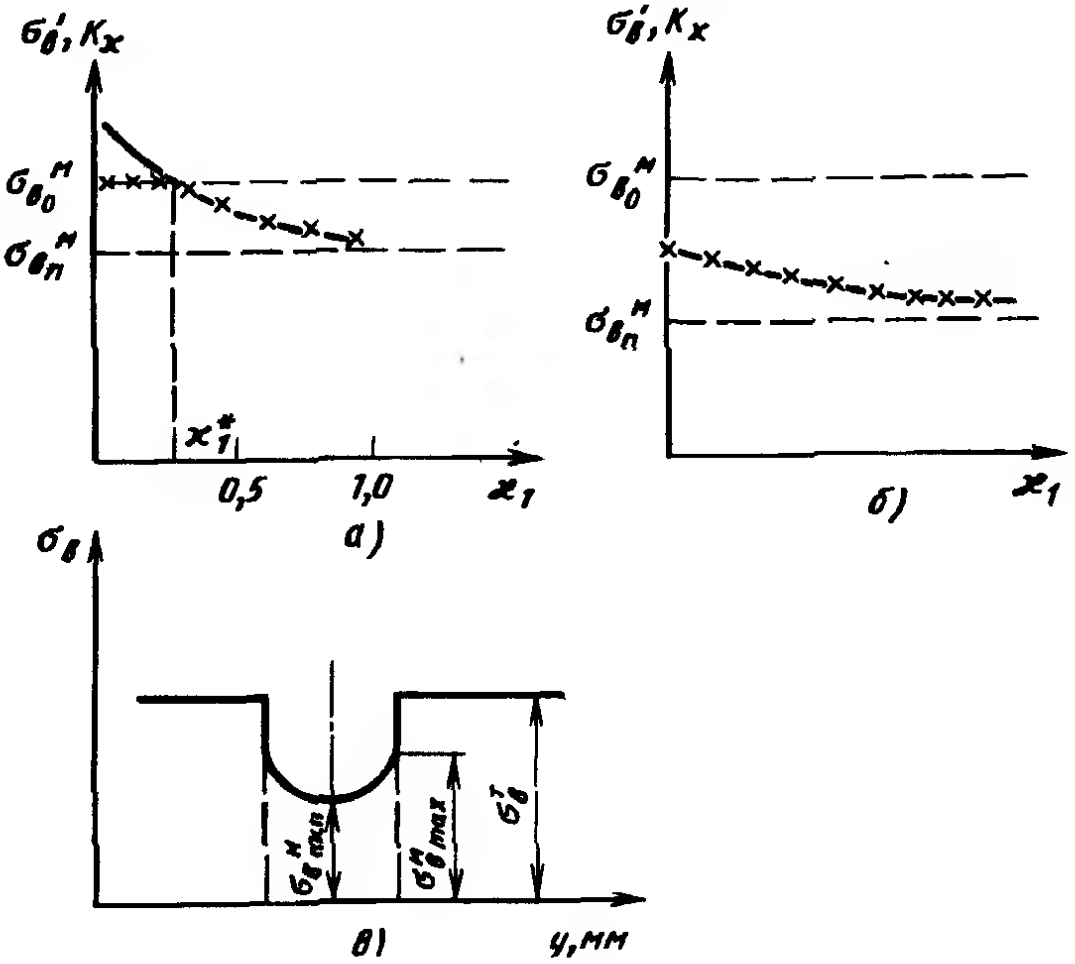


Рис.14.2.5. К расчету стыкового соединения с различной степенью разупрочнения

родности мягкой прослойки $\kappa_в^м$ и степень механической неоднородности сварного соединения $\kappa_в$ выражаются (рис. 14.2.5,*в*) соответственно так:

$$\kappa_в^м = \sigma_в^м{}_{max} / \sigma_в^м{}_{min} \quad \text{и} \quad \kappa_в = \sigma_в^т / \sigma_в^м{}_{min}. \qquad (14.2.6)$$

Прочность соединения $\sigma'_в$ может быть вычислена [336] с использованием следующих зависимостей:

$$\sigma'_в = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_в^м{}_{min} \left(\frac{1}{\kappa_в} + \frac{\kappa_в - 1}{\kappa_в} \kappa_ж \right); \qquad (14.2.7)$$

$$\kappa_ж = \frac{(1 + ж_{пр})^2}{4\ ж_{пр}}, \qquad (14.2.8)$$

$$ж_{пр} = \frac{3\ \kappa_в + 1}{2\ \kappa_в^м\ (\kappa_в^м + 1)}\ ж, \qquad (14.2.9)$$

где $ж_{пр}$ — приведенная относительная ширина мягкой прослойки, $ж_{пр} < ж = h / s$.

Соединения с угловыми швами. В сварных соединениях с угловыми швами граничные условия при нагружении могут быть заданы либо в виде сил (моментов), либо в виде перемещений.

В методах расчета сварных соединений с угловыми швами на статическую прочность для первого вида нагружения, заданного силами или моментами (рис.14.2.6,*а*, рис.14.2.7,*а*), исходят из предположения, что соединенные детали являются абсолютно жесткими телами, а швы и основной металл имеют высокую пластичность.

Расчет состоит в определении напряжений в опасных точках на основе кинематической модели смещения одной детали относительно другой под действием приложенной нагрузки. Найденное максимальное эксплуатационное напряжение сравнивают с допускаемым напряжением или расчетным сопротивлением. Различие подходов в машиностроении и строительстве заключается в следующем. В машиностроении, как правило, общий коэффициент запаса (см. гл.3) непосредственно в расчете не участвует. Он использован заранее при вычислении (установлении) допускаемого напряжения. В строительстве [299] приведены некоторые частные коэффициенты запаса и проектировщик непосредственно во время расчета оперирует ими для определения общего коэффициента запаса, чтобы использовать его в расчете. В остальном процедура расчета совпадает.

Методы расчета рассматриваются ниже на конкретных примерах.

Сила N, приложенная к уголку, приваренному к пластине (рис. 14.2.6,*а*) вызывает срез в плоскости пластины и создает два изгибающих момента относительно центра тяжести периметра швов O: один в плоскости пластины $M_1 = Ne_1$, а другой — в перпендикулярной плоскости $M_2 = Ne_2$.

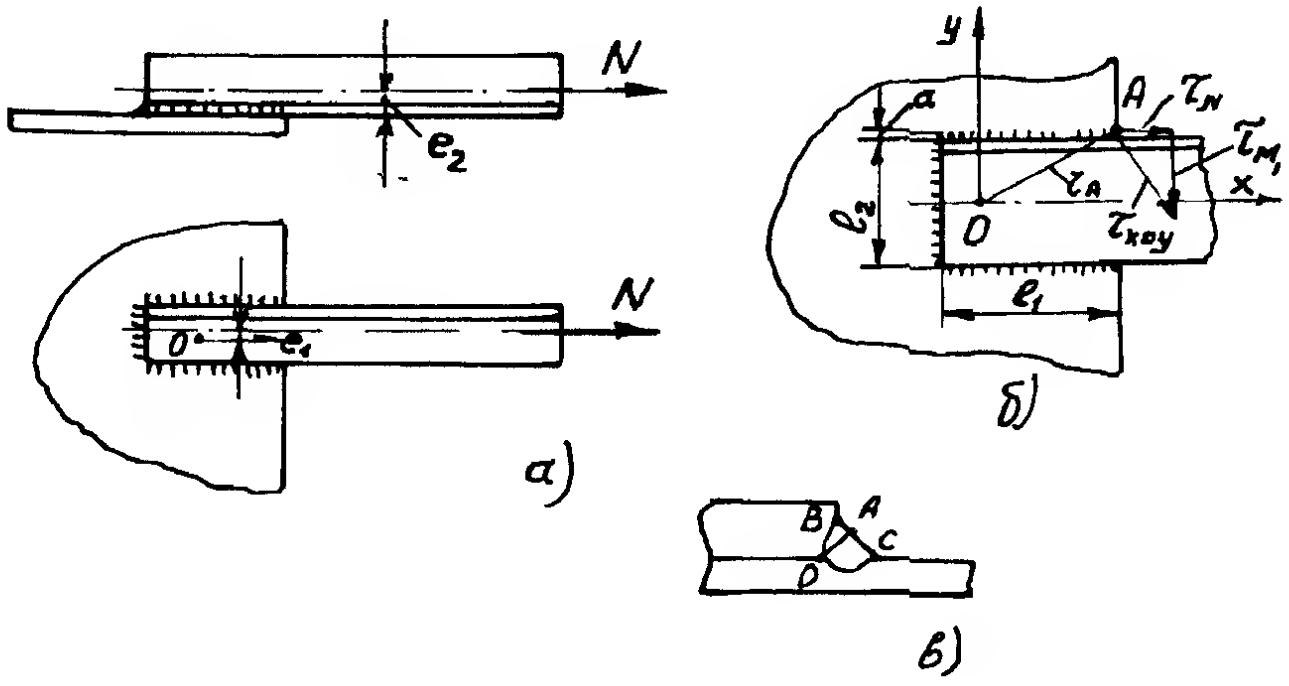


Рис.14.2.6. К расчету соединений с угловыми швами

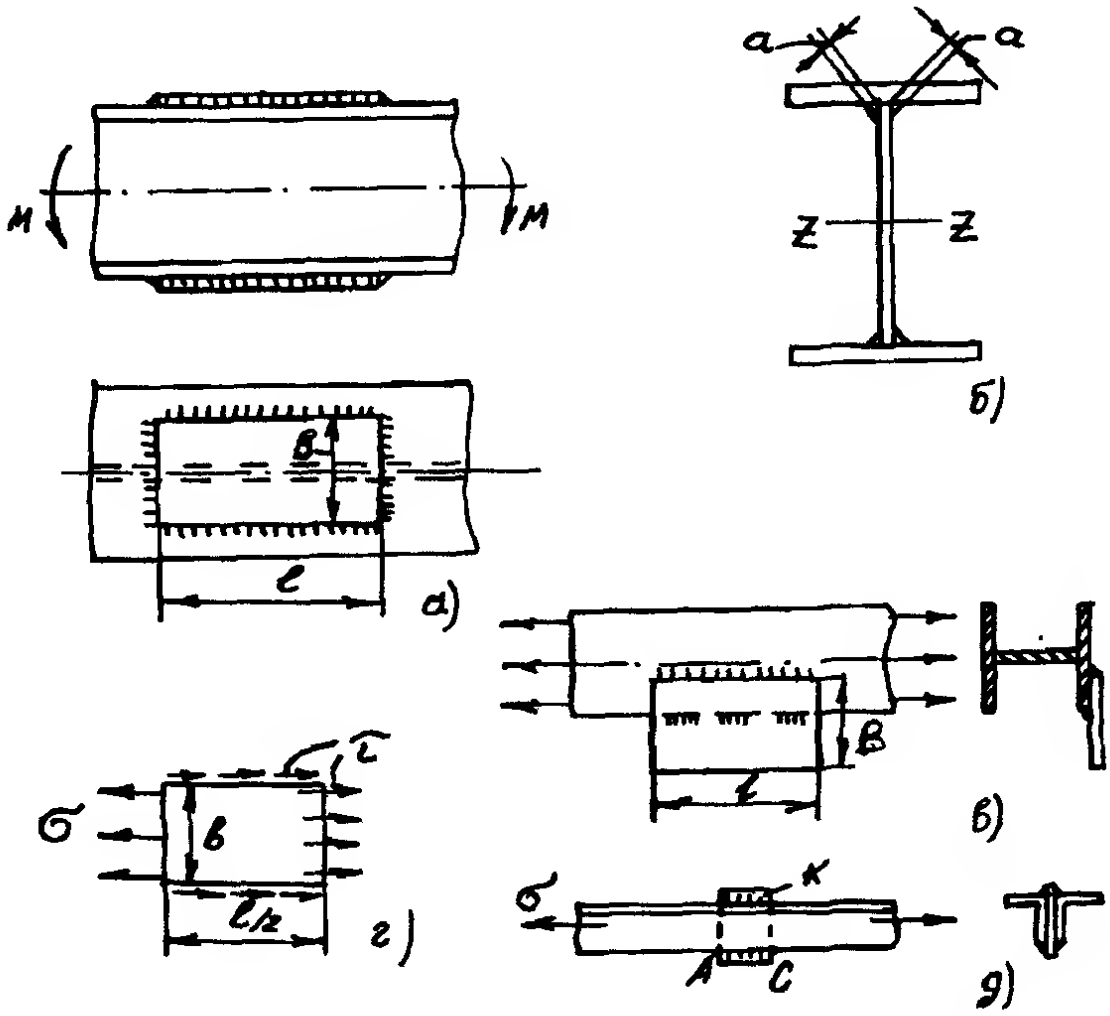


Рис.14.2.7. Определение напряжений в угловых, швах при совместной деформации соединяемых деталей

Напряжения от силы среза относят ко всей площади швов, так как пластину и уголок считают абсолютно жесткими телами (рис. 14.2.6,*б*). Ввиду того, что одному и тому же катету может соответствовать разная глубина проплавления, целесообразно в расчетах пользоваться не размером катета, а размером минимального сечения, проходящего по шву (рис.14.2.6,*в*), то есть это размер $OA = a$, умноженный на длину швов. Применение присадочных металлов, более прочных, чем основной металл, может привести к тому, что слабым сечением может оказаться линия сплавления, т.е. меньший из размеров OB или ОС.

Напряжения от силы среза

$$\tau_N = \frac{N}{(2\,l_1 + l_2)\,a}. \qquad (14.2.10)$$

Для вычисления напряжений от момента M_1 необходимо определить полярный момент инерции швов относительно точки O, который равен сумме двух осевых:

$$J_n = J_x + J_y. \qquad (14.2.11)$$

Наибольшее напряжение от M_1 возникает в наиболее удаленной от центра O точке A (рис.14.2.6,*б*)

$$\tau_{M_1} = \frac{M_1}{J_n} r_A . \qquad (14.2.12)$$

Напряжение от момента M_2 будет также наибольшим в точке A

$$\tau_{M_2} = \frac{M_2}{J_y} r_A . \qquad (14.2.13)$$

Сила от напряжения τ_{M_2} направлена перпендикулярно к плоскости *хоу*. Суммарное напряжение в точке A будет найдено как векторная сумма:

$$\bar{\tau}_A = \bar{\tau}_N + \bar{\tau}_{M_1} + \bar{\tau}_{M_2} . \qquad (14.2.14)$$

Напряжения в угловых швах усиливающих накладок (рис. 14.2.7,*а*) можно определять из условия равновесия сил: от нормальных напряжений σ в накладке и касательных τ в швах (рис.14.2.7,*г*). Напряжения σ дают силу $\sigma B s$, которая служит для определения напряжений τ (s — толщина метала). Напряжения σ определяют, зная нагрузку на балку и считая, что угловые швы обладают достаточной жесткостью, чтобы вызвать полную совместную работу балки и накладки. Такой подход к определению напряжений не всегда оправдан. Например, прокладка на рис.14.2.7,*д* не нуждается в том, чтобы иметь значительную длину l и крупные катеты κ для обеспечения в ней таких же напряжений σ, как и в скрепленных ею уголках. Здесь можно допустить заметное течение швов. Чем меньше длина шва l, тем меньше будет взаимное перемещение точек A и C, а значит, и меньше нагрузка на швы. Такие швы обычно не рассчитывают, кроме случаев введения фиктивной перерезывающей силы в сжатых стойках. Из этого примера, однако, не следует, что швы крупных косынок (рис.14.2.7,*в*) не нужно рассчитывать на нагрузку от совместной деформации. При большой длине l и значительной ширине B пластические перемещения на концах швов будут значительны. Здесь необходимо вводить либо ограничение на перемещение у концов продольных швов, либо расчет вести, как в случае накладки на рис.14.2.7,*г*. Расчет усложняется, если косынка передает продольную нагрузку с раскосов. Касательные напряжения в поясных швах балок от перерезывающей силы также являются примером, когда напряжения возникают от совместной деформации сваренных элементов. Здесь также не используется модель абсолютно жесткого тела. Известная формула, приводимая ниже, включает в себя параметры жесткости пояса, балки и стенки:

$$\tau_Q = \frac{Q S}{J b}, \qquad (14.2.15)$$

где Q — перерезывающая сила; S — статический момент площади пояса, расположенного выше швов (рис.14.2.7,*б*); J — момент инерции поперечного сечения балки относительно оси $z - z$; b — минимальное сечение, проходящее через оба поясных шва, в данном случае (рис. 14.2.7,*б*) $b = 2\,a$.

Расчет на прочность без учета направления силы в угловом шве. Максимальное рабочее напряжение τ_{max} в машиностроении сравнивают с допускаемым напряжением $[\tau]$

$$\tau_{max} \le [\tau] . \qquad (14.2.16)$$

В строительстве согласно [299]

$$\tau_{max} \le R_{wf}\,\gamma_{wf}\,\gamma_c , \qquad (14.2.17)$$

где R_{wf} — расчетное сопротивление металла шва на условный срез, принимаемое равным $0{,}55\,R_{wun} / \gamma_{wm}$; R_{wun} — временное сопротивление металла шва разрыву; γ_{wm} — коэффициент надежности по материалу, равный 1,25 при R_{wun} до 490 МПа и 1,35 при $R_{wun} = 590$ МПа и более; γ_{wf} и γ_c — коэффициенты условий работы, часто близкие к 1.

Расчет на прочность с учетом направления силы в угловом шве. Дополнительный этап расчета (см. §8.1) состоит в определении коэффициента C для различных участков шва в сварном соединении. Определение коэффициента C проводят по формуле

$$C = \frac{C_\alpha}{\sqrt{\sin^2\gamma + C_\alpha^{\,2}\cos^2\gamma}}, \qquad (14.2.18)$$

где γ — угол, образованный вектором полной силы q с продольной осью шва (рис.8.1.6,*а*); C_α — коэффициент повышения прочности углового шва по сравнению с фланговым при разрушении шва силой, направленной перпендикулярно оси шва (рис.8.3.2,*б*).

Значение C_α определяют опытным путем (см. § 6.6). Для сталей невысокой прочности ($\sigma_т \le 300$ МПа) в случае, если наплавленный металл угловых швов не превосходит по прочности основной металл, а проплавление корня шва соответствует значениям коэффициента β не более 0,8, значения C_α можно брать с рис.8.3.2,*а*. Для других случаев необходимо руководствоваться соображениями, приведенными в гл.8.

Углы α и γ определять во всех точках швов по их длине не следует. Достаточно их найти только по концам прямолинейных участков, чтобы затем, вычислив C для концов прямолинейного участка шва, использовать то C, где τ/C максимально.

Так, для случая, представленного на рис.14.2.8,*а*, точки A и B_1 относятся к концам шва l_1, точки B_2 и C — к концам шва l_2, точки B_1 и B_2 совпадают. Напряжения от силы P

$$\tau_P = \frac{P}{(2\,l_1 + l_2)\,a}, \qquad (14.2.19)$$

где a — фактическое сечение шва.

Напряжение от момента $M = P\,L$ в точке A

$$\tau_{MA} = \frac{PL}{J_п}\,r_A\,. \qquad (14.2.20)$$

Сложение векторов τ_P и τ_M даст значение τ_A и его направление. Угол γ_A показан на рис.14.2.8,*а*. Аналогичным образом можно найти τ_B. На рис.14.2.8,*б* показано расположение векторов для точки B_1 и угол γ_{B_1}. Для точек A и B_1 в соответствии с рис.8.3.2. и рис.8.1.6,*б* $\alpha = 0$, $C_\alpha = 1{,}5$. Вычисляем C_A и C_B по формуле (14.2.18). После сравнения τ_A / C_A и τ_{B_1} / C_{B_1} приходим к выводу, что τ_A / C_A больше и поэтому для всего шва l_1 принимаем C_A.

Для шва l_2 положение векторов относительно оси l_2 в точках B_2 и C аналогично. Поэтому рассмотрим только точку B_2. В точке B_2 и B_1 векторы совпадают, различие состоит только в положении оси шва (рис.14.2.8,*в*). Угол $\alpha = 0$, $C_\alpha = 1{,}5$. Находим C_{B_2}, которое используем для всего шва l_2.

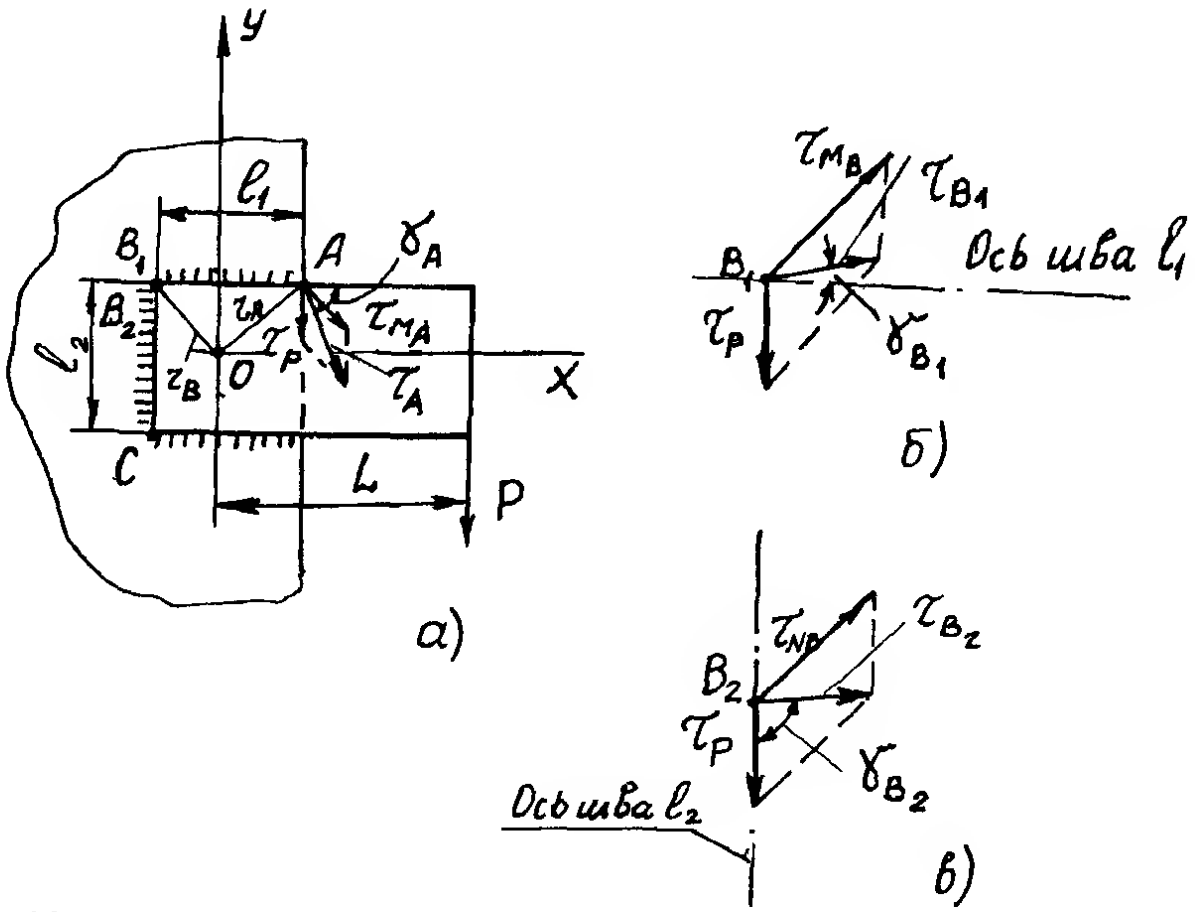


Рис.14.2.8. К примеру поверочного расчета угловых швов

Затем выполняем обычный расчет для определения напряжений, принимая, что расчетный катет горизонтальных швов l_1 равен aC_A, а вертитикального шва l_2 равен $a\,C_{B_2}$, т.е:

$$\tau_P = \frac{P}{2\,l_1\,a\,C_A + l_2\,a\,C_{B_2}}. \qquad (14.2.21)$$

Необходимо найти новое положение точки O и радиусы r_A и τ_B, а также вычислить новое значение полярного момента инерции $J_\text{п} = J_x + J_y$, который увеличится вследствие увеличения расчетных катетов швов. Максимальное напряжение в опасной точке уменьшается.

Рассмотренный метод расчета с введением коэффициента C имеет ту же самую область применения, что и общепринятый метод расчета на статическую прочность. Ограничения для обоих методов возникают лишь тогда, когда пластичность металла становится настолько низкой, что начинает сказываться концентрация напряжений, погонных нагрузок и перемещений по длине швов. В этом случае предельное состояние разрушения наступает после небольшой пластической деформации швов, которая недостаточна для включения в работу всех участков сварного соединения, как того требует метод определения напряженного состояния по кинематической модели, предполагающей, что соединяемые детали являются абсолютно жесткими.

§ 14.3. Расчет прочности и долговечности при переменных нагрузках

По существующим нормативным документам. В разное время было предложено много различных методов расчета сварных соединений при переменных нагрузках. Целесообразно рассмотреть только два официальных документа для расчета сварных соединений, не подвергающихся специальной механической обработке [299, 204]. Для расчетов сварных соединений мостовых конструкций имеюся также нормы [307], предусматривающие, как правило, специальную механическую обработку для уменьшения концентрации напряжений.

Метод СНиП [299] применительно к конструкциям, воспринимающим многократно действующие нагрузки (10^5 циклов и более), предусматривает расчет на выносливость с учетом концентрации напряжений, условий нагружения и уровня прочности стали. Влияние этих факторов на изменение предела выносливости наглядно иллюстрирует сопоставление двух сталей *А* и *Б* на рис.14.3.1. В случае отсутствия концентрации напряжений (рис.14.3.1,*а*) предел выносливости при пульсирующем цикле σ_0 для стали *Б* с большим пределом прочности существенно выше, чем для стали *А*. Но при наличии концентрации напряжений (рис.14.3.1,*б*), в особенности при ее высоком уровне в соединении с

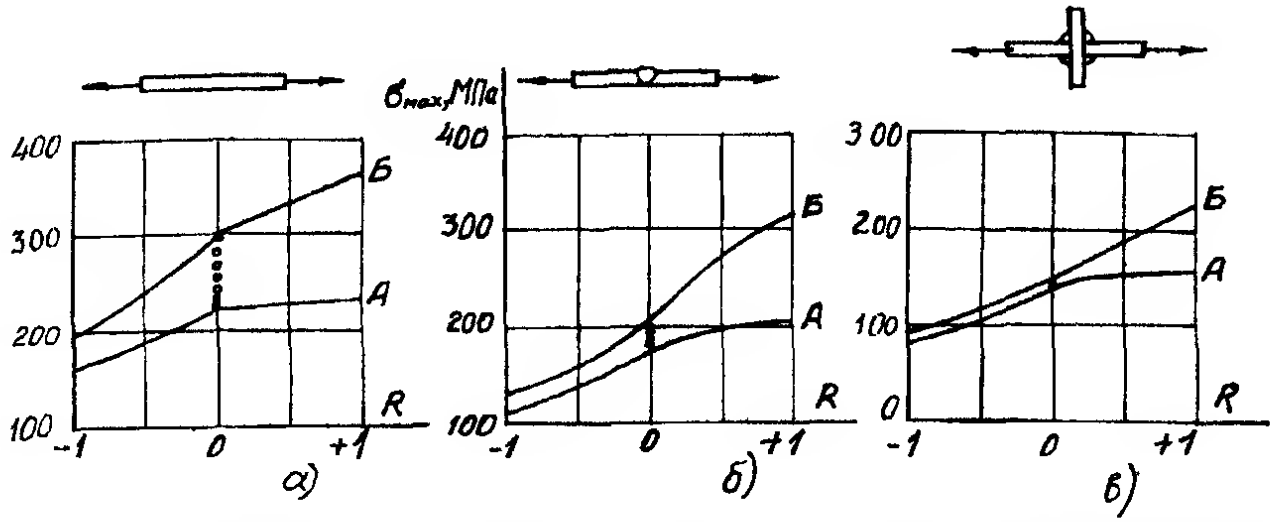


Рис.14.3.1. Влияние концентрации напряжений на изменение предела выносливости в зависимости от характеристики цикла нагружения для сталей *А* и *Б* с пределом прочности 370 и 520 МПа соответственно [375]

угловыми швами (рис.14.3.1,*в*), различие этих сталей по пределу выносливости в области знакопеременных циклов почти исчезает.

Согласно СНиП элементы и сварные соединения разделены на 8 групп. Чем выше номер группы, тем значительнее концентрация напряжений в сварном соединении и ниже его прочность.

Расчет сварных соединений на выносливость по СНиП выполняется по формуле

$$\sigma_{max} \le \alpha R_v \gamma_v , \qquad (14.3.1)$$

где R_v — расчетное сопротивление усталости, значение которого зависит только от временного сопротивления стали и группы элемента конструкции. Для групп 3...8 значения R_v одинаковы для всех марок сталей, а для групп 1 и 2 несколько возрастают по мере увеличения временного сопротивления стали; γ_v — коэффициент, учитывающий зависимость предела выносливости от вида напряженного состояния и коэффициента асимметрии напряжений цикла $R = \sigma_{max} / \sigma_{min}$. Характер зависимости показан на рис.14.3.2; α — коэффициент, учитывающий влияние количества циклов нагружения N согласно рис.14.3.3.

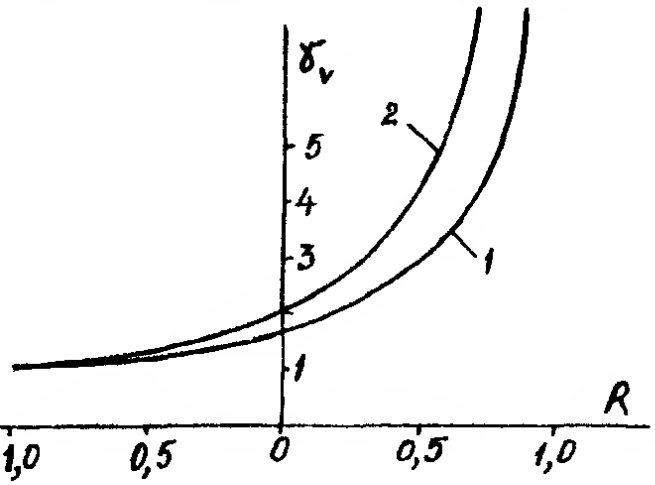


Рис.14.3.2. Зависимость γ_v от $R = \sigma_{max}/\sigma_{min}$ и знака σ_{max}:
1 — $\sigma_{max} > 0$; *2* — $\sigma_{max} < 0$

При расчете по СНиП значение $\alpha R_v \gamma_v$ не должно превышать значения допускаемого напряжения на статическую прочность. В методе ИЭС-ИМАШ

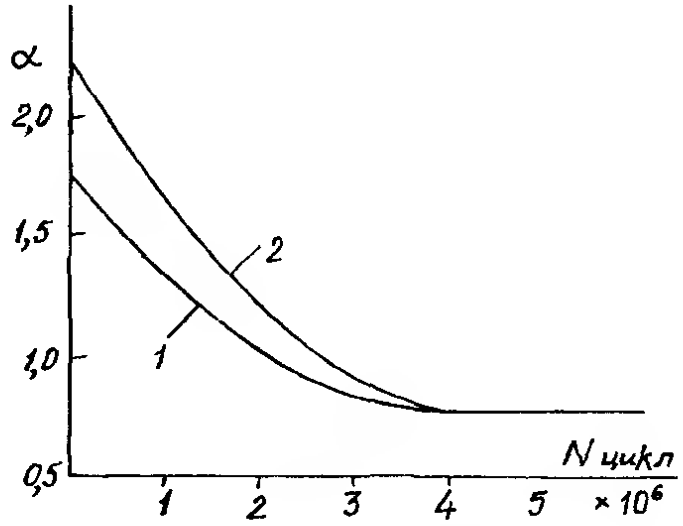


Рис.14.3.3. Зависимости α от *N*:
1 — для групп элементов 1 и 2;
2 — для групп элементов 3...8

[204] сварные соединения разделены на 12 групп по уровню концентрации напряжений. Номер группы (от 1 до 7) для конкретного сварного соединения зависит от характера приложения нагрузки, конструктивно-технологического решения, способа получения заготовок, качества сварки и послесварочной обработки. В отличие от СНиП, в этом методе большое внимание уделяется влиянию остаточных напряжений от сварки ($\sigma_{ост}$), для чего в обозначение группы вводится буква "*а*" при высоком уровне $\sigma_{ост} > 0{,}5\ \sigma_т$ и "*б*" при более низких $\sigma_{ост}$.

Учет влияния числа циклов и асимметрии цикла осуществляется по диаграммам, приведенным в [204] для каждой группы. Например, на рис.14.3.4 показан комплект диаграмм для группы 3а, а на рис.14.3.5 — для группы 3б.

За отказ сварного соединения принимается образование усталостной трещины глубиной 2...3 мм. Усталостная долговечность определяется в многоцикловой области нагружения.

Характеристики сопротивления усталости (ХСУ) определяются по вероятности отказа в зависимости от принадлежности к группе элементов и классу прочности сталей: низкоуглеродистых ($\sigma_т$ = 240...280 МПа), низколегированных ($\sigma_т$ = 420...480 МПа) и высокопрочных ($\sigma_т$ = 600...680 МПа) с помощью соответствующих таблиц и графиков.

Нормативное значение предела выносливости σ_R^* устанавливается по ветви диаграммы предельных напряжений цикла для $N \to \infty$. Для определения ограниченного предела выносливости нанесены ветви, соответствующие числам нагружений $N = 5 \cdot 10^4$; $1 \cdot 10^5$; $5 \cdot 10^5$; $2 \cdot 10^6$ и $5 \cdot 10^6$. На диаграмме группы 3а, соответствующей низкому уровню $\sigma_{ост}$ (рис.14.3.4), линии σ_{max} и σ_{min} для $N = 2 \cdot 10^6$ и $5 \cdot 10^6$ идут параллельно, что означает отсутствие влияния асимметрии цикла на накопление усталости, тогда как при меньших значениях N линии σ_{max} и σ_{min} несколько сходятся, то есть влияние асимметрии цикла проявляется. На диаграмме группы 3б при высоком уровне $\sigma_{ост}$ (рис.14.3.5) непараллельность линий σ_{max} и σ_{min} показывает наличие влияния асимметрии цикла на накопление усталости при всех значениях N.

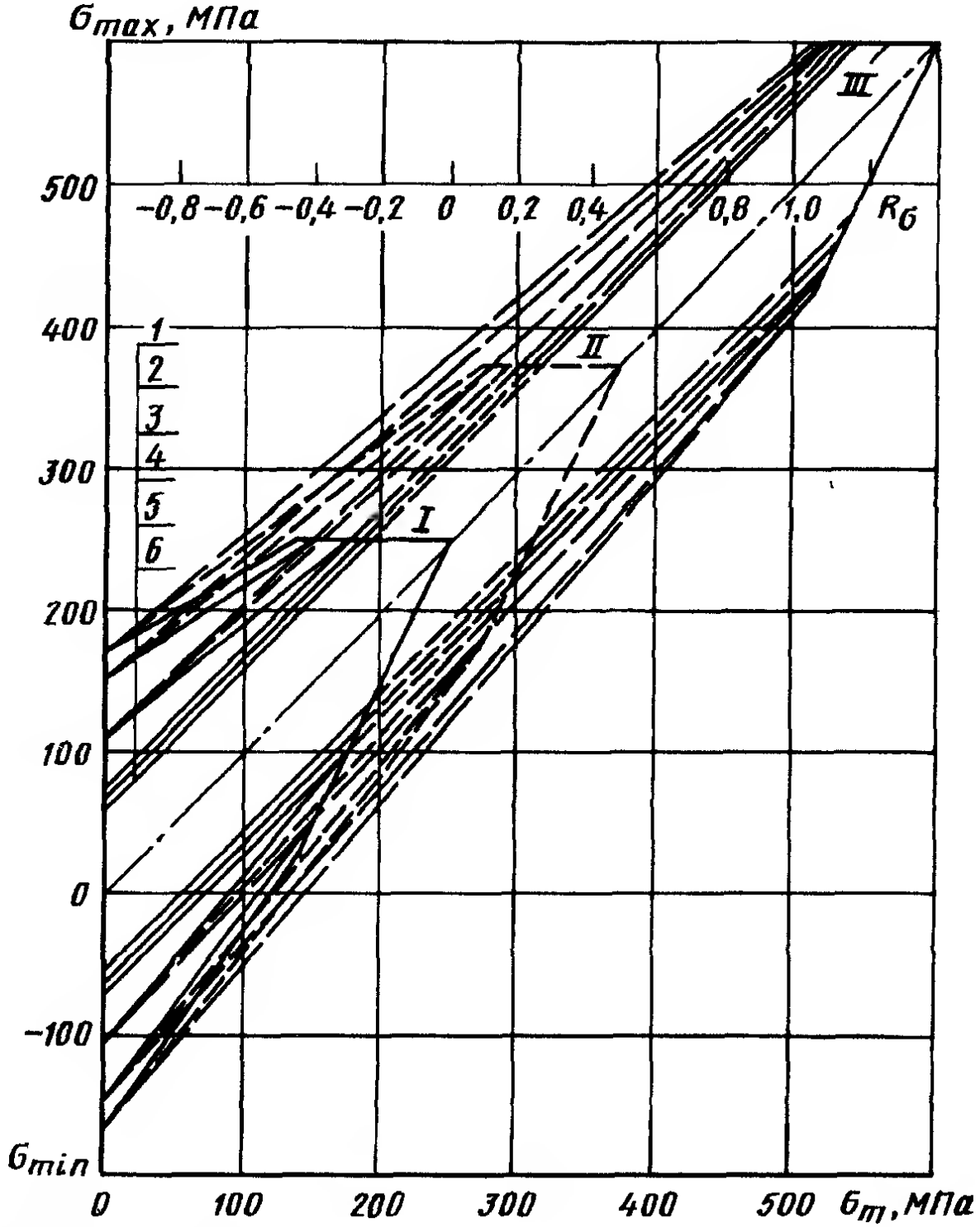


Рис.14.3.4. Диаграммы предельных напряжений цикла элементов группы 3а:
I — низкоуглеродистые; *II* — низколегированные; *III* — высокопрочные стали; *1* — $N = 5 \cdot 10^4$; *2* — $N = 1 \cdot 10^5$; *3* — $N = 5 \cdot 10^5$; *4* — $N = 2 \cdot 10^6$; *5* — $N = 5 \cdot 10^6$; *6* — $N \to \infty$ циклов

Расчетное значение предела выносливости $R_R = \sigma_R(P)$ определяется от допускаемой вероятности отказа P по формуле

$$R_R = \overset{*}{\sigma}_R - Z_P S_{\sigma_R}, \qquad (14.3.2)$$

где Z_P — квантиль нормального распределения для вероятности P; S_{σ_R} — среднее квадратичное отклонение.

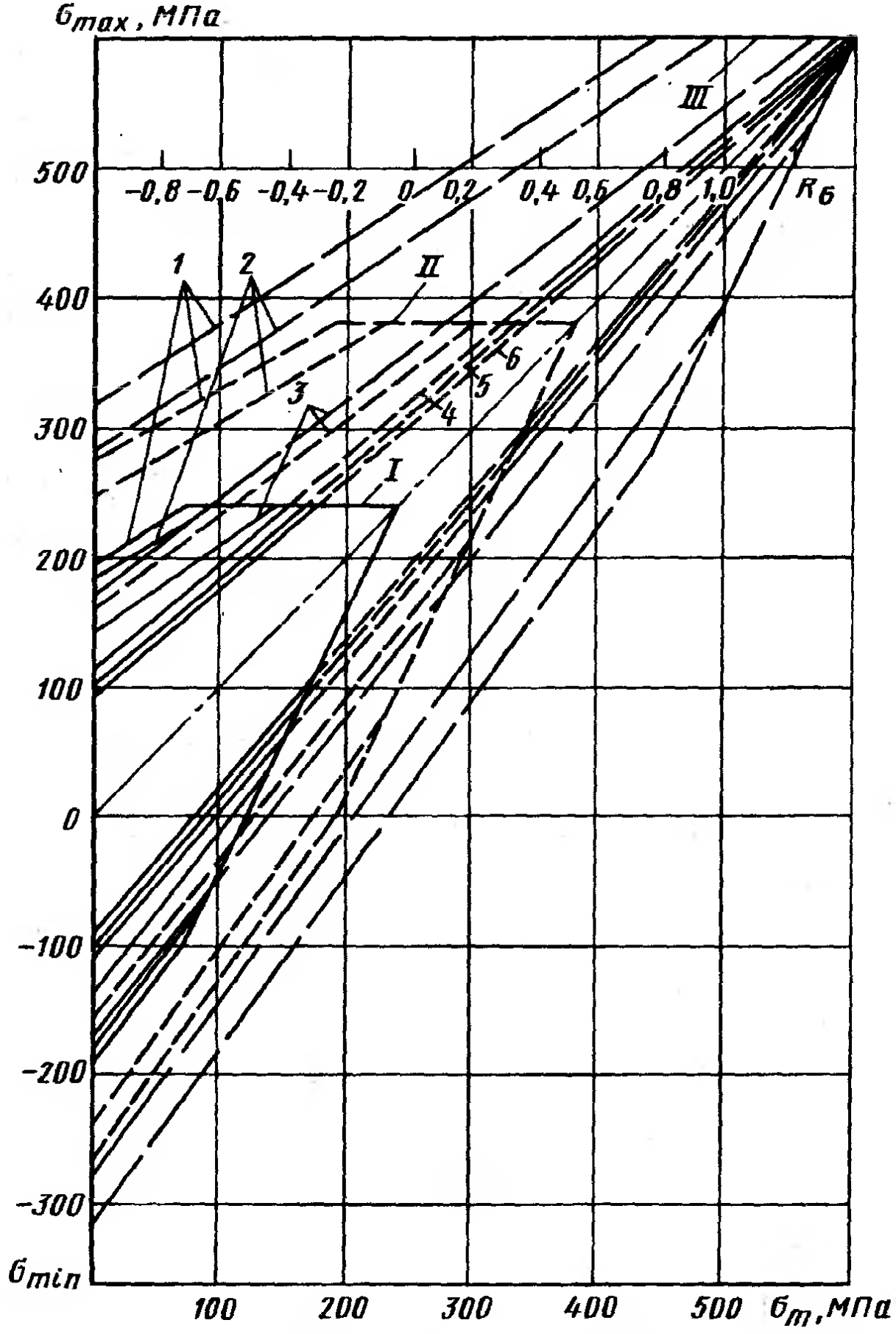


Рис.14.3.5. Диаграммы предельных напряжений цикла элементоа группы 3б:
I — низкоуглеродистые; *II* — низколегированные; *III* — высокопрочные стали; *1* — $N = 5 \cdot 10^4$; *2* — $N = 1 \cdot 10^5$; *3* — $N = 5 \cdot 10^5$; *4* — $N = 2 \cdot 10^6$; *5* — $N = 5 \cdot 10^6$; *6* — $N \to \infty$ циклов

При оценке усталостной долговечности по вероятности отказа в качестве условия работоспособности принято

$$a < a_P , \qquad (14.3.3)$$

где a_P — предельное значение накопленного усталостного повреждения. Расчет основывается на линейной гипотезе накопления усталостных повреждений

$$a_P = \sum_i \frac{n_i}{N_i} = 1 , \qquad (14.3.4)$$

где n_i — число циклов напряжения σ_i; N_i — предельное число циклов при действии напряжений уровня σ_i.

При постоянном коэффициенте асимметрии R_σ предельное число циклов N_i как функция значения амплитуды напряжений σ_{ai} и вероятности отказа P определяется по формуле

$$N_i \sigma_{ai} P = \frac{A}{\ln\left[\dfrac{2\sigma_{ai}}{(1 - R_\sigma) R_R(P)}\right]} - B , \qquad (14.3.5)$$

где A и B — параметры, значения которых приведены в виде таблицы;

$$\sigma_{ai} = \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2} ; \qquad R_\sigma = \frac{\sigma_{min}}{\sigma_{max}} .$$

Примерные данные о процентном возрастании пределов выносливости для сварных соединений после следующих видов обработки: зачистки, аргонодугового переплава, высокого отпуска, предварительной перегрузки, поверхностного наклепа, точечного (местного) нагрева, пластического обжатия путем взрывной, ультразвуковой или ударной обработки приведены в [320].

Сопоставление рассмотренных выше нормативных документов СНиП и ИЭС-ИМАШ позволяет заключить, что документация СНиП более компактна и удобна для использования, чем ИЭС-ИМАШ. С другой стороны, предлагаемый ИЭС-ИМАШ переход к вероятностной оценке долговечности с позиций накопления усталостного повреждения с учетом уровня остаточных напряжений является прогрессивным и позволяет более полно учесть специфику работы сварных соединений при переменной нагрузке. Общим недостатком обоих рассмотренных методов [299, 204] являются, во-первых, разделение элементов и соединений на ограниченное число групп, исключающее возможность оценки промежуточных конструктивных решений, а во-вторых, вне рассмотрения осталась зависимость концентрации напряжений от толщины элементов и размеров катетов угловых швов.

На основе метода локальных напряжений. При использовании концепции локальных напряжений σ_D диаграмму неразрушимости можно представить, как показано на рис. 14.3.6, где в логарифмических координатах дана зависимость $\sigma_D - N$.

Наклонная линия B_1C показывает зависимость ограниченного локального предела выносливости σ_{DRN} от числа циклов. Эта линия переходит правее точки C в горизонтальную, соответствующую неограниченному пределу выносливости, который, по-видимому, близок к значению K_{th}, если σ_D выразить через K_I. Положение линии практически одно и то же для большинства низкоуглеродистых и низколегированных сталей.

Положение линий A_1B_1, A_2B_2 и других, параллельных им, может меняться в крайне широких пределах в зависимости от динамической вязкости металла. Чем меньше вязкость металла, тем ниже располагается горизонтальная линия, соответствующая наступлению нестабильного разрушения. Накопление усталости в металле от циклических нагружений приводит к изменению положения линии A_2B_2 — она занимает фактически положение A_2B_3. Введение коэффициентов запаса позволяет для упрощения расчета считать линию A_2B_2 горизонтальной.

Объем высоконапряженного металла в концентраторах соединений с поперечно расположенными по отношению к силовому потоку угловыми швами существенно больше, чем у соединенний с продольно расположенными угловыми швами, не заканчивающимися поперечным швом. Промежуточное положение занимают соединения, в которых продольный шов примыкает к другому шву, расположенному поперек направления передачи силового потока.

Основная формула для расчета сварных соединений на выносливость имеет следующий вид:

$$\sigma\,\alpha_D \le [\,\sigma_{DRN}\,]_P\,. \qquad (14.3.6)$$

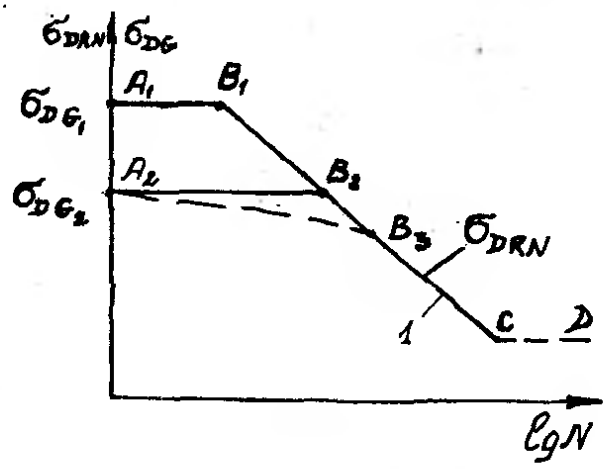


Рис.14.3.6. Схема диаграммы неразрушимости

Механическая характеристика — локальный предел выносливости σ_{DRN} — задан с установленной вероятностью его обеспечения P, обычно $P \ge 0{,}95$. Левая часть, выражающая эксплуатационное локальное напряжение $\sigma_D = \alpha_D\,\sigma$, включает в себя номинальное расчетное напряжение σ и коэффициент локальной концентрации напряжений α_D в конкретном сварном соединении. Коэффициент запаса n_P на неточность определения напряженного

состояния здесь отсутствует, так как предполагается, что значение α_D найдено на основе точных методов расчета напряженного состояния. Если α_D определяется приближенно, то в левую часть должен быть введен еще коэффициент запаса n_P. Рассеяние катетов швов учтено при статистической обработке массива данных, формирующих значения σ_{DRN}. Поэтому коэффициент запаса n_a в данном случае отсутствует.

Изложенный выше метод расчета исходит из подтверждаемого экспериментальными данными положения, что номинальные пределы выносливости обратно пропорциональны коэффициентам локальной концентрации напряжений α_D в пределах каждой группы соединений, для которой характерен тот или иной объем высоконапряженного металла в зоне концентратора. Это означает, что возможен переход одних значений номинальных пределов выносливости в другие для соединений, принадлежащих к одной группе, но отличающихся между собой размерами элементов и швов.

Коэффициент концентрации α зависит как от размеров элементов, так и от радиуса надреза r. Если в расчетах принять значение r небольшим, например в диапазоне 0,1...0,3 мм, то значения вычисленных α_1 и α_2 для двух соединений с разными размерами будут давать то же отношение α_1 / α_2, что и $\alpha_{D1} / \alpha_{D2}$ при $r = 0$. Это означает, что для пересчета одних значений пределов выносливости в другие можно использовать следующую зависимость:

$$\sigma_{RN_2} = \sigma_{RN_1} \frac{\alpha_1}{\alpha_2}, \qquad (14.3.7)$$

где σ_{RN_1} — предел выносливости (в том числе ограниченный) сварного соединения, которое было испытано при конкретной характеристике цикла R; σ_{RN_2} — предел выносливости другого сварного соединения, определяемый расчетным путем; α_1 и α_2 — значения коэффициентов концентрации напряжений для первого и второго соединений в зоне, где возникает усталостное разрушение. При этом оба соединения должны иметь одинаковую форму и одинаковый радиус закругления в концентраторе , не превышающий 0,3 мм, но могут отличаться другими размерами соединенных элементов и швов.Значения α_1 и α_2 должны вычисляться по одной и той же формуле или находиться на одной и той же номограмме.

Примером практического использования коэффициента локальной концентрации напряжений α_D может служить исследование работоспособности сварных соединений с лобовыми швами, выполненное А.Л.Черногоровым применительно к несущим системам сельскохозяйственных машин [334]. Обследование металлоконструкций сельхозмашин в процессе их изготовления на ряде заводов с массовыми измерениями геометрических размеров сварных швов и характерных несплошностей показало, что уровень технологии на различных

предприятиях не одинаков, и реальные размеры катетов фактически зависят не от задаваемых конструкторско-технологических условий их выполнения, а определяются, по-видимому, случайными факторами, возникающими в процессе производства. Обобщение размеров большого количества шлифов сварных соединений (толщина элементов 4...8 мм) представлено в виде статистического образа реального профиля угловых швов с 95%-ными доверительными границами интервала варьирования размеров (рис.14.3.7). В конструкциях сельхозмашин нагружение сварных соединений с лобовыми швами в основном осуществляется по трем типовым схемам, которые представлены на рис.14.3.8. Расчеты, выполненные методом конечных элементов, показали, что на НДС соединения значительное влияние оказывает толщина основной несущей детали c_1, тогда как толщина детали c_2 существенного значения не имеет. Наибольший уровень концентрации напряжений имеет место в сварных соединениях, швы которых полностью передают прикладываемую нагрузку; с уменьшением доли усилия, передаваемого через шов, концентрация напряжений в соединении снижается. При этом характер распределения локальных перемещений D вокруг типичных концентраторов зоны перехода в сварных соединениях с лобовыми швами различной формы принципиально не изменяется, а соотношение коэффициентов α_D для двух разных концентраторов оказывается не зависящим от базы усреднения y в интервале $0{,}2 \le y \le 0{,}8$ мм.

Это позволило сопоставлять и оценивать несущую способность сварных соединений, основываясь только на максимальных значениях локальных перемещений D_{max} на базе $y = 0{,}5$ мм.

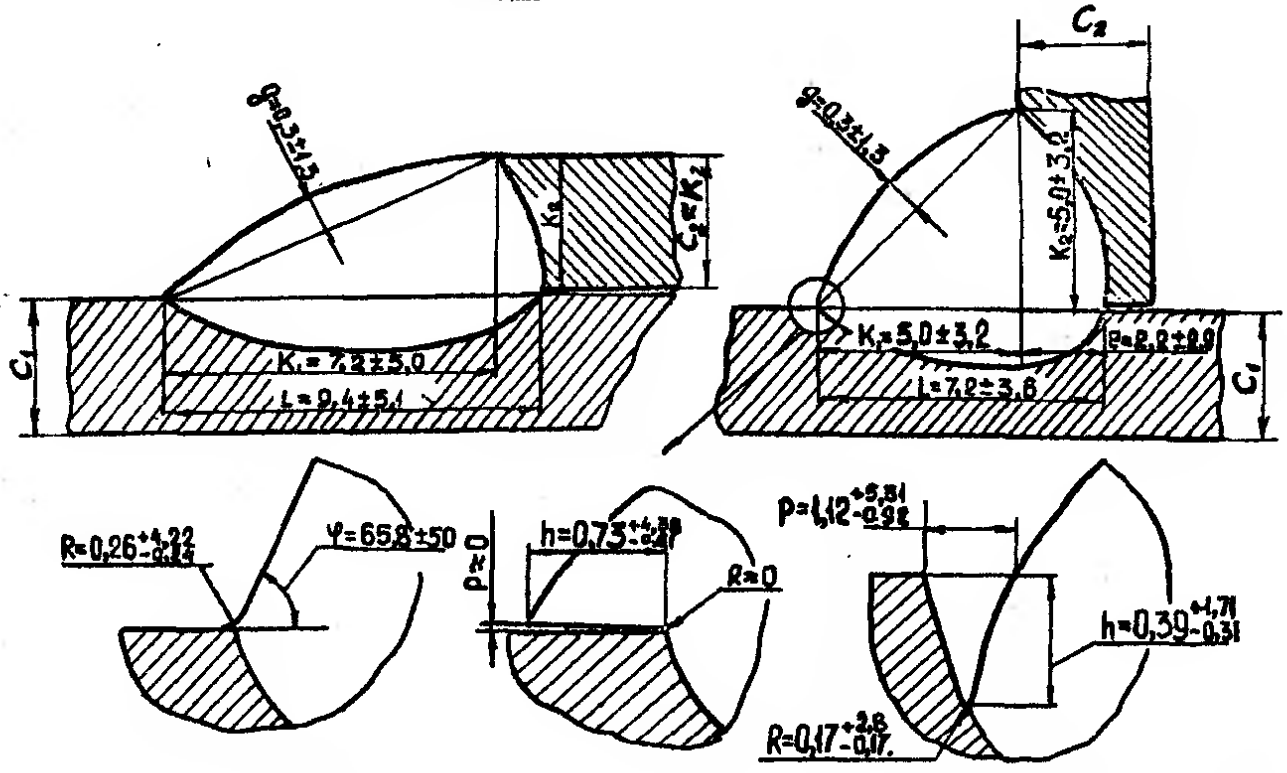


Рис.14.3.7. Статистический образ реальных сварных соединений сельхозмашин и характерных несплошностей зоны перехода

К числу геометрических параметров, определяющих НДС сварных соединений (рис.14.3.7), относятся: толщина детали c_1, угол подхода от наплавленного металла к основному φ, а также катет шва κ_1 и глубина проплавления e, как составные части основания шва L. При наличии в сварных соединениях подрезов на НДС оказывает влияние их глубина h и раскрытие p (рис. 14.3.7).

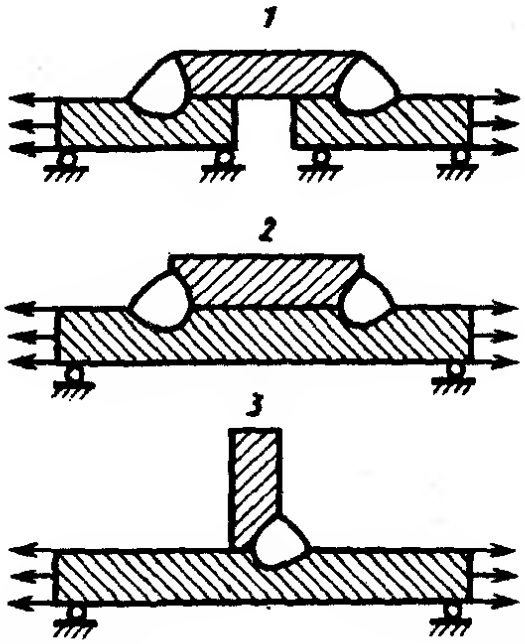


Рис.14.3.8. Типовые схемы нагружения сварных соединений с угловыми швами

Влияние параметров геометрии соединения на концентрацию напряжений проявляется комплексно, и это затрудняет выбор α_D для расчета. В то же время информацию о характеристиках распределения α_D можно получить, используя регрессионные модели типа $\alpha_D = f(\kappa_1, \kappa_2, R, \varphi \ldots c_1)$, варьируя размерами геометрических параметров, исходя из статистического образа сварных швов отдельно для каждой типовой схемы нагружения.

В расчетах на усталость приходится вводить наибольшее значение коэффициента α_D, которое может быть в рассматриваемом сварном соединении. Поэтому следует принимать квантильные значения коэффициента α_D при условии, что реальная величина не превышает расчетную с вероятностью P. Для практических расчетов сварных соединений, выполняемых полуавтоматической сваркой в среде углекислого газа по обычной серийной технологии, допускающей в соединенях присутствие подрезов и наплывов, квантильные значения α_{DP} уровня $P = 0{,}99$ предлагается определять по формулам: для схемы нагружения *1* — $\alpha_{DP} = 2{,}99 + 0{,}91\ c_1$; для схемы *2* — $\alpha_{DP} = 4{,}68 + 0{,}37\ c_1$; для схемы *3* — $\alpha_{DP} = 4{,}84 + 0{,}26\ c_1$, где c_1 — толщина основной несущей детали (рис.14.3.8).

Допускаемый уровень нагрузки при пульсирующем цикле определяется как

$$[\sigma_0] = \frac{[\sigma_{D_0}]}{\alpha_D}, \qquad (14.3.8)$$

где $[\sigma_{D_0}]$ — допускаемый локальный предел выносливости при $R = 0$. Локальные напряжения в зоне разрушения образца связаны с номинальным соотношением

$$\sigma_{D_0} = \alpha_D^{\text{обр}}\ \sigma_0 . \qquad (14.3.9)$$

Определение характеристик локального предела выносливости σ_{D_0} в работе [334] было выполнено путем испытаний сварных образцов из Ст3 (рис.14.3.9,*а*) при пульсирующем изгибе на шести уровнях нагружения. Самый высокий уровень $\sigma_0 = 160$ МПа был выбран из условия разрушения всех образцов этой партии до базового числа циклов нагружения $N = 10^7$ циклов. Остальные пять уровней распределяли таким образом, чтобы на среднем уровне разрушилось 50% образцов, на двух высоких — 70...80 и 80...90 %, а на двух низких — 20...30 % и 1...20 %.

Значение $\alpha_D^{об\,р} = 1{,}5$ определили путем расчета НДС образца с учетом его реальных размеров и профиля сварного соединения. В соответствии с этим зависимости σ_0 и σ_{D_0} от числа циклов, полученные при обработке результатов испытаний с учетом выражения (14.3.9), представлены в виде квантильных кривых усталости на рис.14.3.9,*б* с двойной шкалой.

При использовании сопротивления усталости σ_0 эти кривые справедливы только для данных испытанных образцов. Однако переход от σ_0 к σ_{D_0} позволяет использовать значения σ_{D_0} для любых других типов сварных соединений с угловыми швами из стали Ст3.

В процессе эксплуатации различные сварные соединения конструкции нагружены не одинаково. Исходя из этого, в рассмотренной работе [334] предложено требования к качеству выполнения сварных соединений дифференцировать в соответствии с их категорией, устанавливаемой конструктором в зависимости от уровня и характера нагруженности соединения, его конструктивного оформления и свариваемых толщин. В этом случае можно снизить металлоемкость и повысить несущую способность сварной конструкции, сосредоточив усилия по повышению качества выполнения только на небольшом числе высоконагруженных сварных соединений.

С позиций сопротивляемости нестабильному разрушению. У низкоуглеродистых и низколегированных сталей невысокая вязкость, как правило, наблюдается при отрицательных температурах. Причиной снижения вязких свойств может оказаться также закалка стали вследствие высоких скоростей охлаждения при сварке или тепловое охрупчивание.

Для сварных соединений с формами концентраторов, отличающихся от трещин, имеются в основном два обстоятельства, количественная оценка которых затруднена:

а) в области у вершины концентратора сварного соединения практически всегда существуют остаточные напряжения и возникает пластическая деформация, которая, с одной стороны, понижает вязкость металла, а с другой стороны, снимает пики напряжений у предельно острых концентраторов;

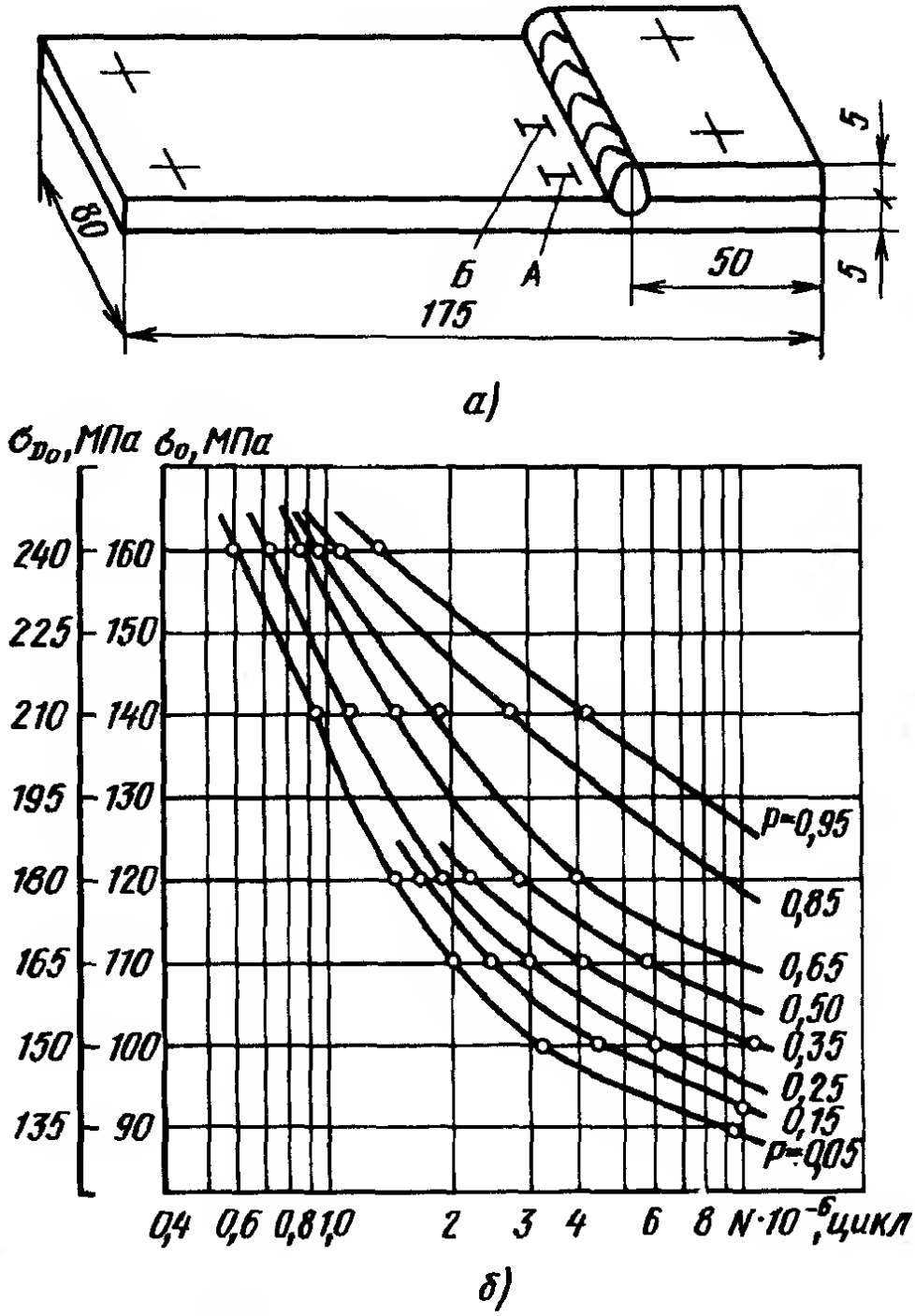


Рис.14.3.9. Результаты испытаний сварных соединений стали Ст3 при пульсирующем цикле нагружения:
а — образец для испытаний, *А, Б* — базы измерения деформаций в процессе испытания; *б* — квантильные кривые усталости

б) второе затруднение возникает из-за отсутствия исчерпывающей информации о действительных механических свойствах металла в зоне, откуда стартует трещина.

Сначала рассмотрим случай, когда вязкие свойства металла на всем протяжении движения трещины одинаковы и соответствуют наиболее низким свойствам основного металла, которые могут быть у металла, поставленного металлургической промышленностью.

Если конструкция не подвергалась отпуску, то в качестве номинальных расчетных напряжений принимаются напряжения, равные пределу текучести $\sigma_т$. Если конструкция прошла отпуск, то номинальные напряжения принимаются как сумма $\sigma_э + \sigma_{ост}$, но не более $\sigma_т$. В запас прочности принимается возможным использование аппарата теории упругости, несмотря на возможное снижение пиков напряжений из-за пластической деформации.

Условие неразрушимости состоит в том, что освобождающаяся энергия G_1 при появлении трещины единичной площади должна быть меньше динамической вязкости разрушения металла $G_{I\,cd}$:

$$G_1\, n_р \le \frac{G_{I\,cd}}{n_м}, \qquad (14.3.10)$$

где $n_м$ — коэффициент запаса на свойства металла; $n_р$ — коэффициент запаса на неточность расчета напряженно-деформированного состояния; коэффициент запаса n_a на рассеяние размеров может не вводиться, в данном случае это влияние мало.

Вне зависимости от метода определения вязкости $G_{I\,cd}$ ее значение следует находить для самой низкой температуры эксплуатации изделия. Весьма простым методом является испытание образцов с острым V-образным надрезом (тип 11 по ГОСТ 9454 -78), если *KCV* менее 14 Дж/см^2, но более 6 Дж/см^2. Тогда определение $G_{I\,cd}$ выполняют по формуле

$$G_{I\,cd} = 0{,}96\ KCV - 0{,}56\ . \qquad (14.3.11)$$

Если значение вязкости менее 6 Дж/см^2, то $G_{I\,cd} \cong 0{,}87\ KCV$.

Значение $G_{I\,cd}$ можно определить также, используя значения критического динамического коэффициента интенсивности напряжений $K_{I\,cd}$:

$$G_{I\,cd} \cong K^2_{I\,cd} / E\ , \qquad (14.3.12)$$

или воспользоваться результатами испытаний металла на циклическую трещиностойкость при низкой температуре и взять в (14.3.12) вместо $K_{I\,cd}$ значение K_{fc} [310], определяемое по скачкам трещины во время ее подрастания. При общей оценке конструкции в отношении ее сопротивления нестабильному разрушению необходимо быть уверенным, что вводимые в расчет вязкие свойства являются самыми низкими. Поэтому значение $G_{I\,cd}$, полученное для конкретной плавки металла, следует умножить на коэффициент $\eta < 1$. Тогда

$$G_{I\,cd\,min} = G_{I\,cd\,ср}\,\eta\ . \qquad (14.3.13)$$

Для определения коэффициента η необходимо располагать гистограммой распределения вязких свойств рассматриваемой марки стали по данным металлургических заводов. Лучше использовать значения

KCV, но можно воспользоваться и значениями $\overline{KCU}$. Находится среднее значение из приведенных в гистограмме данных KCU и среднее квадратичное отклонение S_{KCU}. Затем необходимо по нескольким образцам того же типа, которые использовались для получения гистограммы, при той же температуре, какая соответствует гистограмме, найти среднее значение KCU для конкретной плавки стали, использованной для определения $G_{\mathrm{I}\,cd}$. Поправка η на рассеяние свойств определяется по формуле

$$\eta = \frac{\overline{KCU} - 2\,S_{KCU}}{KCU_{\mathrm{ср}}} \qquad (14.3.14)$$

и используется для подсчета $G_{\mathrm{I}\,cd\,\min}$ из выражения (14.3.13).

Примером, показывающим существенное значение коэффициента η, являются данные, приведенные в табл. 14.3.1, где значения $G_{\mathrm{I}\,cd\,\mathrm{ср}}$ даны для конкретных плавок, а значения $G_{\mathrm{I}\,cd\,\min}$ после введения η.

При подрастании трещины на единицу площади в левой части (14.3.10) в случае щелевидного концентратора значение освобождающейся энергии G_1 может быть найдено через значение коэффициента интенсивности напряжений K_{I} по формуле

$$G_1 = \frac{K_{\mathrm{I}}^2}{E}. \qquad (14.3.15)$$

Значение G_1 для обычных сварных соединений приближенно можно определить по значениям α_D. Для этого следует найти значение $\sigma_D = \alpha_D\,\sigma_э$, где $\sigma_э$ — эксплуатационное напряжение, и выразить его в кгс/мм^2. При данной размерности численное значение σ_D в кгс/мм^2 совпадает с K_{I} в кгс/мм$^{3/2}$.

В случае, когда трещина стартует из области с весьма низкой вязкостью металла, т.е. когда на некотором хрупком участке $l_{хр}$ трещина проходит без затрат энергии и лишь затем входит в металл с принятыми в расчете вязкими свойствами, следует использовать не значения освобождающейся удельной энергии G_1 с размерностью Дж/см^2, а полную энергию g, освободившуюся при возникновении трещины длиной x, и затраченную на разрушение металла $g_{разр}$ в Дж.

Таблица 14.3.1

Рассеяние вязких свойств для разных марок сталей

Сталь	В Ст3 сп	09Г2	16Г2АФ
$G_{\mathrm{I}\,cd\,\mathrm{ср}}$ Дж / см^2	6,0	10,0	7,0
$G_{\mathrm{I}\,cd\,\min}$ Дж / см^2	1,45	2,17	1,95

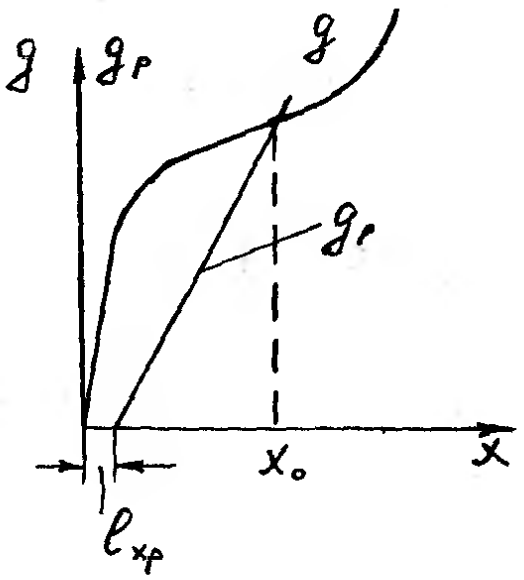


Рис.14.3.10. Схема зависимости g при наличии хрупкого участка $l_{хр}$

Условие аварийной неразрушимости в этом случае состоит в том, что при некотором x_0 (рис.14.3.10) может возникнуть равенство g и $g_{разр}$:

$$\frac{g_{разр}\,(x_0)}{n_м} = g(x_0)\,n_p\,. \qquad (14.3.16)$$

Поскольку затраты энергии происходят только при продвижении трещины на участке от $l_{хр}$ до x_0 (рис.14.3.10), общее поглощение энергии на разрушение равно $g_{разр} = G_{I\,cd}\,(x_0 - l_{хр})\,s$, где s — толщина металла. Этот подход более консервативен и обеспечивает более высокие запасы прочности.

Зависимость освобождающейся энергии g от x обычно имеет вид, показанный на рис.14.3.10. Построение функции g может быть выполнено с использованием метода конечных элементов путем определения значений g при нескольких длинах трещины x.

Для качественных оценок рациональности проектируемых узлов можно, по-видимому, принимать значения $l_{хр}$ до 5...15 мм.

§ 14.4. Контрольные расчеты неразрушимости сварных соединений

Назначение и виды контрольных расчетов. Технологические требования в части допускаемого размера дефекта $l_т$ (рис.14.4.1) нередко назначают одинаковыми для сварных соединений, работающих при различных уровнях напряжений и числах циклов нагружения N. Схематично это соответствует прямой линии AB (рис.14.4.1).

Напротив, эксплуатационные требования к сплошности металла сварных соединений обязательно должны учитывать условия работы сварных соединений, уровень и характер действующих напряжений, свойства металла, т.е. они должны опираться на точные количественные расчеты на прочность. Обычно уровень технологических требований

оказывается достаточным, чтобы сварная конструкция была вполне работоспособна, несмотря на наличие в ней несплошностей определенного размера, допускаемых технологическими требованиями. С другой стороны, встречаются такие условия эксплуатации, когда технологические требования оказываются недостаточными (участок *BC*, рис. 14.4.1). Тогда вступают в действие эксплуатационные требования по размерам дефектов $l_э$, соблюдение которых при использовании прежних технологий и оборудования представляется невозможным. В таких ситуациях осуществляют ряд организационно-технических мероприятий по улучшению качества технологического процесса и ремонта дефектных мест.

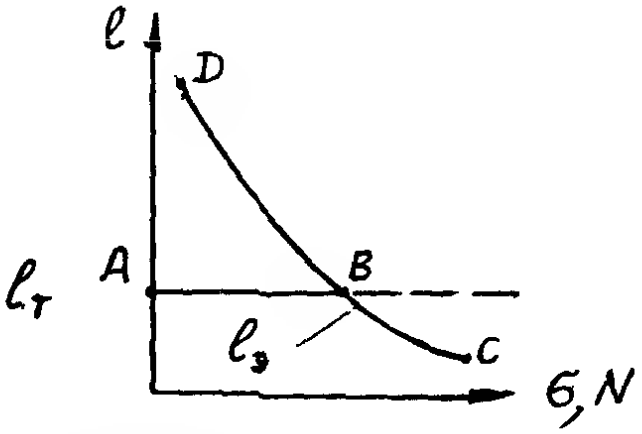


Рис.14.4.1. Схема зависимости *l* - σ *N*

Конструктор при проектировании сварных конструкций вынужден исходить из полной сплошности сварных соединений. В противном случае он санкционирует с самого начала наличие несплошностей и идет на увеличение массы сварной конструкции за счет снижения эксплуатационных напряжений. После того,как конструкция спроектирована и рассчитана на прочность, следует дать оценку достаточности действующих на конкретном предприятии или в отрасли технологических требований в отношении рассматриваемой конструкции. Для этой цели предназначены контрольные расчеты. Нередки случаи, когда в готовой или даже эксплуатируемой конструкции обнаруживают несплошности или трещины, которые по своим размерам выходят за пределы установленных требований, и необходимо принять решение, можно ли их не устранять по причине высокой стоимости ремонта, технической невозможности их устранения или опасений, что при ремонте появятся еще более опасные дефекты.

Иногда требуется оценить, как долго или при каких нагрузках возможна эксплуатация конструкции. Для этих целей также используют контрольные расчеты.

Для понимания структуры контрольных расчетов рассмотрим диаграмму неразрушимости $\lg K_I - \lg N$ на рис.14.4.2. Область ниже линии *ABCD* — это область полной неразрушимости, в которой трещиноподобные несплошности и технологические трещины не увеличивают своих размеров. В области выше линии *AB* и ее продолжения *BH* трещины ведут себя как нестабильные. В области выше линии *BCD*, но ниже *BH*, трещины растут достаточно медленно по мере накопления усталости металла у их вершин. Это область относительной неразрушимости, когда конструкция работоспособна, но трещины увеличивают

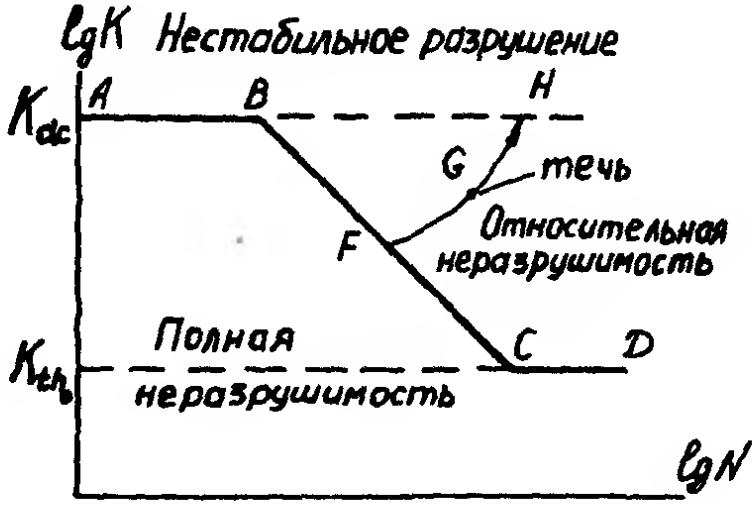


Рис.14.4.2. Схема диаграммы неразрушимости

свои размеры. В сосудах давления и трубопроводах возможно наступление течи в точке *G* до достижения трещиной нестабильного состояния в точке *H*. Кроме того, причиной нарушения работоспособности может явиться наступление общей текучести сечения при приближении напряжений в нетто-сечении к пределу текучести. Это предельное состояние на диаграмме (рис.14.4.2) не показано, так как не может быть выражено через K_I.

Таким образом, для обеспечения полной неразрушимости за период эксплуатации необходимо предупредить наступление 3-х предельных состояний: нестабильного разрушения, появления трещин и общей текучести. Для обеспечения относительной неразрушимости эти же требования смягчаются тем, что допускается появление и некоторый рост трещин при условии ограничения их роста в пределах заданного размера. Для предотвращения текучести сечения должна быть проведена проверка по ослабленному дефектом нетто-сечению. Напряжение в нем от эксплуатационных нагрузок, увеличенное в n_p раз, не должно превышать $\sigma_т / n_м$.

Остальные предельные состояния, связанные с коэффициентом интенсивности напряжений K_I, требуют более подробного изложения.

Оценка возможности нестабильного разрушения. Основной характеристикой напряженно-деформированного состояния, используемой в контрольных расчетах, является коэффициент интенсивности напряжений K_I. Для его определения необходимо знать место расположения несплошности, ее форму и размеры. Иногда используют разрезку аналогичных соединений, чтобы установить размеры и расположение характерных дефектов. Однако в большинстве случаев эта информация может быть получена только неразрушающими методами контроля. Очертания дефектов могут иметь такой вид, что для них трудно определить значение K. Поэтому приходится прибегать к схематизации формы несплошностей, руководствуясь определенными правилами, обеспечивающими больший запас прочности.

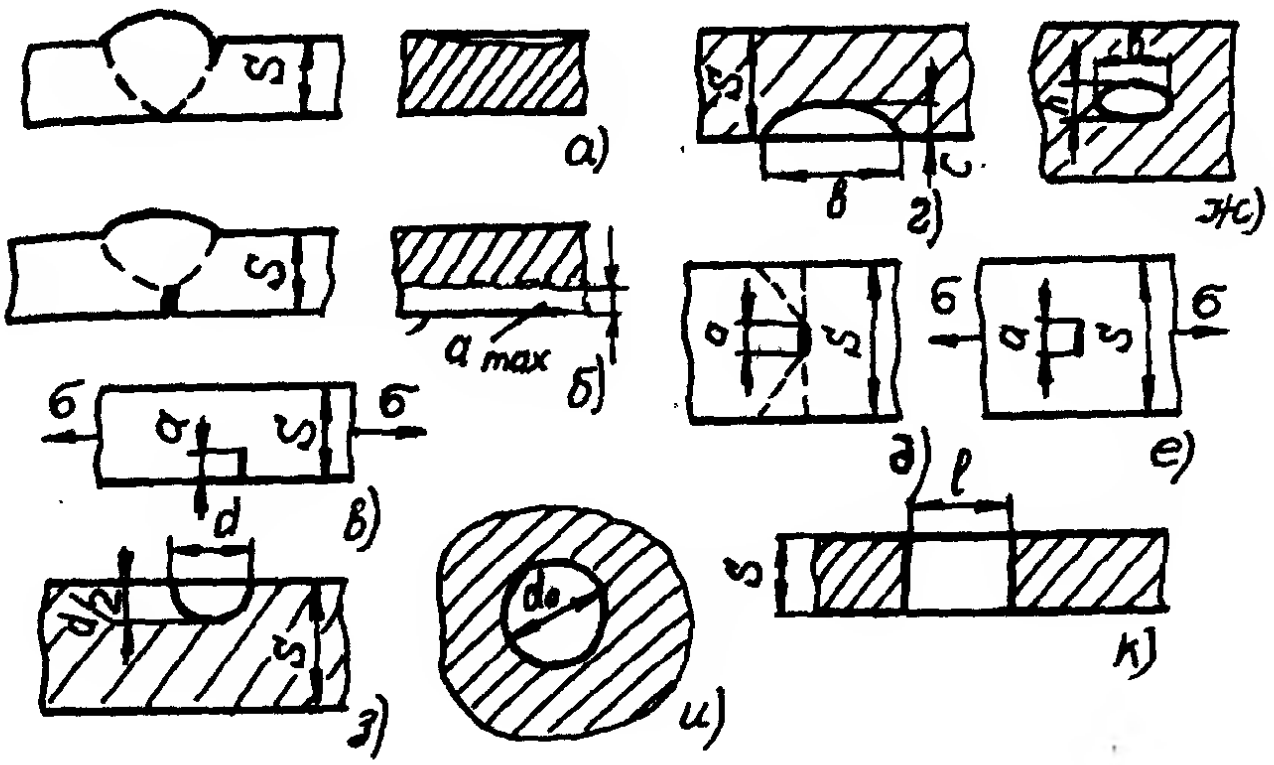


Рис.14.4.3. Схематизация форм несплошностей

Так, непровары и подрезы, вытянутые по длине шва, следует рассматривать как краевые надрезы в полосе (14.4.3,*а,б,в*). Если надрезы и непровары имеют ограниченные по длине размеры, то их следует рассматривать как полуэллипсы длиной b и глубиной c (рис.14.4.3,*г*). Непровары в Х- и К-образных соединениях могут быть сильно вытянутыми, тогда используют схему полосы с надрезом (рис.14.4.3,*д,е*), а для непроваров с $b/h < 10$ (рис.14.4.3,*ж*) — форму эллипса с осями b и h.

Несплавления и шаровые включения в однопроходных и многопроходных швах могут иметь самый разнообразный вид. Если имеются сведения только о площади дефекта, расположенного в глубине, то следует считать, что он имеет форму круга с той же площадью. Если он выходит на поверхность, но при этом ни один из размеров не известен, следует принять его форму в виде полукруга с диаметром d на поверхности (рис. 14.4.3,*з,и*).

Два рядом расположенных дефекта (рис.14.4.4,*а*) следует объединять и рассматривать как один более крупный дефект, если минимальное расстояние C между дефектами меньше максимального размера меньшего дефекта, при этом размеры h и b находят, как показано на рис.14.4.4,*а,б*. Более обстоятельно вопрос составления расчетных схем по данным неразрушающего контроля рассмотрен в работах [228, 229].

В неотпущенных конструкциях вне зависимости от характера действия нагрузки (статического или ударного) трещины могут возникать как динамические от мест, в которых исчерпана вязкость металла

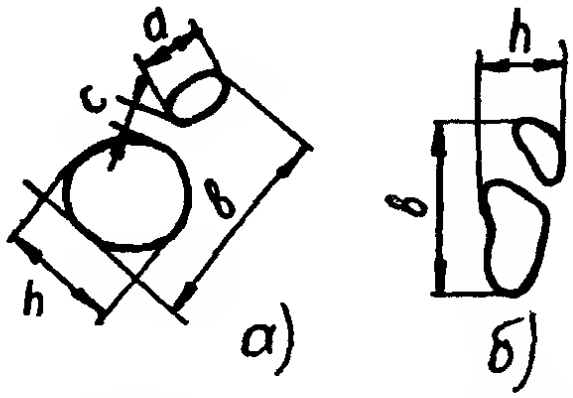


Рис.14.4.4. Схема объединения двух рядом расположенных дефектов

и действуют остаточные напряжения, близкие к пределу текучести металла $\sigma_т$. Условие неразрушимости записывается в виде неравенства

$$K_{I\,max} \le \frac{K_{I\,cd}}{n_м \sqrt{n_a}}, \qquad (14.4.1)$$

где $K_{I\,max}$ — вычисляют по известным размерам дефекта, полагая напряжение равным $\sigma_т$, что в неявном виде равноценно введению коэффициента запаса n_p; эксплуатационные напряжения при таком подходе во внимание не принимаются;

$K_{I\,cd}$ — значение критического динамического коэффициента интенсивности напряжений; значение $K_{I\,cd}$ может быть заменено значением K_{fc}, соответствующим первым скачкам трещины при испытании образца с трещиной под переменными нагрузками; $n_м$, n_a — коэффициенты запаса (см. §3.4).

В конструкциях, которые прошли высокий отпуск, но испытывают динамические нагрузки, также используется неравенство (14.4.1), но определение $K_{I\,max}$ проводится с учетом уровня остаточных напряжений после отпуска. Если сумма эксплуатационных напряжений $\sigma_э$ и остаточных $\sigma_{ост}$ меньше $\sigma_т$, то в расчете $K_{I\,max}$ используют значение $\sigma_э + \sigma_{ост}$. Если сумма больше $\sigma_т$, то используют в расчете значение $\sigma_т$. Уровень остаточных напряжений либо определяют экспериментально, либо используют приближенные значения в соответствии с данными табл. 14.4.1.

Таблица 14.4.1

Уровень остаточных напряжений после отпуска

T отпуска, °C	Стали с $\sigma_т > 300$ МПа	Стали с $\sigma_т \le 300$ МПа
550	0,35 $\sigma_т$	0,25 $\sigma_т$
600	0,256 $\sigma_т$	0,20 $\sigma_т$
650	0,2 $\sigma_т$	0,15 $\sigma_т$
700	0,15 $\sigma_т$	0,1 $\sigma_т$

В случае действия статических нагрузок расчет отпущенных конструкций проводится с учетом остаточных напряжений, как указано выше, но значение $K_{I\,cd}$ в неравенстве (14.4.1) может быть заменено на более высокое $K_{I\,c}$.

Появление трещины усталости на контуре дефекта. Сведений о значениях ограниченных пределов выносливости $K_{I\,NR}$ (линия *BC* на рис.14.4.2) крайне мало.

Ввиду отсутствия точных значений $K_{I\,NR}$ разработана приближенная зависимость для определения значений N_0, соответствующих первым признакам начала роста трещины у предельно острых надрезов согласно выражению

$$N_0 = \frac{\rho\,(1{,}5 - 2\,\mu)}{C_0\,n_м^n\,C_R\,(K_{I\,max}\sqrt{n_a})^n\,(1{,}25 - \mu)}, \qquad (14.4.2)$$

где ρ — радиус локальной зоны, принимаемый при определении локальных пределов выносливости равным 0,5 мм; μ — коэффициент Пуассона; C_0, n — коэффициенты, определяемые при исследовании скоростей роста трещины; $n_м$ и n_a — коэффициенты запаса; C_R — коэффициент, отражающий влияние характеристики цикла нагружений R; полностью установившихся представлений о структуре коэффициента C_R пока нет; приближенно для $R \geq 0$

$$C_R \approx (1 - R)^{n-1}, \qquad (14.4.3)$$

(для $R \leq 0$ значение $C_R \approx 1$); $K_{I\,max}$ — максимальное (алгебраически) значение коэффициента интенсивности напряжений в цикле.

Формула (14.4.2) дает весьма консервативное (то есть наименьшее из наблюдаемых) значение N_0 до появления трещины.

Когда известно число циклов нагружений $N_э$ за период эксплуатации, можно в расчете по полной неразрушимости допустить незначительное подрастание трещины $\Delta l = 0{,}2 \ldots 0{,}5$ мм у краев дефекта к концу эксплуатации. С учетом зависимости роста трещины число циклов нагружений N_Δ на возможное подрастание трещины длиной Δl запишется следующим образом:

$$N_\Delta = \frac{\Delta l}{C_0\,n_м^n\,C_R\left[\left(K_{I\,max}\sqrt{n_a}\right)^n\left(\frac{K_{th\,R}}{n_м}\right)^n\right]}, \qquad (14.4.4)$$

где $K_{th\,R}$ описывается формулой

$$K_{th\,R} = \frac{K_{th\,0}}{(1 - R)^{1-\gamma}}. \qquad (14.4.5)$$

Суммарное число циклов нагружений на возникновение и подрастание трещины размером Δl составит $N_0 + N_\Delta$.

При определении R в расчетах C_R по (14.4.3) считается, что в неотпущенных конструкциях напряжение изменяется от $\sigma_{max} = \sigma_т$ до $\sigma_{min} = \sigma_т - \Delta\sigma$, где $\Delta\sigma = \sigma_{э\,max} - \sigma_{э\,min}$. В результате получаем

$$R = \frac{\sigma_т - \Delta\sigma}{\sigma_т}. \qquad (14.4.6)$$

В отпущенных конструкциях значение R вычисляется по формуле

$$R = \frac{\sigma_{э\,min} + \sigma_{ост}}{\sigma_{э\,max} + \sigma_{ост}}, \qquad (14.4.7)$$

если $\sigma_{э\,max} + \sigma_{ост} < \sigma_т$, или по формуле (14.4.6), если $\sigma_{э\,max} + \sigma_{ост} \geq \sigma_т$. Условие полной неразрушимости при неограниченном числе нагружений N записывается так:

$$K_{I\,max} < \frac{K_{th\,R}}{n_{м_2}\sqrt{n_a}}. \qquad (14.4.8)$$

Максимальное значение $K_{I\,max}$ в цикле подсчитывается с учетом остаточных напряжений, как было разъяснено выше.

Если выполняется условие (14.4.8), то дальнейшая проверка по другим предельным состояниям, кроме наступления текучести, не нужна. Если условие (14.4.8) не соблюдается, то нужно выполнить все три расчета: по нестабильному разрушению, по появлению трещины усталости, по наступлению текучести. Если все три условия выполняются, то дальнейшая проверка не нужна, дефект является неопасным.

При расчете относительной неразрушимости при некотором росте трещины в запас прочности принимается, что уровень остаточных растягивающих напряжений в течение всего процесса роста трещины сохраняется неизменным и соответствует начальному состоянию.

Если дефект в процессе роста трещины меняет свою форму, то весь период роста должен быть разбит на отдельные этапы и на каждом из них приходится рассматривать новую форму дефекта. Упрощенным приемом, идущим в запас прочности, является предположение о пропорциональном росте трещины по всем направлениям, в том числе и по тем, для которых K_I не максимально.

Применение вычислительной техники позволяет обойтись без допущений о пропорциональном изменении размеров трещины, организовав расчет по следующему алгоритму.

1. Исходный дефект схематизируется в виде трещины, имеющей форму эллипса, полуэллипса (для поверхностных дефектов), четверти эллипса (для угловых дефектов) или прямоугольника (для сквозных трещин).

2. Рассчитываются значения K_I на концах полуосей эллипса. Этот расчет при простой форме детали может быть проведен по формулам, а при более сложной — методом конечных элементов.

3. По уравнению (14.4.4) определяется увеличение трещины за цикл нагружения dl/dN по концам полуосей эллипса. В выражении (14.4.4) учтено, что на протяжении первых N циклов, согласно (14.4.2), трещина не растет.

4. Определяется форма трещины по истечении числа циклов ΔN, на протяжении которого dl/dN принимается постоянным.

5. Для новой формы трещины проверяется условие ненаступления всех характерных предельных состояний. В процессе роста трещины может происходить изменение ее схемы. Так, внутренняя эллиптическая трещина, достигнув свободной поверхности, становится поверхностной. При этом переход от эллипса к охватывающему его полуэллипсу происходит скачкообразно за несколько циклов. При дальнейшем росте трещина может стать угловой или сквозной. Для сосудов превращение трещины в сквозную является предельным состоянием (потеря герметичности).

6. Расчет повторяется до тех пор, пока общее число циклов N не достигнет числа нагружений за срок эксплуатации. Если при этом не наступит ни одно из предельных состояний, то относительная неразрушимость сечения с дефектом обеспечена. Эксплуатационные нагрузки, число циклов нагружения, свойства материала и размеры дефектов в расчете должны быть определены с использованием коэффициентов запаса.

Универсальность и оперативность расчетов, выполняемых на основе использования вычислительной техники и МКЭ неоспоримы. Однако при их постановке необходимо иметь в виду, что объективность оценки работоспособности рассматриваемой конструкции может оказаться сомнительной, если нет уверенности в объективности исходных данных, вводимых в расчет, или в корректности определения и использования критических значений критериев, характеризующих наступление предельного состояния конструктивного элемента, подлежащего расчету.

Преодоление таких затруднений применительно к постановке расчета конструкции конкретного типа рассмотрим на примере элемента стенки сварной оболочки с использованием методических разработок и экспериментальных данных, приведенных в главах 7 и 10.

Расчет разгерметизации стенки оболочковой конструкции. Применительно к сварной оболочковой конструкции с несквозными дефектами и несплошностями работоспособным будем считать такое стыковое соединение, для которого в пределах заданного эксплуатационного ресурса статических и циклических нагружений разгерметизация наступить не может.

Исходными данными для контрольного расчета служат сведения о несплошностях, обнаруженных методами неразрушающего контроля, результаты экспериментального определения механических свойств и характеристик трещиностойкости металла в зонах расположения дефектов, а также условия эксплуатации и заданный ресурс рассматриваемой оболочковой конструкции.

При постановке расчета с позиций механики разрушения необходимо, во-первых, схематизировать данные о размерах и расположении выявленных несплошностей с учетом специфики развития в них трещин, а во-вторых, установить те значения параметров трещиностойкости, которые корректно характеризуют процесс страгивания и роста несквозной трещины в направлении толщины стенки.

Влияние формы трещины на значение K_I в наиболее опасной точке ее фронта учтем, используя обобщенный размер трещины W, который определяется по выражению (7.5.4) на основе схем на рис.10.5.4 (см. §10.5).

Тогда условием сохранения работоспособности стенки сварной оболочки становится неравенство

$$W_0 + \Delta W < W_{кр}, \qquad (14.4.9)$$

где ΔW — возможное подрастание несквозной трещины в процессе эксплуатации; $W_{кр}$ — критическое значение обобщенного размера трещины, определяемое для каждого предельного состояния стенки оболочки, достижение которого сопровождается ее разгерметизацией, то есть при наступлении нестабильности трещины или переходе к скачкообразному продвижению усталостной трещины, а также при наступлении пластической неустойчивости перемычки между поверхностной трещиной и тыльной поверхностью.

В работе [134] контрольный расчет по условию (14.4.9) нами был представлен в виде номограммы. Исходными данными для ее построения являются параметры, характеризующие статическую ($K_{I\,Q} = K_{I\,c}$) и циклическую трещиностойкость металла в зоне расположения обнаруженного дефекта, а также ресурс работы оболочковой конструкции (N — число отнулевых циклов нагружения).

Как было показано в гл.7 (см. табл.7.5.2), нестабильность поверхностной трещины имеет место тогда, когда к моменту страгивания пластическое удлинение волокна в зоне ее вершины δ_Q не превышает 0,03 мм. В этом случае экспериментально определенное значение $K_{I\,Q} = K_{I\,c}$, а $W_{кр1}$ может быть получено по выражению

$$W_{кр1} = \frac{K_{I\,c}^2}{\sigma_Q^2\,\pi}. \qquad (14.4.10)$$

Критическое значение $W_{кр2}$, соответствующее началу скачкообразного продвижения вершины усталостной трещины в направлении толщины, найдем из условия, что скорость $dW/dN = 5 \cdot 10^{-6}$ м/цикл (см. §10.5). Подстановка этого значения в уравнение Париса $dW/dN = 10^{-7} (K_{I\,max}/K^*)^n$, где $K_{I\,max} = \sigma_{max}\sqrt{\pi W}$, дает

$$W_{кр\,2} = (50)^{2/n} \left(\frac{K^*}{\sigma_{max}}\right)^2 / \pi . \qquad (14.4.11)$$

Приближение вершины поверхностной трещины к противоположной поверхности стенки оболочки может привести к наступлению пластической неустойчивости оставшейся перемычки и ее разрыву. Анализ условий такого типа разгерметизации, выполненный авторами работы [134], позволяет в первом приближении принять, что разгерметизация не произойдет, пока

$$W_{кр\,3} < 0{,}7\,B, \qquad (14.4.12)$$

где B — толщина стенки оболочки.

Схема выполнения контрольного расчета на основе данных о механических свойствах и трещиностойкости зоны стыкового соединения, где обнаружена несплошность с обобщенным размером W, представлена на рис.14.4.5. Кривые *1* и *2* выражают изменения $W_{кр\,1}$ и $W_{кр\,2}$ в зависимости от уровня напряжений в соответствии с выражениями (14.4.10) и (14.4.11), а прямая *3* соответствует условию $W_{кр\,3} < 0{,}7\,B$, то есть выражению (14.4.12). Приращение ΔW исходного размера W_0 в

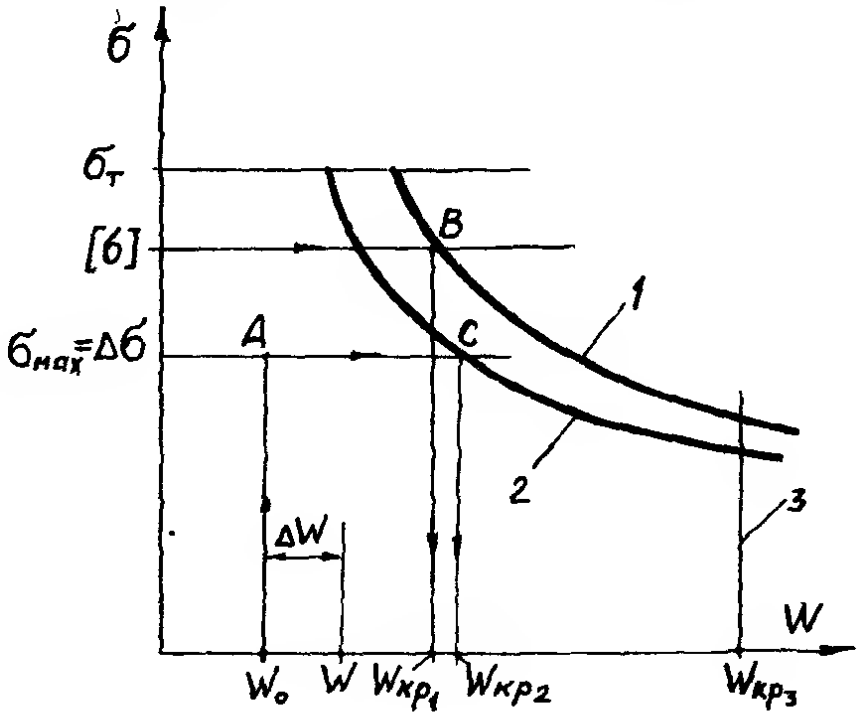


Рис.14.4.5. Схема контрольного расчета стенки оболочки при наличии поверхностной трещины

результате роста усталостной трещины за N циклов нагружения, предусмотренных заданным ресурсом, можно подсчитать по выражению

$$\Delta W = W - W_0 = \left[\frac{N(n-2)\,\sigma^n_{max}\,\pi^{n/2}}{2\cdot 10^7\,(K^*)^n} \right]^{\frac{2}{2-n}}, \qquad (14.4.13)$$

полученному интегрированием уравнения Париса $\frac{dW}{dN} = 10^{-7}\left(\frac{K_{I\,max}}{K^*}\right)^n$.

Отношение $\frac{W_{кр}}{W + \Delta W}$ позволяет судить о значениях коэффициента запаса по размеру трещины для каждого из предельных состояний.

При использовании рассмотренного подхода к расчету стенки оболочки следует иметь в виду, что данные многочисленных публикаций о значениях коэффициентов уравнения Париса, как правило, получены при испытаниях образцов небольшой толщины со сквозной или краевой трещиной. В этом случае НДС в зоне вершины растущей усталостной трещины может существенно отличаться от НДС у вершины поверхностной трещины, растущей в направлении толщины. Поэтому применительно к расчетам оболочковых конструкций целесообразно значения коэффициентов уравнения Париса определять при циклических испытаниях образцов с поверхностной трещиной, как было изложено в гл.10. В табл. 10.2.1 приведены результаты таких испытаний для различных зон стыковых соединений некоторых материалов, сваренных под флюсом или электронным лучом. По данным этой таблицы в качестве примера для металла шва стали 03Х11Н10М2Т на рис.14.4.6

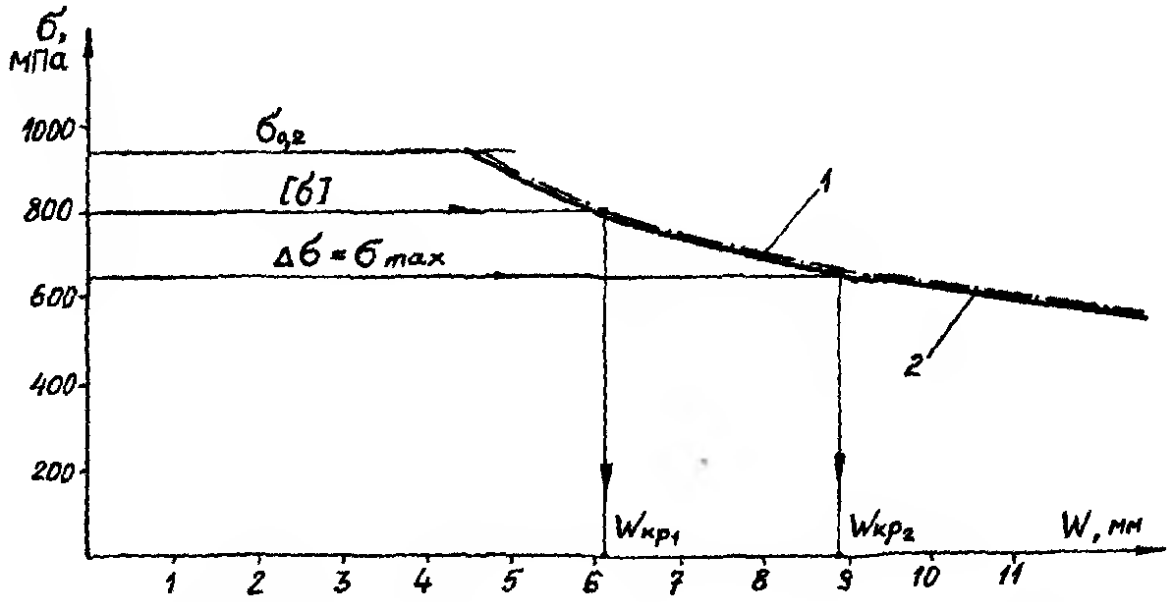


Рис.14.4.6. Результаты контрольного расчета при оценке работоспособности стенки оболочки с поверхностной трещиной в металле стыкового шва мартенситно-стареющей стали 03Х11Н10М2Т

построена кривая *2*, соответствующая изменению параметра $W_{кр\,2}$. Для этой же стали, исходя из значения $K_{I\,Q} = K_{I\,c}$ 110 МПа $\sqrt{\text{м}}$ (см. § 7.5), построена кривая *1*, соответствующая параметру $W_{кр\,1}$. Определение конкретных значений $W_{кр\,1}$ и $W_{кр\,2}$, соответствующих заданным уровням допускаемого напряжения [σ] и отнулевого пульсирующего цикла σ_{max}, показано стрелками (рис.14.4.6).

§ 14.5. Моделирование условий наступления предельного состояния разрушения при проектировании сварного изделия

Потенциальная опасность риска катастрофических разрушений и связанных с этим материальных и экологических последствий предопределяет настоятельную необходимость такого совершенствования расчета, чтобы неразрушимость основных узлов сварных конструкций обеспечивалась еще на стадии проектирования.

В отличие от контрольных расчетов (см. §14.4, рис.14.4.2), имеющих целью проверить работоспособность узла готовой или уже эксплуатируемой сварной конструкции, проектные расчеты на неразрушимость должны обеспечить сопоставление различных конструктивно-технологических решений с позиций выбора наиболее работоспособного варианта. Оперативное выполнение подобных расчетов возможно только на основе широкого использования вычислительной техники и МКЭ, а также моделирования процесса деформирования с анализом изменений НДС вплоть до наступления характерных состояний разрушения.

Решение этой крайне сложной задачи существенно облегчается, во-первых, наличием методики и программного обеспечения моделирования НДС в процессе деформирования, а во-вторых, достаточно обоснованной критериальной основой установления момента образования макротрещины, то есть тем, что было изложено выше применительно к однородному металлу.

Как было показано в §7.5 (см. рис.7.5.10), моделирование НДС металла в зоне вершины острого концентратора или трещины позволяет адекватно отразить процесс деформирования реального конструктивного элемента из однородного металла. Там же показано, что критерием образования макротрещины может служить достижение предельного уровня пластической деформации $\varepsilon_{i\,пред}$, зависящего от жесткости напряженного состояния j (см. рис.7.5.13). Анализ дальнейшего изменения НДС после образования макротрещины дает возможность судить о направлении и темпе роста развивающейся трещины по мере возрастания нагрузки, то есть о характере разрушения.

В отличие от однородного металла при моделировании разрушения сварного соединения или узла необходим учет тех специфических особенностей, которые присущи изделиям, изготовленным с использо-

ванием процесса сварки. Это неоднородность механических свойств, наличие остаточных напряжений и возможное присутствие несплошностей как технологического, так и эксплуатационного происхождения.

Схема постановки такого расчета представлена на рис.14.5.1. При реализации этой схемы высокие требования должны предъявляться к подготовке исходных данных (поз. *2*). Сведения о конструктивном оформлении узла и схеме его нагружения должны обеспечить построение расчетной модели, а также конкретизировать расположение и конструктивное оформление сварных соединений (поз. *3*). Для модели-

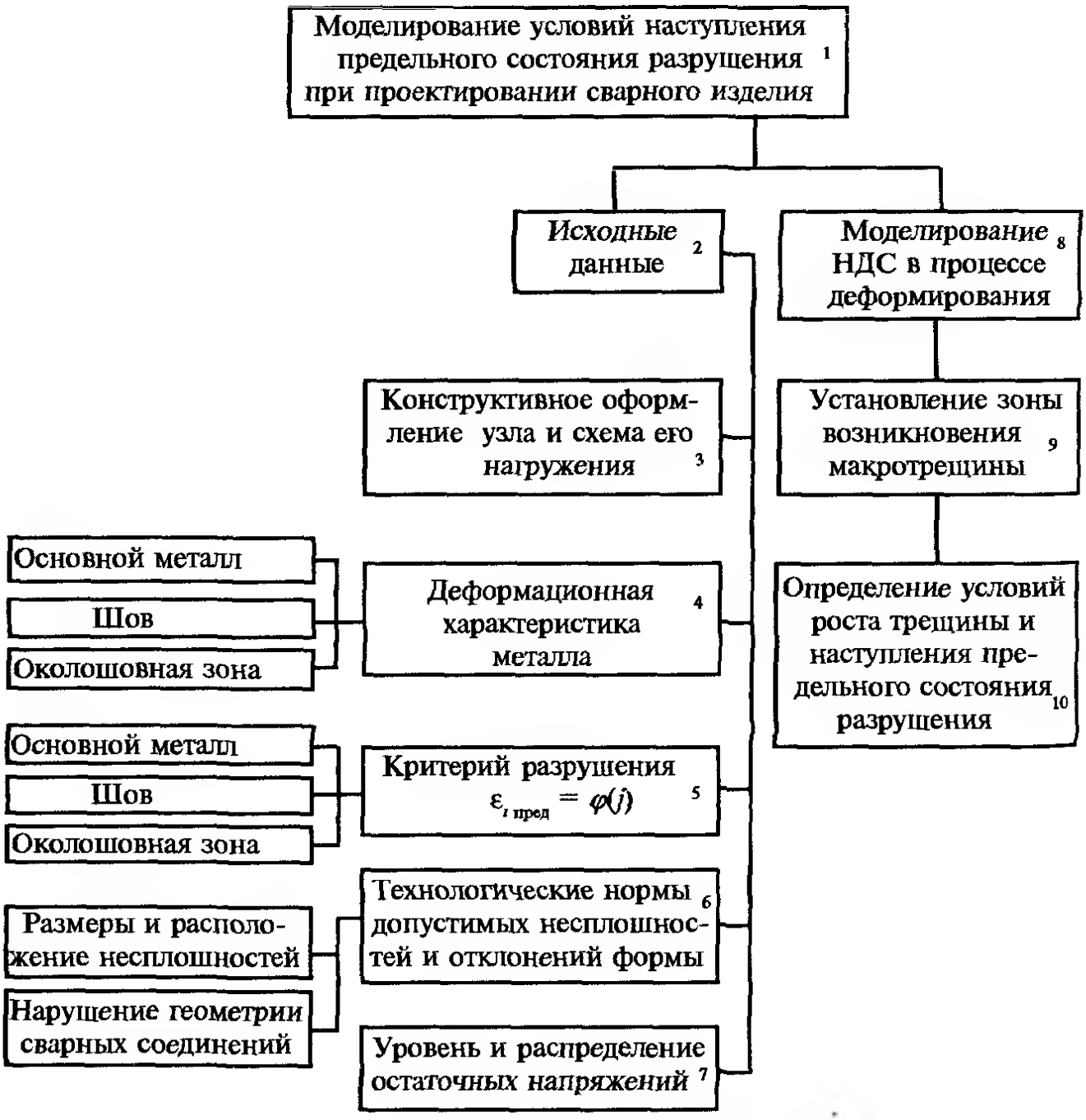


Рис.14.5.1. Схема постановки расчета неразрушимости сварного соединения при проектировании

рования процесса совместного деформирования различных зон сварного соединения необходимо иметь деформационные характеристики $\sigma_i = f(\varepsilon_i)$ металла этих зон при температурах эксплуатации путем испытания на растяжение гладких цилиндрических образцов, вырезанных из сварных соединений пластин, сваренных согласно проектируемой технологии (поз. *4*).

Установление момента, когда процесс деформирования в той или иной зоне сварного соединения прерывается образованием макротрещины, требует наличия зависимостей предельной пластичности $\varepsilon_{i\ пред}$ от жесткости напряженного состояния *j* для каждой из характерных зон соединения. Эти зависимости необходимо определять экспериментально путем растяжения цилиндрических образцов с кольцевым надрезом различной остроты при температурах эксплуатации (поз. *5*).

Подготовка исходных данных для учета наличия несплошностей при проектировании существенно сложнее, чем в случае постановки контрольного расчета конкретного изделия, для которого все необходимые данные можно получить, используя методы НРК. При проектировании возможные размеры и расположение несплошностей, а также вероятные отклонения геометрических форм сварных соединений приходится задавать, исходя из тех предельных значений, которые считаются допустимыми в изделиях данного типа согласно действующим технологическим нормам (поз. *6*).

Уровень и распределение остаточных напряжений целесообразно определять расчетным путем, исходя из параметров проектируемой технологии сварки, геометрии сварного узла, механических свойств металла и послесварочной обработки, если она предусматривается проектом (поз. *7*).

Перечисленные выше исходные данные позволяют осуществить моделирование НДС проектируемого узла в процессе его деформирования по мере увеличения нагрузки (поз. *8*, рис. 14.5.1). В результате моделирования должны быть установлены зоны концентрации напряжений и деформаций, где прежде всего достигается $\varepsilon_{i\ пред} = \varphi(j)$, что свидетельствует об образовании новой макротрещины (поз. *9*). Считая расширение зоны, где достигнуто значение $\varepsilon_{i\ пред} = \varphi(j)$, признаком роста трещины, можно оценить интенсивность ее роста по мере возрастания нагрузки и установить условия наступления предельного состояния при том или ином варианте исходных данных, соответствующих конкретному варианту конструктивно-технологического решения.

Если рассматриваемый узел подвергается переменным нагрузкам, то предельное состояние наступления нестабильности трещины, установленное моделированием при монотонном нагружении, может рассматриваться как соответствующее переходу к скачкообразному продвижению усталостной трещины при очередном нагружении.

§ 14.6. Использование методов механики разрушения для оценки развития трещин при наличии коррозионной среды

Для современных инженерных расчетов характерно стремление подтвердить работоспособность проектируемой конструкции в течение срока эксплуатации путем вычисления возможного роста дефекта и оценки остаточной прочности. Например, такой расчет предусматривается разделом XI Норм Американского общества инженеров-механиков [343]. Основываясь на этих нормах и результатах собственных исследований, автор работы [9] произвел расчет подрастания дефектов в корпусе атомного реактора под действием циклического изменения нагрузки и коррозионной среды. Установлено [220], что в общем виде все нагрузки могут быть сведены к циклу нагружения, одна часть которого реализуется при пуске—остановке, а другая при переходных и установившихся флуктуациях напряжений. Режим пуск—остановка и гидроиспытание осуществляется с низким коэффициентом асимметрии цикла ($R = 0...0,2$), а стационарный процесс протекает с высоким значением $R = 0,6...0,7$.

В расчетах принято, что стенка корпуса реактора толщиной 213 мм имеет дефект в виде полуэллиптической трещины, длина l которой на поверхости в шесть раз превышает глубину a и в процессе роста форма трещины остается неизменной. Расчет учитывал все циклы изменения нагрузки под воздействием типичных переходных процессов в системах водяного реактора под давлением.

Было выполнено два варианта расчета. В первом использован закон роста усталостной трещины при циклическом нагружении в коррозионной среде, рекомендуемый Нормами:

$$\frac{da}{dN} = 6,82 \cdot 10^{-9} \Delta K^{3,726}. \qquad (14.6.1)$$

Он не предполагает учета асимметрии цикла.

Во втором варианте расчета использован закон роста трещины, отражающий результаты экспериментов автора [220], приведенные в табл. 14.6.1.

Таблица 14.6.1

Результаты экспериментального определения закономерностей роста трещины [220]

R	$< 0,5$		$\geq 0,5$	
ΔK, МН/м$^{3/2}$	$< 16,5$	$\geq 16,5$	$< 12,1$	$\geq 12,1$
da/dN	$2,63 \cdot 10^{-13} \Delta K^{1,3}$	$1,98 \cdot 10^{-5} \Delta K^{1,4}$	$5,21 \cdot 10^{-12} \Delta K^{3,0}$	$7,03 \cdot 10^{-5} \Delta K^{1,4}$

Соотношение циклов с большим и малым коэффициентом асимметрии составляло 4000 : 1.

Результаты, представленные в табл.14.6.2, показывают, что расчет по варианту I предсказывает большее подрастание трещины, чем по варианту II. Однако оба варианта позволяют считать, что за 40-летний период эксплуатации существенного изменения исходных размеров трещин за счет коррозионной усталости произойти не должно. Очевидно, это связано с тем, что в спектре нагрузок, возникающих в корпусе реактора, преобладают малоамплитудные изменения и поэтому, даже при большом значении коэффициента асимметрии цикла, их относительный вклад в развитие разрушения невелик. Существенным также является то, что корпусная сталь А533В не проявляет склонности к коррозионному растрескиванию и, следовательно, в течение длительных периодов выдержки под постоянной нагрузкой, характерных для работы реактора, трещина не растет.

В качестве второго примера рассмотрим расчет живучести сварного таврового соединения из титанового сплава ВТ20 при циклическом нагружении в 3%-ном растворе NaCl [153]. Конструкция представляет собой плиту размерами 800×300×30 мм с поперечным ребром сечением 30×60 мм, приваренным двумя угловыми вогнутыми швами с катетом 12 мм.

Таблица 14.6.2

Изменение исходного размера дефекта в корпусе реактора в процессе эксплуатации

Вариант расчета	Начальная глубина трещины, мм	Глубина трещины (мм) через			
		10 лет	20 лет	30 лет	40 лет
I	3,175	3,200	3,251	3,277	3,302
	6,350	6,477	6,604	6,731	6,858
	12,700	13,157	13,640	14,122	14,681
	19,050	20,041	21,057	22,149	23,308
	25,4	27,076	28,829	30,810	33,096
II	3,175	3,200	3,226	3,277	3,302
	6,350	6,452	6,528	6,604	6,706
	12,700	12,929	13,132	13,335	13,564
	19,050	19,431	19,787	20,142	20,549
	25,4	25,984	26,508	27,178	27,813

При испытании таких пластин на изгиб было отмечено, что трещины всегда зарождаются на линии сплавления и развиваются в основном металле. Таким образом, живучесть конструкции определяют характеристики сопротивления коррозионному растрескиванию основного металла.

Для того, чтобы подчеркнуть роль сопротивления металла коррозионному растрескиванию, расчеты выполнены для двух модификаций сплава, имеющих разные уровни параметра $K_{I\,scc}$.

Отличительной особенностью сварных соединений с механически необработанным швом является то, что разрушение представляет собой случайное сочетание трех параллельно развивающихся процессов: зарождение отдельных трещин на различных участках-инициаторах; их рост и появление новых трещин; объединение между собой трещин, расположенных на соседних участках. Чтобы учесть это, а также случайные колебания параметров, характеризующих коррозионную трещиностойкость металла, воспользуемся алгоритмом расчета на ЭВМ [162], основанным на методе статистического моделирования.

Результаты предварительных экспериментов позволили принять следующие исходные данные для расчета:

распределение долговечностей до зарождения разрушения на различных участках сварного соединения вдоль линии сплавления — нормально-логарифмическое с параметрами: среднее значение $\overline{\lg N_3} = 3{,}714$, стандартное отклонение $S \lg N_3 = 0{,}412$;

распределение исходных размеров длины трещины $2\,l_0$ на поверхности образца в момент ее зарождения — вейбулловское с параметрами $A = 21$; $B = 0{,}99$; $C = 2$ при глубине трещины $a_0 = 0{,}5$ мм;

скорость роста усталостной трещины при циклическом нагружении в коррозионной среде $\mathrm{d}a/\mathrm{d}N = 2{,}09 \cdot 10^{-9}\,\Delta K^{3,53}$;

распределение значений $K_{I\,scc}$ — нормальное с параметрами: сплав ВТ20-1 (высокая коррозионно-статическая трещиностойкость) — $\overline{K_{I\,scc}} = 107$ МПа $\sqrt{\text{м}}$; $S K_{I\,scc} = 27{,}9$;

сплав ВТ20-11 (низкая коррозионно-статическая трещиностойкость) — $\overline{K_{I\,scc}} = 47{,}9$ МПа $\sqrt{\text{м}}$; $S K_{I\,scc} = 8{,}5$;

критерии разрушения: $K_{I\,max} \geq K_{I\,scc}$, либо $a_k \geq 0{,}9\,t$.

Важной особенностью моделирования процесса развития разрушения сварных соединений в коррозионной среде является необходимость учитывать влияние остаточных сварочных напряжений на момент вступления в действие коррозионного растрескивания. При проверке выполнения условия разрушения алгоритм предусматривал подсчет $K_{I\,max}$ с учетом остаточных напряжений

$$K_{I\,max} = \sigma_н + \sigma_{ост}\sqrt{m\,a} \quad \text{при} \quad \sigma_н + \sigma_{ост} < \sigma_{0,2}$$

и

$$K_{I\,max} = \sigma_{0,2}\sqrt{m\,a} \text{ при } \sigma_н + \sigma_{ост} \geq \sigma_{0,2},$$

где m — коэффициент, учитывающий влияние формы трещины и поверхностей образца на величину коэффициента интенсивности напряжений.

Графики функции распределения долговечностей, построенные по результатам расчетов и экспериментов (рис.14.6.1) позволяют считать, что модель достаточно полно учитывает специфику развития разрушения в коррозионной среде. Долговечность сварных соединений оказалась почти на порядок ниже по сравнению с основным металлом.

Использование для сварных конструкций металла с высоким сопротивлением коррозионному растрескиванию (линия *3*) позволяет более чем в пять раз повысить долговечность (по сравнению с линией *2*), причем наибольший эффект отмечается в области малых вероятностей разрушения.

Обращает на себя внимание тот факт, что поля разброса долговечностей до зарождения первой трещины N_3 (линия *1*) и до разрушения N (линия *2*) перекрываются. В связи с этим приобретает большое значение вопрос о влиянии отдельных факторов на длительность периода развития разрушения $N_p = N - N_3$.

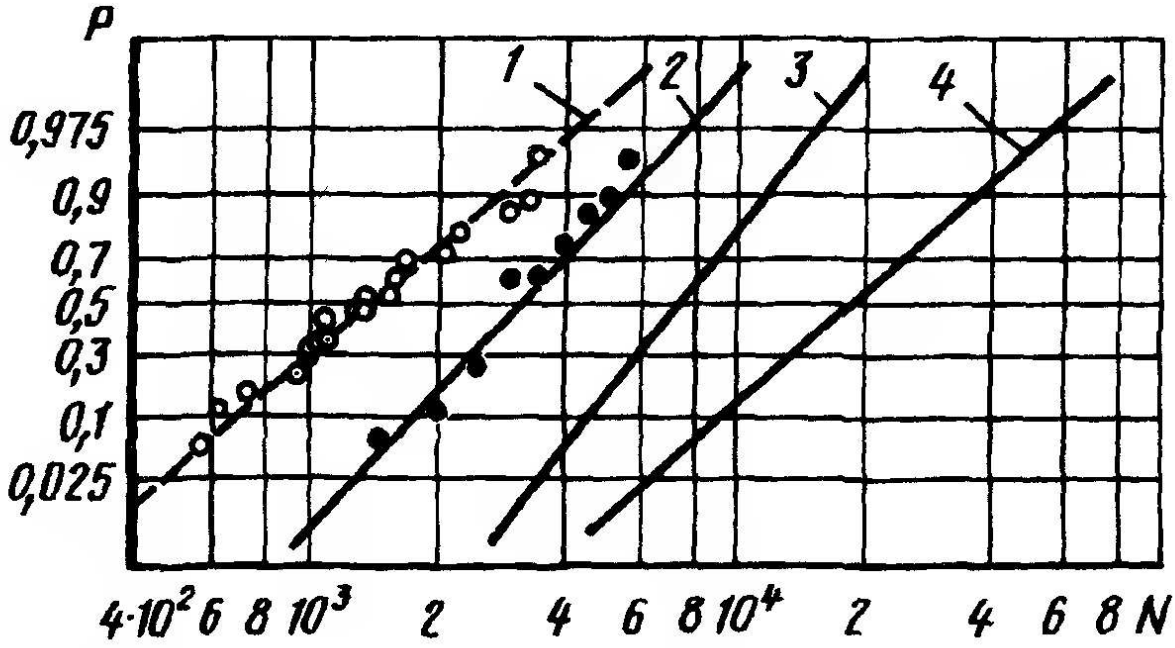


Рис.14.6.1. Распределение долговечностей, полученное расчетным путем (линии) и экспериментально (точки):
1, 2, 3 — сварные тавровые соединения; *4* — основной металл; *1, 2, 4* — среднее значение — $K_{Iscc} = 47{,}9$ МПа$\sqrt{\text{м}}$; *3* — $K_{Iscc} = 107$ МПа$\sqrt{\text{м}}$; *1* — зарождение первой трещины; *2, 3, 4* — разрушение образца

Результаты расчета живучести N_p, полученные методом статистического моделирования процесса развития разрушения, приведены на рис.14.6.2, откуда видно, что определяющее значение имеет сопротивление коррозионному растрескиванию. От его величины существенно зависит влияние остаточных сварочных напряжений на живучесть конструкции. Так, например, при использовании материала с высоким значением $\overline{K_{I\,scc}}$ = 107 МПа $\sqrt{\text{м}}$ остаточные напряжения снижают N_p на 15...20 %. При значении $\overline{K_{I\,scc}}$ = 47,9 МПа $\sqrt{\text{м}}$ снижение N_p может быть более чем на порядок.

Влияние остаточных напряжений на живучесть проявляется в большей степени при низком уровне номинальных напряжений (рис. 14.6.3). Однако особое внимание привлекает тот факт, что роль остаточных напряжений значительно возрастает в области малых вероятностей разрушения. Так, например, для сплава с низким сопротивлением коррозионному растрескиванию (рис.14.6.3) существует 5 % вероятности того, что живучесть сварного соединения окажется ниже чем 300-400 циклов.

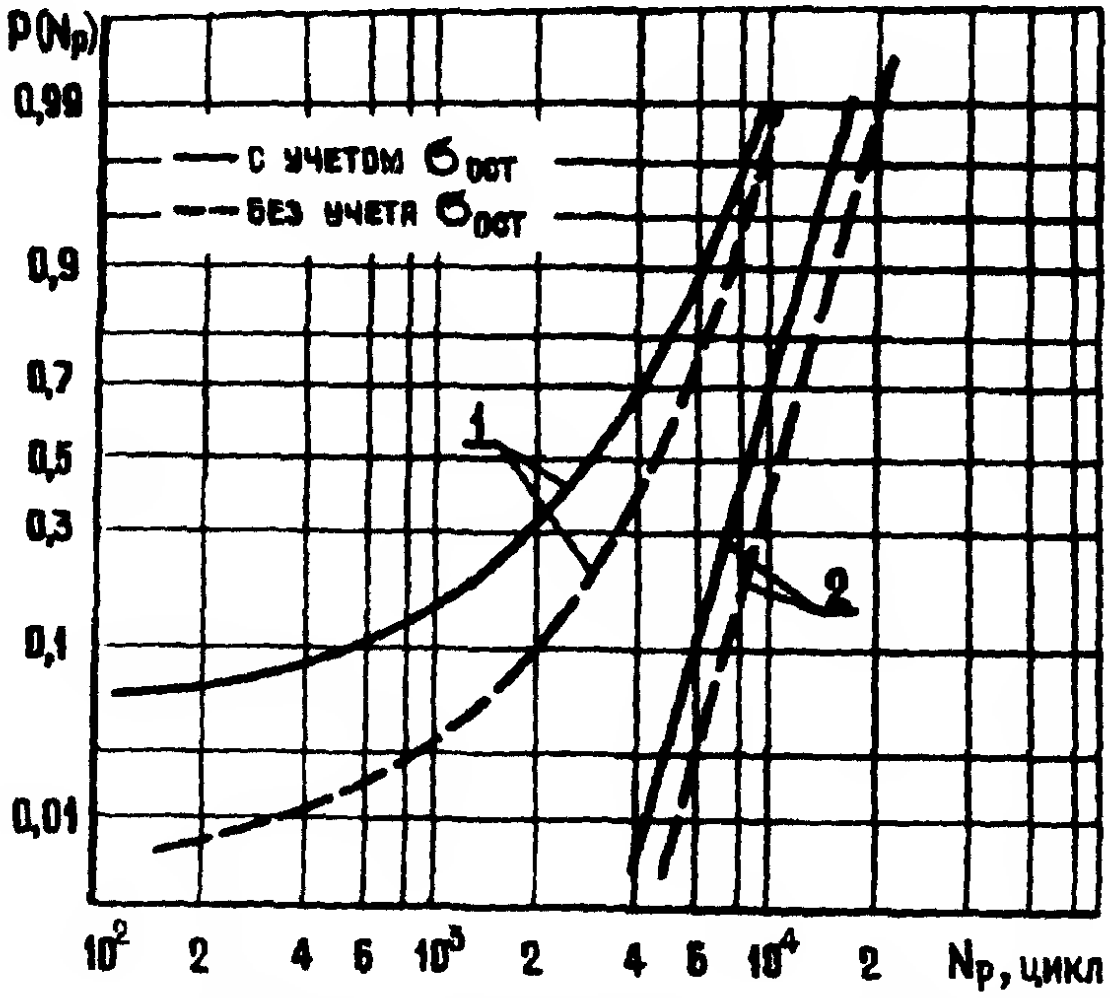


Рис.14.6.2. Функция распределения значений N_p (живучести) тавровых соединений из сплава с низким (*1*) и высоким (*2*) сопротивлением коррозионному растрескиванию при $\sigma_н$ = 624 МПа

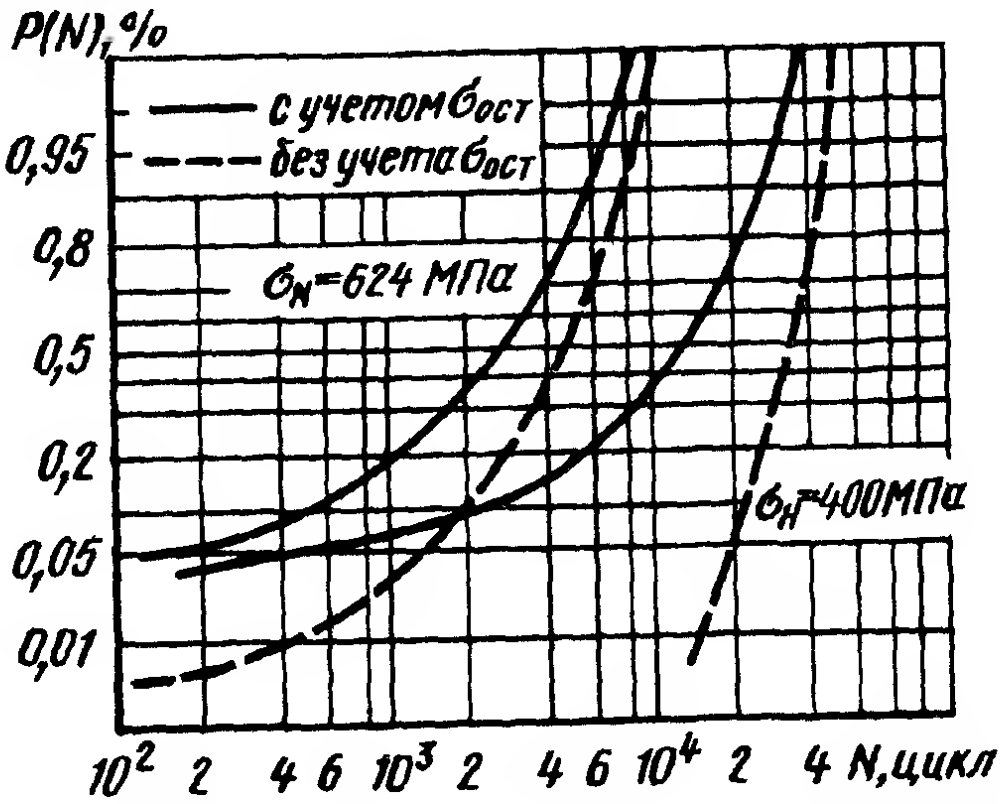


Рис.14.6.3. Влияние уровня номинального напряжения на живучесть сварных тавровых соединений

Принято считать, что функция распределения живучести соответствует нормально-логарифмическому закону. Результаты расчетов, приведенные в работе [238], показывают, что при определенных соотношениях исходных параметров возможны отклонения от этого закона как в сторону завышения результатов, так и в сторону их занижения. Данные, представленне на рис. 14.6.2 и на рис.14.6.3, свидетельствуют о том, что при малоцикловом нагружении сварных соединений в коррозионной среде возможно значительное отклонение распределения живучести от нормально-логарифмического закона, если сплав имеет низкое сопротивление коррозионному растрескиванию. Остаточные напряжения усиливают эту тенденцию. Следовательно, при малом объеме экспериментальных данных можно получить слишком завышенную оценку живучести конструкции.

Косвенной, но важной характеристикой работоспособности являются размеры трещины в момент наступления критического состояния. Чем они больше, тем выше вероятность их обнаружения на стадии эксплуатации конструкции. Статистическое моделирование процесса развития разрушения показывает, что при малоцикловом нагружении в условиях осесимметричного изгиба работоспособность металла в исходном состоянии ограничивается наступлением коррозионного растрескивания по условию $K_{I\,max} > K_{I\,scc}$. При этом к моменту достижения критического состояния средняя длина трещин на поверхности составляет $l_k^* = 7{,}7$ мм, средняя глубина $a_k^* = 3{,}5$ мм. При испытании

металла, прошедшего ускоренное охлаждение, $l_k^* \approx 166$ мм, $a_k^* \approx 22$ мм, причем $K_{I\,max}$ достигает значения $K_{I\,scc}$ только в 40% случаев, т.е. в большинстве случаев реализуется более льготное условие "течь" перед разрушением. Если исходить из возможности своевременного обнаружения трещин докритического размера, то следует признать, что металл, прошедший ускоренное охлаждение, имеет значительные преимущества. Во многих случаях этот фактор может иметь решающее значение для обеспечения надежной эксплуатации конструкции.

§ 14.7. Определение условий динамического распространения трещины

Расчет условий распространения трещины является сложной и мало исследованной задачей. По-видимому, ее решение возможно только в энергетической постановке. В этом случае, имея в виду разрушение листового металла, необходимо располагать по крайней мере следующей информацией.

1. Зависимостью работы разрушения металла G_{cd} от скорости движения трещины. В случае плоского деформированного состояния необходимо иметь значение $G_{I\,cd}$.

2. Изменением условий нагружения конструкции по мере распространения в ней трещины. Например, в процессе разрыва газо- или нефтепровода изменяется давление, а следовательно, и напряженно-деформированное состояние в зоне вершины движущейся трещины.

3. Решением динамической задачи теории упругости или даже теории пластичности, развертывающейся во времени.

Задача оказывается чрезвычайно сложной, если пытаться найти решение об упругих волнах, распространяющихся по конструкции из зоны разрыва и отражающихся от ее границ. Как показали исследования [170], до скоростей распространения трещин около 500-600 м/с задача определения напряженно-деформированного состояния может без значительных погрешностей решаться как квазистатическая, т.е. без учета влияния инерционности масс. Такой подход не избавляет от необходимости определения кинетической энергии разлетающихся частей и учета нелинейностей при значительных перемещениях.

Для тела конечных размеров решение задачи приводит либо к определению точки остановки трещины, либо к заключению о полном разделении детали на части. Для бесконечной детали, например трубопровода, решение задачи дает либо остановку трещины из-за быстрого спада давления в случае транспортирования жидкости, либо квазистационарного движения трещины в случае газопровода. Фактическая остановка трещины в газопроводе обычно происходит из-за изменения геометрической картины разрушения при понижении скорости движения трещины до 100...150 м/с.

Решение задачи не может отразить этого факта, оно может лишь определить условия, при которых будет достигнута та малая скорость, при которой изменение механизма разрушения становится весьма вероятным.

Рассматриваемый здесь метод расчета состоит в определении скорости перемещения вершины трещины вдоль образующей трубы газопровода, с тем чтобы определить условия, при которых скорость движения вершины трещины будет составлять 120...180 м/с, что является достаточным для ухода трещины от образующей трубы по винтовой линии и полного прекращения разрыва трубопровода.

Решение задачи состоит в отыскании точки пересечения кривых *1* и *2* на рис.14.7.1. Кривая *1* соответствует значениям G_{cd} — механической характеристике основного металла, отражающей его способность сопротивляться распространению трещины при различных ее скоростях $v_{тр}$. Эту характеристику следует определять экспериментально при различных задаваемых в опытах скоростях разрушения металла. Описание приемлемых методов определения G_{cd} дано в [39].

Кривая *2* соответствует значениям подводимой к устью трещины энергии упругой деформации металла, а также от сжатого газа. Расчеты показывают, что при скоростях $v_{тр}$ до 600 м/с основной вклад принадлежит сжатому газу. При невысоких скоростях $v_{тр}$ (100...400 м/с) газ успевает, выходя из трубы, развернуть борта разорванной трубы в стороны довольно значительно и тем самым сообщить большую энергию участку вблизи вершины трещины. Решение задачи о динамическом упругопластическом деформировании разрывающейся трубы выполнено пока приближенными методами [171], оно распадается на две части.

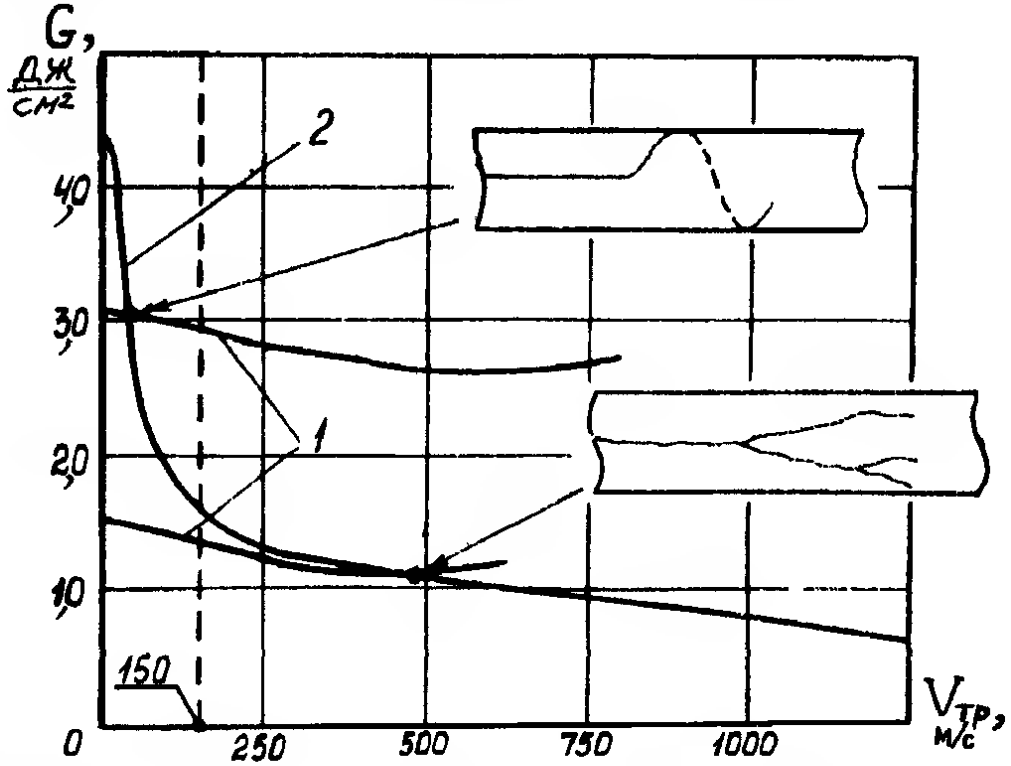


Рис.14.7.1. Общая схема расчетно-экспериментального метода

Первая часть — это газодинамическая задача истечения газа в разрыв трубы с определением уровней давления газа на стенки, как в разорвавшейся, так и в неразорвавшейся части трубы. Для участка трубы, где она еще не разорвана, решение дает следующие результаты. При $v_{тр}$ более скорости звука в сжатом газе (около 400 м/с) давление газа не изменяется и сохраняется равным начальному значению p_0. При $v_{тр}$ меньше скорости звука в сечении, совпадающем с вершиной равномерно движущейся трещины, давление p описывается следующей формулой [171]:

$$p = p_0 \left[1 - \frac{\gamma_0 - 1}{\gamma_0 + 1} \left(1 - \frac{v_{тр}}{a_0} \right) \right]^{\frac{2\gamma_0}{\gamma_0 - 1}}, \qquad (14.7.1)$$

где γ_0 — показатель адиабаты для транспортируемого газа; a_0 — скорость звука в транспортируемом газе при $p = p_0$.

На рис.14.7.2 зависимость (14.7.1) представлена графически, где точками показаны экспериментальные значения [169].

Условия нагружения трубы у вершины движущейся трещины зависят от давления не только в неразорванной части трубы, но и от давления на участке, где разрыв уже произошел, но давление газа продолжает разворачивать борта трубы и тем самым нагружать область металла у вершины трещины. Падение давления газа зависит от степени разворота трубы и размера клиновидного проема, через который газ выходит в атмосферу. Очевидно, что эта часть решения задачи о давлении газа может быть выполнена лишь с участием результатов решения механической части задачи, которое приведено в [172].

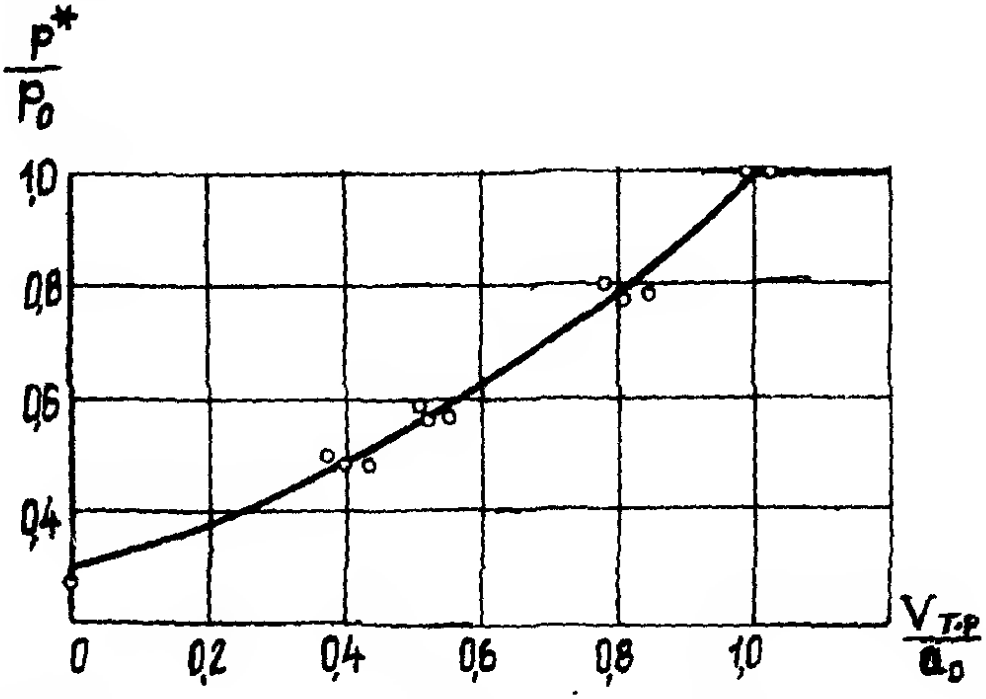
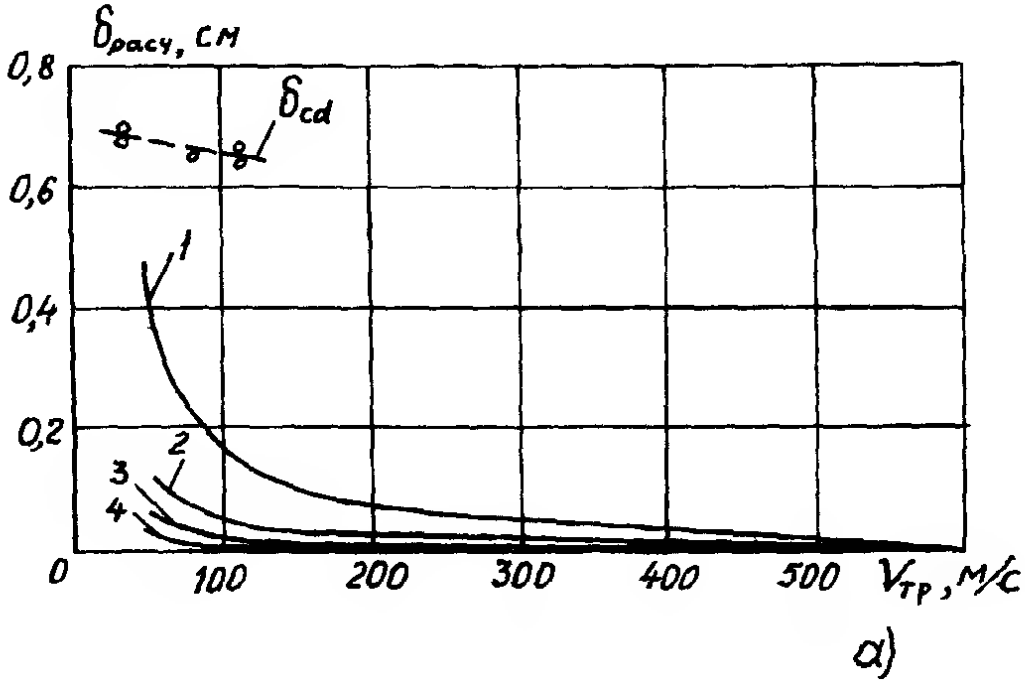


Рис.14.7.2. Зависимость отношения давления газа в зоне вершины бегущей трещин p^* к начальному давлению p_0 от отношения скорости распространения трещины [illegible] v к скорости звука в транспортируемой среде a

Часть задачи об определении $G_{подв}$ (кривая *2* на рис.14.7.1) — это задача о деформации трубы под действием сжатого газа. Ее решение представлено в [174]. Ввиду того, что в энергетической трактовке полученное решение менее наглядно, рассмотрим его в перемещениях точек трубы.

Если в качестве механической характеристики сопротивляемости металла разрушению при движении в нем трещины принять динамическое раскрытие конца трещины δ_{cd} как интеграл пластических деформаций по ширине зоны пластических деформаций, а деформирование трубы под действием газа представить как перемещение точек ее поверхности, то схема на рис.14.7.1 предстанет в другом виде (рис. 14.7.3,*а*). Кривые *1, 2, 3, 4* отражают перемещения точек *A* и *B* относительно друг друга при различной глубине засыпки трубопровода (рис. 14.7.3,*б*). Анализ динамического движения точек трубы на разорванном участке (левее точки 0 на рис. 14.7.3,*б*) показывает, что если разорванную часть рассматривать как консольную балку, то вследствие значи-



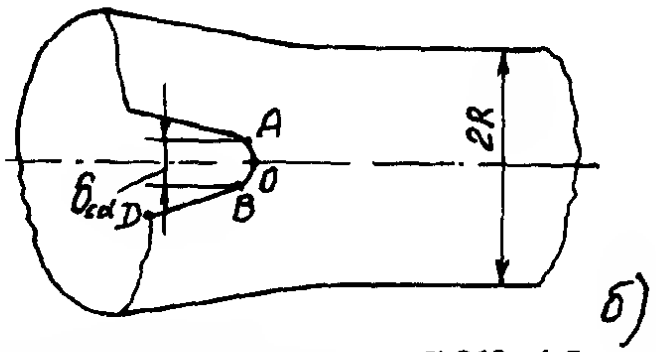


Рис.14.7.3. Результаты расчета газопровода Ø 219×4,5 мм при давлении 5,5 МПа и различных глубинах засыпки $H_{гр}$, м:
1 — 0; *2* — 0,1; *3* — 0,4; *4* — 1,0

тельного действия давления газа положение этой балки в пространстве определяется не ее жесткостью, а динамикой разлета кусков трубы как тяжелых нитей. При такой постановке, если считать давление постоянным, кромки трубы *OD* имеют кривизну

$$\frac{1}{R} = \frac{2\,p\,r}{m\,v_{тр}^{2}}, \qquad (14.7.2)$$

где p — давление газа вблизи вершины трещины; r — радиус трубы; m — погонная (на единицу длины трубы) масса металла трубы и выбрасываемого, находившегося над трубой грунта.

Если известна кривизна каждой из половин разворачиваемой при разрыве трубы, то, используя упругопластические механические свойства металла трубы при динамическом нагружении, можно найти постоянный изгибающий момент M на участке *OD*, решить динамическую задачу об упругопластической деформации трубы вблизи вершины трещины и найти перемещение $\delta_{расч}$ точек A и B относительно друг друга. Такое решение с учетом переменного давления дано в [174].

Чем выше динамическая вязкость, то есть чем больше δ_{cd}, тем меньшей скорости трещины соответствует точка пересечения кривых *1, 2, 3, 4* $\delta_{расч}$ с кривой δ_{cd} на рис.14.7.3,*а*.

Большое влияние оказывает масса выбрасываемого грунта. Чем эта масса больше, тем ниже проходит кривая $\delta_{расч}$, в особенности при скоростях $v_{тр} \approx$ 100...300 м/с, и тем меньше квазистационарная скорость движения трещины, определяемая по рис. 14.7.3,*а*.

В действительности скорость движения трещины должна флуктуировать в зависимости от плотности и массы грунта, вязкости металла отдельных участков трубопровода и других причин. Исследования показали [172, 173], что кратковременные замедления скорости распространения трещины вызывают спады давления в зоне впереди трещины. Эти спады (дополнительные волны декомпрессии) практически необратимы, так как трещина не может снова разогнаться, чтобы достичь области трубопровода с прежним давлением. А так как давление газа у точки разрыва трубы является главной движущей силой распространяющегося разрушения, то спад давления может привести к существенному замедлению скорости разрыва и уходу трещины в сторону от образующей. Для суждения о роли этих процессов в остановке трещины необходимы дальнейшие исследования.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Аладинский В.В.** Вычисление коэффициента интенсивности напряжений для стыкового сварного соединения с непроваром // Известия вузов. Машиностроение. 1980. № 10. С. 13-16.

2. **Анализ** качества сварных соединений несущих систем в сельхозмашиностроении / В.Ф.Лукьянов, В.Я.Харченко, И.Г.Валяев, В.Н.Волченко//Сварочное производство. 1988. № 9. С.14-15.

3. **А.С.920442** (СССР). Способ определения вязкости разрушения материалов. / М.Б.Бодунова, В.Ф.Лукьянов, Ю.Г.Людмирский и др. Опубликовано Б.И. 1982. № 14. С. 20-26.

4. **Бабаев А.В.** Предельно допустимые переменные напряжения для сварных соединений с порами, подрезами и непроварами. Автореф. дисс. Киев. 1983. 16 с.

5. **Бакши О.А., Зайцев И.Л., Гооге Ю.Г.** Определение коэффициентов интенсивности напряжений K_I и K_{II} методом фотоупругости // Заводская лаборатория. 1981. № 4. С. 73-76.

6. **Бакши О.А.** Механическая неоднородность сварных соединений. Текст лекций по курсу "Специальные главы прочности сварных конструкций". Челябинск: ЧПИ. 1983. Ч. 1, Ч. 2. 56 с.

7. **Бакши О.А., Шрон Р.З.** Прочность при статическом растяжении сварных соединений с мягкой прослойкой // Сварочное производство. 1962. № 5. С. 6-10.

8. **Бакши О.А., Зайцев Н.Л., Гооге С.Ю.** Сопротивляемость хрупким разрушениям сварных нахлесточных соединений с лобовыми швами // Автоматическая сварка. 1984. № 8. С. 19-23.

9. **Бамфорд У.Х.** Использование данных по скорости роста усталостной трещины в коррозионной среде для ядерных реакторов // Теоретические основы инженерных расчетов. 1979. № 3. С.1-12.

10. **Барышев В.М.** Основные положения расчета сварных соединений с угловыми швами в стальных конструкциях // Строительная механика и расчет сооружений. 1983. № 3. С. 7-10.

11. **Баско Е.М.** Сопротивление хрупкому разрушению сварных стыковых соединений из стали ОН6 // Сварочное производство. 1987. № 8. С. 23-25.

12. **Бигли Д.А.** Механические свойства материалов при низких температурах. М.: Мир. 1974. 373 с.

13. **Бойченко Ю.А., Соснин А.В., Баженов В.Г.** Оценка вязкости разрушения сталей низкой и средней прочности при изгибе на образцах с боковыми надрезами //Проблемы прочности. 1979. № 2. С. 59— 63.

14. **Большаков К.П.** Влияние некоторых конструктивных и технологических факторов на вибрационную прочность сварных конструкций // Труды ЦНИИС. Вибрационная прочность сварных мостов Трансжелдориздат. 1952. 186 с.

15. **Ботвина Л.Р.** Кинетика разрушения конструкционных материалов. М. Наука. 1989. 230 с.

16. **Броек Д.** Основы механики разрушения. М.: Высшая школа. 1980. 368 с.

17. **Бут В.С., Аснис А.Е., Иващенко Г.А.** Повышение работоспособности нахлесточных сварных соединений // Автоматическая сварка. 1986. № 7. С. 36-37.

18. **Вайнштok В.А., Майстренко А.Л., Надеждин Г.И., Раковский В.А., Соловьева Н.Г.** Трещиностойкость стали 15Х2НМФА в интервале температур от -196 до 500 °С, определенная по результатам испытаний образцов, вырезанных из обечайки сосуда давления // Проблемы прочности. 1979. № 5. С. 6-10.

19. **Васильев А.В., Винокуров В.А., Куркин А.С.** Исследование различных схем нагружения угловых швов // Известия вузов. Машиностроение. 1988. № 6. С. 80-83.

20. **Васильев А.В., Винокуров В.А., Куркин А.С.** Прочность и пластичность фланговых швов в условиях равномерного по длине шва приложения нагрузки // Известия вузов. Машиностроение. 1989. № 1. С. 113-118.

21. **Вентцель Е.С.** Теория вероятности. М.: Наука, 1969. 572 с.

22. **Веремчук С.С.** О состоянии клеевых соединений // Проблемы прочности. 1984. № 9. С. 71-73.

23. **Винокуров В.А.** Несущая способность лобового шва Прочность и автоматизация сварки // Труды МВТУ № 71. М.: Машгиз. 1957. С. 20-24.

24. **Винокуров В.А.** Специальные главы прочности сварных конструкций. М.: МВТУ. 1973. 110 с.

25. **Винокуров В.А.** Отпуск сварных конструкций для снижения напряжений. М. : Машиностроение. 1973. 213 с.

26. **Винокуров В.А.** Программирование нагружения как метод определения свойств металла при решении сварочных задач о напряженно-деформированном состоянии тела. Математические методы в сварке. Киев.: Наукова думка. 1981. С. 55-64.

27. **Винокуров В.А.** Неизотермическое программированное нагружение в методе пластических приближений // Физика и химия обработки материалов. 1982. № 3. С. 99-107.

28. **Винокуров В.А.** Эксплуатационные и технологические требования к сварным соединениям в отношении сплошности //Сварочное производство. 1987. № 3. С.27-30.

29. **Винокуров В.А.** Использование двухпараметрического критерия для прогнозирования изменения механических свойств металлов. // Проблемы прочности. 1988. № 5. С. 3-7.

30. **Винокуров В.А., Аладинский В.В., Дубровский В.А.** Концентрация напряжений в соединениях с лобовыми швами и ее учет в расчетах на выносливость // Автоматическая сварка. 1987. № 7. С. 18-23.

31. **Винокуров В.А., Александрович А.А., Солодов А.П.** Развитие метода тепловой волны для практического использования при определении сопротивляемости разрушению в процессе движения трещины (на англ. языке)// Нац. комитет СССР по сварке. ШШЦЧ-1054-83. М.: 1983. 10 с.

32. **Винокуров В.А., Беспалый А.А.** Зависимость пластичности угловых швов от направления силы // Сварочное производство. 1985. № 6. С. 30-32.

33. **Винокуров В.А., Гарбузова И.Г.** Регистрация температурного импульса при разрушении металла с помощью гальванометра // Известия вузов. Машиностроение. 1971. № 9. С. 178-182.

34. **Винокуров В.А., Григорьянц А.Г.** Теория сварочных деформаций и напряжений. М.: Машиностроение. 1984. 280 с.

35. **Винокуров В.А., Дымшиц А.В.** Свойства электрошлаковых сварных соединений стали 20ХНМФ при различных температурах. // Известия вузов. Машиностроение. 1977. № 6. С. 136-141.

36. **Винокуров В.А., Дымшиц А.В., Куркин А.С. и др.** О возможности определения K_{1C} на образцах уменьшенных размеров // Физико-химическая механика материалов. 1978. № 1. С. 22-26.

37. **Винокуров В.А., Дымшиц А.В., Пирусский М.В. и др.** Экспериментально-расчетный метод определения K_{1C} на образцах уменьшенных размеров // Заводская лаборатория. 1981. № 7. С. 80-82.

38. **Винокуров В.А., Куркин А.С.** Прочность сварных соединений с угловыми швами и метод их расчета // Сварочное производство. 1984. № 8. С. 3-5.

39. **Винокуров В.А.,Макаров Г.И.** Определение свойств металла труб при разрушении с заданной скоростью движения трещины // Заводская лаборатория. 1980. № 9. С. 867-869.

40. **Винокуров В.А., Макаров Г.И.** Расчет скорости возможного лавинного разрушения газопровода на основе приближенной модели деформирования трубы // Строительство трубопроводов. 1981. № 5. С. 26-28.

41. **Винокуров В.А., Макаров Г.И.** Способ испытания листового материала на разрыв. А.С. 647581. СССР. Б.И. 1979. № 6. 2 с.

42. **Винокуров В.А., Стебунов В.И.** Определение прочности угловых швов малого катета в конструкциях сельхозмашин // Сварочное производство. 1987. № 8. С. 21-22.

43. **Винокуров В.А., Стебунов В.И.** Анализ фактических размеров угловых швов при изготовлении сельхозмашин // Сварочное производство. 1986. № 3. С. 18-20.

44. **Винокуров В.А., Трегубов Г.П.** Способ испытания конструкционного металла на пластичность. А.С. 667850. СССР. Б.И. 1979. № 22. 2 с.

45. **Винокуров В.А., У Цзу Цзянь.** Собственные напряжения в сварных соединениях большой толщины при разнородных свойствах шва и основного металла // Сварочное производство. 1962. № 9. С. 8-11.

46. **Винокуров В.А., Черкасов В.К.** К разработке термоэлектрического метода определения удельной работы разрушения металла. // Известия вузов. Машиностроение. 1972. № 5. С. 134-138.

47. **Винокуров В.А., Шаншаев О.Ц.** Напряженно-деформированное состояние области разрушения листового металла при стационарном движении трещины // Известия вузов. Машиностроение. 1983. № 8. С. 37-40.

48. **Винокуров В.А., Шубладзе Т.Г., Цуцхиващвили Г.Ж.** Уравнения неизотермического деформирования и возможность их использования при численном расчете сварочных деформаций и напряжений. Технологические остаточные напряжения // Материалы III Всесоюзного симпозиума. М.: 1988. С. 114-121.

49. **Влияние** некоторых дефектов на прочность стыковых соединений, выполненных контактной сваркой / В.И.Труфяков, В.Г.Мазур, Г.В.Жемчужников, Б.И.Казымов // Автоматическая сварка. 1987. № 2. С. 7-9.

50. **Влияние** степени механической неоднородности на статическую прочность сварных соединений / О.А.Бакши, В.В.Ерофеев, М.В.Шахматов и др. // Сварочное производство. 1988. № 4. С. 1-4.

51. **Влияние** поверхностного упрочнения на малоцикловую долговечность титанового сплава типа В120МСА в коррозионной среде / В.Ф.Лукьянов, В.Б.Олифер, Ю.Г.Людмирский и др. // Сварочное производство. 1972. № 10. С. 26-27.

52. **Влияние** термической обработки на структуру и свойства сварных соединений теплоустойчивой стали 12Х1МФ / Р.З.Шрон, И.Ф.Небесова, Н.И.Никанорова, А.И.Корман // Сварочное производство. 1986. № 8. С. 17-19.

53. **Выборнов А.П., Винокуров В.А.** Метод испытания образцов на внецентренное растяжение на маятниковом копре МК-30 // Заводская лаборатория. 1987. № 3. С. 67-69.

54. **Выносливость** сварных соединений низколегированных сталей. В.И.Труфяков, Ю.А.Стеренбоген, Л.П.Михеев, А.В.Бабаев // Автоматическая сварка. 1966. № 11. С. 1-6.

55. **Вычислительные** методы в механике разрушения: Пер. с англ. /Под ред. Атлури. М.: Мир. 1990. 392 с.

56. **Гельман А.С., Чудновский А.Д.** Плакирование стали взрывом. М.: Машиностроение. 1978. 180 с.

57. **Гиренко В.С., Дядин В.П.** Зависимость между ударной вязкостью и критериями механики разрушения $\delta_{I\,C}$, $K_{I\,C}$ конструкционных сталей и их сварных соединений // Автоматическая сварка. 1985. № 9. С. 13-20.

58. **Гарф Э.Ф., Литвиненко А.Е.** Оценка прочности трубчатых узлов при периодическом нагружении элементов продольными силами // Автоматическая сварка. 1985. № 5. С. 11-13.

59. **Герцфрид Э.И., Шрон Р.З.** Ползучесть мягкой прослойки при совместном действии растяжения и изгиба // Проблемы прочности. 1980. № 6. С. 67-70.

60. **Горбунов Б.Н.** Методы улучшения сварных соединений товарных вагонов и допускаемые напряжения в них // Вопросы сварного вагоностроения. Киев.: АН УССР. 1941. С. 52-139.

61. **Герцфрид Э.И., Шрон Р.З.** Напряженное состояние разнородных сварных соединений при растяжении в условиях ползучести // Проблемы прочности. 1982. № 6. С. 36-41.

62. **Гныш И.П.** Феноменологические аспекты влияния параметров циклического нагружения на коррозионно-усталостный рост трещины. // Физико-химическая механика материалов. 1984. № 4. С. 40-44.

63. **Горицкий В.Н., Болотов А.С., ВинокуровВ.А., Овчаренко Ю.Н.** Определение пластичности сварных соединений труб большого диаметра // Сварочное производство. 1982. № 4. С. 37-39.

64. **ГОСТ 9.903-81.** Стали и сплавы высокопрочные. Методы ускоренных испытаний на коррозионное растрескивание. М.: Изд-во стандартов. 21 с.

65. **ГОСТ 25506-85.** Методы механических испытаний металлов. Определение характеристик трещиностойкости (вязкости разрушения) при статическом нагружении. М.: Издательство стандартов. 62 с.

66. **Гохберг М.М,** Труды ЛПИ № 199. Л.: Машгиз. 1958. С. 48-52.

67. **Гохберг М.М., Тун Бао И.** Влияние предварительного нагружения и высокого отпуска на усталостную прочность сварных соединений // Труды ЛПИ. Конструкции и расчеты машин. Л.: Машгиз. 1964. 236 с.

68. **Гумеров К.М., Зайцев Н.Л.** К вопросу оптимизации конструктивного оформления упругонеоднородных стыковых соединений // Сварочное производство. 1983. № 1. С. 5-6.

69. **Гутман Э.М.** Влияние коррозионной усталости материалов нефтепроводов на их надежность // Нефтяное хозяйство. 1977. № 3. С. 34-38.

70. **Дворецкий В.И.** Методы статистической оценки пределов выносливости сварных соединений // Надежность и долговечность машин и сооружений. Вып. 3. Киев.: Наукова думка. 1983. С. 82-87.

71. **Деменков А.П., Лихачев В.А.** Релаксация напряжений в сталях при отпуске // Проблемы прочности. 1983. № 2. С. 63-69.

72. **Демина Н.И., Зилова Т.К., Фридман Я.Б.** Методы механических испытаний листовых материалов при двухосном растяжении // Заводская лаборатория. 1964. № 5. С. 587-592.

73. **Демина Н.И., Булатов Э.И., Шевчук Г.И., Сирик А.Т.** Влияние надреза на прочность сварного шва при двухосном растяжении // Сварочное производство. 1966. № 3. С. 17-18.

74. **Длительная** прочность сварных соединений теплоустойчивых сталей с трещиноподобными дефектами / Р.З.Шрон, А.И.Корман, Л.Э.Кречет и др. // Сварочное производство. 1988. № 5. С. 11-13.

75. **Доможиров Л.И.** Исследование скорости развития усталостных трещин в материалах, применяемых в машиностроении. Автореф. дисс. М.: ЦНИИТМАШ. 1982. 23 с.

76. **Дучинский Б.Н.** Расчеты на выносливость сварных ж.-д. мостов // Труды ВНИИ Транспортного строительства. Трансжелдориздат. Вып. 35. 1960. С. 183-205.

77. **Дучинский Б.Н.** Основание расчета сварных соединений, работающих на переменные и знакопеременные усилия // Труды ВНИИ Транспортного строительства. Вибрационная прочность сварных мостов. Вып.8. Трансжелдориздат. 1952. С. 137-199.

78. **Евгеньев А.Н., Старостин Б.Н.** Установка ДН-3М для испытания на двухосное растяжение плоских образцов при различных соотношениях главных напряжений. // Сварочное производство. № 7. 1975. С. 50-51.

79. **Евгеньев А.Н., Дьяченко В.В.** Влияние концентраторов напряжений на прочность сварных соединений сплава АМг6Н в условиях двухосного растяжения // Сварочное производство. 1976. № 8. С. 32-34.

80. **Евграфов Г.К., Осипов Е.О.** Об использовании остаточных напряжений для повышения усталостной прочности сварных конструкций // Сварочное производство. 1960. № 10. С. 7-10.

81. **Жданов И.М., Касаткин С.Б.** Развитие локальной пластической деформации у вершин надрезов плоских образцов // Автоматическая сварка. 1980. № 12. С. 62-63.

82. **Зависимость** ударной вязкости металла ЗТВ сварных соединений низколегированных сталей от удельной энергии при сварке / Б.Ф.Лебедев, Г.А.Пащин, М.С.Дудко // Автоматическая сварка. 1987. № 4. С.7-10.

83. **Зайцев Г.З., Аронсон А.Я.** Усталостная прочность деталей гидротурбин. М.: Машиностроение. 1975. 160 с.

84. **Зайцев Г.З., Пономарев В.Я.** Усталостная прочность сварных соединений из стали разных классов // Труды ЦНИИТМаш. № 64-65. М.: ОНТИ.1966. С. 125-129.

85. **Зайцев Г.З., Каширский Ю.В.** Аналитические оценки усталостной прочности при двухчастотном нагружении. М.: НИИИНФОРМТЯЖМАШ. Т5-75-2. 1975. 82 с.

86. **Зайцев Г.З., Мамаева Е.И., Шведова Н.М.** Исследование влияния параметров цикла двухчастотного нагружения на усталостную прочность сталей. М.: Машиностроение // Труды ЦНИИТМаш. № 112. 1976. С. 174-182.

87. **Зайцев Г.З., Шур Д.М., Фараджов Р.М., Мамаева Е.И.** Методика и оборудование для исследования усталостной прочности металлов при двухчастотном нагружении // Заводская лаборатория. 1974. № 7. С. 863-867.

88. **Зайцев Н.Л.** Исследование напряженно-деформированного состояния и несущей способности соединений с угловыми лобовыми швами при растяжении (сжатии). Автореф. дисс. Челябинск.: 1975. 28 с.

89. **Зайцев Н.Л., Гумеров К.М.** О снижении концентрации напряжений в краевых точках стыковых соединений разнородных материалов // Автоматическая сварка. 1984. № 5. С. 41-45.

90. **Зайцев Н.Л., Гиндин В.А., Лившиц Н.Л.** О выборе размеров угловых швов при сварке сталей // Автоматическая сварка. 1988. № 4. С. 55— 57.

91. **Закономерности** малоцикловой повреждаемости и разрушения стали 10ХСНД в широком интервале (+20... -196 °С) низких температур. В.В.Ларионов, Н.А.Махутов, В.М.Горицкий, Х.М.Ханухов // Проблемы прочности. 1980. № 11. С. 11-17.

92. **Земзин В.Н.** Жаропрочность сварных соединений. Л.: Машиностроение. 1972. 272 с.

93. **Земзин В.Н.** Пути повышения работоспособности сварных узлов из теплоустойчивых и жаропрочных сталей // Автоматическая сварка. 1985. № 7. С. 32-35.

94. **Земзин В.И.** Сварные соединения разнородных сталей. М.: Машиностроение. 1966. 221 с.

95. **Земзин В.Н., Ланин А.А., Медведев А.В.** Влияние технологических факторов на сопротивляемость сталей повышенной прочности холодным трещинам // Сварочное производство. 1988. № 12. С. 26-28.

96. **Земзин В.Н., Розенблюм В.И.** Остаточные напряжения в сварных разнородных дисках. М.: Энергомашиностроение. 1956. № 1. С. 19-23.

97. **Земзин В.Н., Чижик А.А, Ланин А.А.** Условия образования трещин при сварке и термической обработке. Кинетика развития трещин // Сварочное производство. 1987. № 2. С. 33-36.

98. **Земзин В.Н., Шрон Р.З** Термическая обработка и свойства сварных соединений. Л.: Машиностроение. 1987. 367 с.

99. **Злочевский А.Б.** Долговечность элементов металлических конструкций в связи с кинетикой усталостного разрушения. Автореф. дисс. М.: МИСИ. 1986. 43 с.

100. **Золотарев Б.Б.** Распределение напряжений под нагрузкой в точечном соединении // Сварочное производство. 1960. № 3. С. 18-21.

101. **Иващенков Г.А., Новикова Д.П., Пархоменко И.Ю.** Структурная и механическая неоднородность сварных соединений конструкционных сталей // Автоматическая сварка. 1988. № 12. С. 5-8.

102. **Ильюшин А.А.** Пластичность. Основы общей математической теории. М.: АН СССР. М. 1963. 271 с.

103. **Исии Н.** Дефекты и прочность металлов. Нихон кокодзе кенайси. 1979. т.15. № 166. С. 21-30.

104. **Исследование** сварных конструкций. ЦИС НКПС / Г.А.Николаев и др. М.: Гострансиздат. 1932. 148 с.

105. **Исследование** влияния реакторной воды номинальных параметров на скорость роста усталостной трещины в стали 15Х2НМФА / В.И.Похмурский, А.С.Зубченко, А.А.Попов и др. // Физико-химическая механика материалов. 1985. № 2. С. 32-34.

106. **Казимиров А.А.** Об уменьшении размеров слабонагруженных угловых швов // Автоматическая сварка. 1977. № 8. С. 39-44.

107. **Кална К.** Уточненный метод расчета критического раскрытия трещины // Проблемы прочности. 1975. № 11. С. 19-24.

108. **Карзов Г.П., Леонов В.П., Тимофеев Б.Т.** Сварные сосуды высокого давления. Прочность и долговечность. Л.: Машиностроение. 1982. 287 с.

109. **Кархин В.А., Костылев В.И., Стаканов В.И.** Влияние геометрических параметров стыковых, тавровых и крестовых соединений на коэффициент концентрации напряжений // Автоматическая сварка. 1988. № 3. С. 6-11.

110. **Каназава Т., Мачида С., Момота С., Нагивара И.** Изучение возникновения хрупкого разрушения с позиций представления о раскрытии трещины / Новые методы оценки сопротивления металлов хрупкому разрушению. М.: Мир. 1972. С. 90-106.

111. **Кирьян В.И.** Методика оценки сопротивления конструкционных сталей вязким разрушениям // Автоматическая сварка. 1984. № 11. С. 1-6.

112. **Киселев В.А.** Анализ распространения трещин в условиях ползучести // Проблемы прочности. 1983. № 4. С. 75-79.

113. **Клыков Н.А.** К вопросу о расчетной оценке сопротивления усталости сварных соединений сварных конструкций // Автоматическая сварка. 1983. № 7. С. 6-8.

114. **Клыков Н.А.** Расчет характеристик сопротивления усталости сварных соединений. М.: Машиностроение. 1984. 157 с.

115. **Коваленко И.С.** Экспериментально-расчетный метод учета влияния остаточных напряжений при оценке циклической трещиностойкости // Автореф. дисс. Киев. 1991. 16 с.

116. **Когаев В.П.** Расчеты на прочность при напряжениях, переменных во времени М · Машиностроение. 1977. 232 с.

117. **Когаев В.П., Махутов Н.А., Гусенков А.П.** Расчеты деталей машин и конструкций на прочность и долговечность. М.: Машиностроение. 1985. 224 с.

118. **Когут Н.С.** Влияние направления прокатки на трещиностойкость листовых сталей // Проблемы прочности. 1984. № 2. С.9-12.

119. **Когут И.С.** Трещиностойкость конструкционных материалов. Львов.: Вища школа. 1986. 160 с.

120. **Кожевников В.Ф., Колбин Н.М.** Исследование напряженного состояния точечных сварных соединений методами фотоупругости // Сварочное производство. 1986. № 11. С. 38-40.

121. **Копельман Л.А.** Сопротивляемость сварных узлов хрупкому разрушению. Л.: Машиностроение. 1978. 232 с.

122. **Коррозионная** стойкость сварных соединений стали 25Х1СДЮЧЛ в сероводородосодержащей среде / А.А.Сигаев, Т.Ф.Мочалова, В.И.Пындак и др. // Сварочное производство. 1985. № 7. С. 4-6.

123. **Краны** грузоподъемные. Выносливость стальных конструкций. Метод расчета. РТМ 24.090.53-79. М.: ЦНИИТЭИТЯЖМАШ. 1979. 20 с.

124. **Красовский А.Я., Каштелян Ю.А., Красико В.Н.** Температурные зависимости вязкости разрушения с учетом масштабного фактора // Проблемы прочности. 1984. № 7. С. 3-8.

125. **Крутов В.А., Винокуров В.А., Куркин С.А.** Метод испытания металла на сопротивляемость разрушению при программированном неизотермическом нагружении // Заводская лаборатория. 1985. № 3. С. 60-63.

126. **Кудрявцев И.В., Наумченков В.Н.** Усталость сварных конструкций. М.: Машиностроение. 1976. 270 с.

127. **Кудрявцев П.И., Гельман А.С.** Влияние механической неоднородности на усталостную прочность сварных соединений // Сварочное производство. 1964. № 11. С. 20-24.

128. **Куркин А.С., Лавряков Ю.Ю., Жохов А.Г.** Разработка имитационной модели страгивания поверхностной трещины // Заводская лаборатория. 1993. № 9. С. 50-52.

129. **Куркин А.С., Лавряков Ю.Ю., Жохов А.Г., Нурбаев С.Д.** Численное моделирование процесса разрушения для расчетного обеспечения неразрушимости сварных конструкций // Вестник МГТУ. 1993. № 4. С. 133-141.

130. **Куркин А.С.** Необходимый и достаточный критерий хрупкого, вязко-хрупкого и вязкого разрушения // Заводская лаборатория. 1995. № 9. С. 40-44.

131. **Куркин С.А.** Прочность сварных тонкостенных сосудов, работающих под давлением. М.: Машиностроение. 1976. 184 с.

132. **Куркин С.А., Данилов Г.И.** Конструктивная прочность тонкостенного сосуда // Известия вузов. Машиностроение. 1979. № 1. С. 5-9.

133. **Куркин С.А., Данилов Г.И.** Оценка работоспособности сварных соединений тонкостенных сосудов, работающих под давлением // Сварочное производство. 1981. № 12. С. 6-9.

134. **Куркин С.А., Лавряков Ю.Ю.** Оценка работоспособности стыковых сварных соединений при наличии несквозного дефекта // Заводская лаборатория. 1992. № 5. С. 42-45.

135. **Куркин С.А., Лавряков Ю.Ю., Гуменшаймер И.И.** Консервативная оценка граничных температур $T_{КР\ 1}$ и $T_{КР\ 2}$ вязко-хрупкого перехода и корректное определение критических значений КИН в интервале $T_{КР\ 1}$—$T_{КР\ 2}$ на примере низкоуглеродистой стали 15ГБ // Заводская лаборатория. 1992. № 6. С. 37-41.

136. **Куркин С.А., Лукьянов В.Ф., Крумбольдт М.Н.** Проектирование установок для испытания при двухосном растяжении // Проблемы прочности. 1973. № 12. С. 89-94.

137. **Куркин С.А., Новицкий В.П., Родионов С.С.** Методика испытаний плоских толстолистовых образцов с поверхностной трещиной // Заводская лаборатория. 1984. № 5. С. 73-77.

138. **Куркин С.А., Родионов С.С.** Определение предела трещиностойкости сварного соединения сплава АМг6 по моменту страгивания трещины // Известия вузов. Машиностроение. 1984. № 2. С. 136-140.

139. **Куркин С.А., Родионов С.С., Тарасов С.И., Бородин В.В., Петров Г.В.** Трещиностойкость стыковых соединений мартенситно-стареющей стали 03Х11Н10М2Т при малоцикловом нагружении // Сварочное производство. 1987. № 3. С. 36-38.

140. **Куркин С.А., Рукосуев И.В., Данилов Г.И.** К вопросу о регламентации размеров дефектов в сварном изделии // Известия вузов. Машиностроение. 1977. № 5. С. 142— 146.

141. **Куркин С.А., Сильвестров Ю.Г.** Определение критического раскрытия трещины // Известия вузов. Машиностроение. 1976. № 8 С. 16-20.

142. **Куркин С.А., Тарасов С.И., Волченко В.Н.** Оценка вероятности отказа сварного сосуда при наличии технологических дефектов // Сварочное производство. 1987. № 4. С. 29-32.

143. **Куркин С.А., Тарасов С.И., Бородин В.В., Гуменшаймер И.И.** Определение размеров технологических дефектов сварки из условий безотказной работы оболочковой конструкции при малоцикловом нагружении // Сварочное производство. 1988. № 10. С. 36-38.

144. **Куркин С.А., Трубин В.В.** Оценка чувствительности материала к дефекту // Надежность и долговечность машин и сооружений. Киев.: Наукова думка. 1983. Выпуск 3. С. 47-52.

145. **Ларионов В.П.** Электродуговая сварка конструкций в северном исполнении. Новосибирск.: Наука. 1986. 255 с.

146. **Лебедев А.А.** Расчеты на прочность при сложном напряженном состоянии (теории прочности). Киев.: Минвуз УССР. 1968. 66 с.

147. **Лебедев А.А., Чаусов Н.Г., Зайцева Л.В.** Влияние вида напряженного состояния на кинетику разрушения и трещиностойкость мартенситно-стареющей стали. Исследование стадийности процесса разрушения. Оценка трещиностойкости стали // Проблемы прочности. 1991. № 8. С. 3-18.

148. **Лебедев А.А., Чаусов Н.Г.** Установка для испытания материалов с построением полностью равновесных диаграмм деформирования // Проблемы прочности. 1981. № 12. С. 104-106.

149. **Левитас В.И., Идесман А.В.** Особенности решения термоупругопластических задач методом конечных элементов // Проблемы прочности. 1986. № 10. С. 60-66.

150. **Лившиц Л.С.** Материаловедение для сварщиков. М.: Машиностроение. 1979. 253 с.

151. **Лихтман В.И., Ребиндер П.А., КарпенкоГ.В.** Влияние поверхностно-активной среды на процессы деформирования металлов. М.: АН СССР. 1954. 208 с.

152. **Лукьянов В.Ф., Коробцов А.С.** Закономерности объединения поверхностных трещин, развивающихся от дефектов сварных соединений при малоцикловом нагружении // Сварочное производство. 1987. № 4. С. 41-42.

153. **Лукьянов В.Ф., Коробцов А.С.** Влияние остаточных напряжений на живучесть сварных конструкций при переменной нагрузке в коррозионной среде // Тез. докл. Всесоюзн. симпоз. Остаточные технологические напряжения. М.: 1985. С. 17-23.

154. **Лукьянов В.Ф., Коробцов А.С., Напрасников В.В.** Статистическое моделирование разрушения сварных соединений // Автоматическая сварка. 1986. № 5. С. 13-16.

155. **Лукьянов В.Ф., Людмирский Ю.Г., Напрасников В.В.** Сопротивление развитию разрушения сварных штуцерных соединений при осесимметричном повторностатическом нагружении // Проблемы прочности. 1983. № 9. С. 98-101.

156. **Лукьянов В.Ф., Людмирский Ю.Г., Напрасников В.В.** Испытания элементов корпусных конструкций при двухосном напряженном состоянии // Заводская лаборатория. 1986. № 7. С. 59-62.

157. **Лукьянов В.Ф., Людмирский Ю.Г., Напрасников В.В.** Влияние геометрической неоднородности сварных швов на долговечность штуцерных соединений // Надежность и долговечность машин и сооружений. 1983. № 4. С. 63-67.

158. **Лукьянов В.Ф., Напрасников В.В.** Влияние типа инициатора разрушения на развитие трещин в сварных соединениях // Сварочное производство. 1983. № 5. С. 3-5.

159. **Лукьянов В.Ф., Напрасников В.В.** Использование имитационного моделирования для прогнозирования характеристик надежности сварных соединений // Автоматическая сварка. 1989. № 1. С. 6-11.

160. **Лукьянов В.Ф., Напрасников В.В., Головин В.П.** Трещиностойкость зоны сплавления при поперечном сдвиге // Сварочное производство. 1985. № 12. С. 37-38.

161. **Лукьянов В.Ф., Напрасников В.В., Ильинский К.Л., Кияшко А.В.** Оценка допустимых размеров дефектов сварных соединений методом статистического моделирования // Сварочное производство. 1986. № 4. С. 34-36.

162. **Лукьянов В.Ф., Напрасников В.В., Коробцов А.С.** Моделирование на ЭВМ кинетики распространения разрушения вдоль линии сплавления // Сварочное производство. 1985. № 4. С. 1-3.

163. **Лукьянов В.Ф., Сигаев А.А.** Установка для испытаний крупногабаритных образцов при двухосном растяжении и изгибе // Заводская лаборатория. 1971. № 6. С. 730-732.

164. **Лукьянов В.Ф., Сигаев А.А., Зимин В.П., Пичурин И.И.** Влияние угловых деформаций сварного соединения на малоцикловую усталость спиральношовных труб // Автоматическая сварка. 1979. № 4. С. 17-19.

165. **Лукьянов В.Ф., Солтовец М.В., Олифер В.Б.** О существовании двух пороговых значений коэффициента интенсивности напряжений при коррозионном растрескивании титановых сплавов. Ростов-на-Дону. :1983. 44 с. Л.:НИИМАШ. 1983. С. 66-83.

166. **Лукьянов В.Ф., Харченко В.Я., Черногоров А.Л.** Статистический анализ размеров угловых швов в сварных узлах сельскохозяйственных машин // Автоматическая сварка. 1989. № 9. С. 15-17.

167. **Лэнджер.** Расчет сосудов давления на малоцикловую долговечность // Техническая механика. ТАОИМ. Сер.Д. 1962. № 3. С. 97-113.

168. **Мазель Ю.А., Иванова Н.В., Сабылин Е.И.** Исследование свойств сварных соединений стали ОН6 при испытаниях на консольный изгиб // Сварочное производство. 1986. № 3. С. 23-25.

169. **Макалур, Даффи, Эйбер.** Сопротивление разрушению трубопроводов. Конструирование и технология машиностроения // Труды американского общества инженеров-механиков (русский перевод). 1965. № 3. С. 1-17.

170. **Макаров Г.И., Винокуров В.А.** Динамика упругой растянутой полосы со стационарно движущейся трещиной // Методы теории обыкновенных дифференциальных уравнений в прикладных задачах механики. № 336. М.: МВТУ. 1980. С. 24-31.

171. **Макаров Г.И., Винокуров В.А.** Особенности истечения газа в атмосферу при "лавинном" разрушении газопровода // Известия вузов. Машиностроение. 1976. № 9. С.141— 145.

172. **Макаров Г.И., Винокуров В.А.** Закономерности изменения давления газа в разрушенной части газопровода при протяженном разрушении // Известия вузов. Машиностроение. 1986. № 7. С. 67-71.

173. **Макаров Г.И., Винокуров В.А.** Закономерности изменения давления газа при движении трещины в трубопроводе // Известия вузов. Машиностроение. 1981. № 4. С. 56-60.

174. **Макаров Г.И.** Расчетная модель деформирования трубы газопровода при протяженном разрушении // Известия вузов. Машиностроение. 1988. № 8. С. 27-33.

175. **Макаров И.И., Белова Л.Н., Радченко Л.Ю.** Процесс распространения усталостного разрушения в сварных соединениях // Труды МВТУ № 363. Проблемы прочности и технологии в сварке. 1981. С. 29-35.

176. **Макаров И.И.** Работоспособность сварных соединений с технологическими отклонениями // Автореферат дисс. М.: МВТУ. 1977. 384 с.

177. **Макаров И.И.** Дефекты сварки и прочность // Проектирование сварных конструкций в машиностроении / Под ред. С.А.Куркина. М.: Машиностроение. 1975. С. 152-172.

178. **Макаров Э.Л.** Технологическая прочность стали в процессе превращения аустенита (холодные трещины) / Под ред. В.А.Винокурова. М.: Машиностроение. 1970. С. 209-229.

179. ***Макаров Э.Л.*** *Холодные трещины при сварке легированных сталей.* М.: Машиностроение. 1981. 247 с.

180. **Малинин Н.Н.** Прикладная теория пластичности и ползучести. М.: Машиностроение. 1975. 400 с.

181. **Малоцикловая** усталость стали в рабочих средах / Г.В.Карпенко, К.Б.Кацов, И.В.Копотайло и др. Киев.: Наукова думка. 1977. 110 с.

182. **Марин Н.И.** Статическая выносливость элементов авиационных конструкций. М: Машиностроение. 1968. 228 с.

183. **Маричев В.А.** Ветвление трещин при коррозионном растрескивании высокопрочных материалов // Физико-химическая механика материалов. 1975. № 2. С. 14-17.

184. **Матвиенко Ю.Г.** Упругопластическая вязкость разрушения при плоском напряженном состоянии // Проблемы прочности. 1985. № 3. С. 39-43.

185. **Матвиенко Ю.Г., Морозов Е.М.** Критерии нелинейной механики разрушения и напряженное состояние у вершины трещины. // Проблемы прочности. 1984. № 11. С. 10-13.

186. **Махерау Э., Райк В.** Влияние структуры, способа изготовления и нагружения на усталостную прочность. Обзор и оценки важнейших факторов // Поведение стали при циклическом нагружении. М.: Металлургия. 1983. С. 194-243.

187. **Махненко В.И., Починок Е.В.** Проектирование сварных соединений с угловыми швами с минимальным количеством наплавленного металла // Экономия материальных, энергетических и трудовых ресурсов в сварочном производстве. Челябинск.: 1986. С. 207-211.

188. **Махненко В.И.** Расчетные методы исследования сварочных напряжений и деформаций. Киев.: Наукова думка. 1976. 320 с.

189. **Махненко В.И., Великоиваненко Е.А., Розынка Г.Ф.** Распределение напряжений и деформаций вдоль фланговых швов // Автоматическая сварка. 1985. № 5. С. 3-10.

190. **Махненко В.И., Великоиваненко Е.А.,** Распределение напряжений и пластических деформаций в сечении угловых швов при статических нагрузках, близких к предельным // Автоматическая сварка. 1988. № 6. С. 5-13.

191. **Махутов Н.А.** Деформационные критерии разрушения и расчет элементов на прочность. М.: Машиностроение. 1981. 272 с.

192. **Аксенов Ю.Н., Киселев С.Н., Смирнов Ю.В., Богачев А.Ю.** Методика расчета сварных конструкций в локальных зонах концентрации напряжений // Стабильность, качество и работоспособность сварных конструкций. М. МАСИ (ВТУЗ-ЗИЛ). 1993. С. 55-59.

193. **Методические** указания. Расчеты и испытания на прочность. Расчетно-экспериментальные методы оценки сопротивления усталости сварных соединений. РД-50-551-85. М.: Издательство стандартов. 1986. 52 с.

194. **Методические** указания. Расчеты на прочность. Методы механических испытаний металлов. Определение характеристик трещиностойкости. (вязкости разрушения) при циклическом нагружении. РД-50-345-82. М.: Изд-во стандартов. 1983. 95 с.

195. **Методические** указания. Расчеты и испытания на прочность в машиностроении. Методы механических испытаний металлов. Определение характеристик вязкости разрушения (трещиностойкости) при статическом нагружении. РД-50-260-81. М.: Изд-во стандартов. 1982. 52 с.

196. **Мишин В.М., Саррак В.И.** Критическое локальное растягивающее напряжение как критерий задержанного хрупкого разрушения // Проблемы прочности. 1985. № 3. С. 43-46.

197. **Моношков А.Н.** Метод расчетной оценки сопротивляемости магистральных трубопроводов хрупким разрушениям лавинного характера (проект). Челябинск.: УралНИТИ. 1973. 40 с.

198. **Моношков А.Н., Пашков Ю.И., Каплан А.Б.** Определение работы распространения трещины в материалах по деформационным характеристикам разрушения образца // Заводская лаборатория. 1974. № 7. С. 872-874.

199. **Морозов Е.М.** Понятие предела трещиностойкости и возможности его использования в расчетах на прочность // Унификация методов испытаний металлов на трещиностойкость. Вып.2. М.: Из-во стандартов. 1982. С. 51-54.

200. **Морозов Е.М.** Двухкритериальне подходы в механике разрушения // Проблемы прочности. 1985. № 10. С. 103-108.

201. **Морозов Е.М., Фридман Я.Б.** Некоторые закономерности в теории трещин // Прочность и деформация в неравномерных физических полях. 1968. Вып. 2. С. 216-253.

202. **Мюнзе В.Х.** Усталостная прочность сварных конструкций. М.: Машгиз. 1968. 310 с.

203. **Навроцкий Д.И.** Расчет сварных конструкций с учетом концентрации напряжений. Л.: Машиностроение. 1968. 170 с.

204. **Надежность** в технике / Вероятный метод расчета на усталость сварных конструкций. М.: ВНИИНМАШ. 1989. 111 с.

205. **Напрасников В.В.** Исследование кинетики разрушения сварных штуцерных соединений и разработка методов повышения их долговечности // Автореф. дисс. М.: МВТУ. 1981. 16 с.

206. **Наумченков Н.Е.** Сопротивление усталости стыковых сварных соединений, выполненных различными способами. М.: ЦНИИТМАШ. № 40. С. 58-64.

207. **Нейбер Г.** Теория концентрации касательных напряжений в призматических телах при произвольной линейной зависимости между напряжениями и деформацией // Труды ОАИМ. Сер.Е. Прикладная механика. 1961. № 4. С. 71-77.

208. **Николаев Г.А., Винокуров В.А., Аладинский В.В., Саликов В.А.** Пути совершенствования сварных конструкций // Пути повышения качества при производстве сварных конструкций. Под ред. Г.А.Николаева / Труды МВТУ. № 511. М.: МВТУ. 1988. С. 4-20.

209. **Николаев Г.А.** Сварные конструкции. М.: Машгиз. 1962. 552 с.

210. **Николаев Г.А., Куркин С.А., Винокуров В.А.** Сварные конструкции. Прочность сварных соединений и деформации конструкций. Учебное пособие. М.: Высшая школа. 1982. 272 с.

211. **Николаев Г.А.** Вопросы прочности и технологии сварки // Труды МВТУ. № 376. М.: Машгиз. 1955. С. 12-32.

212. **Николаев Г.А., Моисеев И.А.** Сварка в мостостроении. М.: Трансжелдориздат. 1934. 183 с.

213. **Николаев Г.А., Румянцев С.В.** Влияние дефектов сварки на механические свойства сварных соединений // Тр. института машиноведения АН СССР, посвященные 50-летию С.В.Серенсена. М.: Академиздат. 1960.

214. **Николаев Г.А.** Последние достижения в области сварных металлических конструкций // Исследования сварных конструкций ЦНИИ Транспортного строительства. М.: ОГИЗ Гострансиздат. 1932. С. 5-36.

215. **Николаев Г.А.** Элементы сварных конструкций: Учебное пособие для строительных втузов НКТП СССР. М.: Госстройиздат. 1933. 318 с.

216. **Николаев Г.А., Гельман А.С.** Сварные конструкции. ОНТИ. НКТП СССР. М.-Л.: 1937. 360 с.

217. **Николаев Г.А., Гельман А.С.** Сварные конструкции и соединения. М.: Машгиз. 1942. 301 с.

218. **Николаев Г.А., Гельман А.С.** Сварные конструкции и соединения. М.: Машгиз. 1947. 503 с.

219. **Николаев Г.А.** Проект технических условий на расчет и проектирование сварных соединений, выполненных дуговой сваркой в машиностроительных конструкциях // Автогенное дело. 1938. № 2. С. 39-44.

220. **Новый** параметр, характеризующий распространение трещины при коррозионной усталости // Теоретические основы инженерных расчетов / Седзи, Такахаси, Судзуки и др. 1981. № 4. С. 31-46.

221. **Нэир П.К.** Модель роста усталостных трещин применительно к несквозным дефектам в пластинах и трубах // Труды ОАИМ. Теоретические основы инженерных расчетов. 1979. т.101. № 1. С. 54-60.

222. **Об испытаниях** элементов толстолистовых сварных конструкций в условиях повышенного давления агрессивной среды / В.Ф.Лукянов и др. // Известия Северо-Кавказского научного центра высшей школы. 1977. № 3. С. 42-45.

223. **Обоснование** допустимой величины ударной вязкости кольцевых швов многослойных сосудов / В.С.Гиренко, В.П.Дядин, Б.Г.Зиссельман и др. // Автоматическая сварка. 1986. № 8. С. 12-17.

224. **Образцов И.Ф., Савельев Л.М., Хазанов Х.С.** Метод конечных элементов в задачах строительной механики летательных аппаратов. М.: Высшая школа. 1985. 392 с.

225. **Овчаренко Ю.Н.** Оценка работоспособности сварных соединений с угловыми швами с использованием механики разрушения // Автореф. дисс. МВТУ. М.: 1981. 15 с.

226. **Овчаренко Ю.Н.** V-образные вырезы в линейной механике разрушения. М.: ВНИТИ. 1977. № 4359-77. 16 с.

227. **Овчаренко Ю.Н. Винокуров В.А.** Оценка геометрии угловых и стыковых швов // Известия вузов. Машиностроение. 1979. № 4. С. 129-131.

228. **Овчинников А.В., Попов А.А., Васильченко Г.С.** Основные принципы составления расчетных схем элементов конструкций с несплошностями по данным неразрешающего контроля: Подповерхностные несплошности // Проблемы прочности. 1988. № 9. С. 74-79.

229. **То же.** Сообщение 2. Поверхностные несплошности. // Проблемы прочности. 1988. № 11. С. 107-110.

230. **Овчинников А.В.** Приближенная формула определения коэффициентов интенсивности напряжений K_I для тел с подповерхностными трещинами // Проблемы прочности. 1986. № 11. С. 41-44.

231. **О двух особенностях** оценки коррозионной трещиностойкости конструкционных сплавов / О.Н.Романив, Г.Н.Никифорчин, А.З.Студент и др. // Физико-химическая механика материалов. 1982. № 1. С. 35-47.

232. **Определение** склонности к коррозионному растрескиванию сварных соединений титанового сплава АТ-3 в хлоридном растворе / В.Е.Блащук, Г.М.Шепенько, М.В.Коваль и др. // Физико-химическая механика разрушения. 1981. № 3. С. 113-114.

233. **Оптимизация** конструктивных и геометрических параметров стыковых сварных соединений теплоустойчивых разнородных сталей / М.В.Шахматов, В.В.Ерофеев, М.И.Хмарова и др. // Автоматическая сварка. 1987. № 8. С. 27-31.

234. **О путях развития** испытательных устройств для оценки трещиностойкости материалов при длительном нагружении / О.Н.Романив, Г.Н.Никифорчин, И.А.Березюк и др. // Физико-химическая механика материалов. 1975. № 3. С.77-85.

235. **Островская С.А.** О механических свойствах металла конструктивных однослойных угловых швов // Автоматическая сварка. 1988. № 11. С. 68-69.

236. **Островский А.В.** Усталостная долговечность элементов металлических конструкций с учетом развития и взаимодействия трещин // Автореф. дисс. 05.03.01. МИСИ. 1990. 20 с.

237. **ОСТ 24.023.26-84.** Конструкции сварные из углеродистых и легированных сталей. Типовой технологический процесс высокого отпуска. М.: Изд-во стандартов. 48 с.

238. **Панасюк В.В., Дмитрых И.Н., Грабовский Р.С.** О некоторых методологических аспектах определения статической коррозионной трещиностойкости конструкционных материалов // Физико-химическая механика материалов. 1985. № 3. С. 23-28.

239. **Панасюк В.В., Ратыч Л.В., Дмитрых И.Н.** Определение циклической трещиностойкости конструкционных материалов в коррозионной среде. М.: ДАН СССР. 1983. 261. № 2. С. 109-112.

240. **Панасюк В.В., Ратыч Л.В., Дмитрых И.Н.** О некоторых методических особенностях исследования циклической трещиностойкости конструкционных материалов в жидких средах // Механическая усталость металлов // Материалы IV Международного коллоквиума. Киев.: Наукова думка. 1983. С. 284-292.

241. **Панасюк В.В., Сушинский А.И., Кацов А.В.** Разрушение элементов конструкций с несквозными трещинами. Киев.: Наукова думка. 1991. 172 с.

242. **Патон Е.О., Горбунов Б.Н., Берштейн Д.И.** Сопротивление сварных соединений при вибрационной нагрузке // Автогенное дело. 1936. № 2. С. 13-16.

243. **Патон Е.О., Горбунов Б.Н., Берштейн Д.И.** Влияние усадочных напряжений на прочность сварных конструкций // Автогенное дело. 1937. № 7. С. 4-15.

244. **Петерсон Р.** Коэффициенты концентрации напряжений. Пер. с англ. М.: Мир. 1977. 304 с.

245. **Петров Г.Л.** Сварочные материалы. Л.: Машиностроение. 1972. 280 с.

246. **Петров Л.Н.** Коррозионная электрохимия напряженнодеформированного металла // Физико-химическая механика материалов. 1985. № 3. С. 45-48.

247. **Пигарев В.К.** Исследование малоцикловой прочности сварных соединений низкоуглеродистой стали в растворах щелочей применительно к листовым конструкциям // Автореф. дисс. М.: МВТУ. 1979. 16 с.

248. **Писаренко Г.С., Науменко В.П., Волков Г.С.** К определению коэффициента интенсивности напряжений в образце с боковыми надрезами // Проблемы прочности. 1977. № 10. С. 5-10.

249. **Писаренко Г.С., Науменко В.П., Волков Г.С.** Влияние степенности деформаций на вязкость разрушения пластичных сталей // Проблемы прочности. 1977. № 11. С. 45-51.

250. **Плювинаж Г.** Механика упругопластического разрушения. М.: Мир. 1993. 450 с.

251. **Походня И.К.** Перспектива развития производства сварочных материалов и пути повышения их качества // Сварочное производство. 1989. № 9. С. 18-21.

252. **Почтовик П.Г.** Малоцикловая усталостная прочность металлических резервуаров нефтеперекачивающих станций // Автореф. дисс. М.: МИСИ. 1985. 22 с.

253. **Проектирование** сварных конструкций в машиностроении / Под. ред. С.А.Куркина. М.: Машиностроение. 1975. 375 с.

254. **Прокопенко А.В.** Влияние низких температур на циклическую прочность конструкционных сталей // Проблемы прочности. 1978. № 1. С. 56-59.

255. **Прохоров Н.Н.** Горячие трещины при сварке. М.: Машгиз. 1952. 219 с.

256. **Прочность** сварных соединений при переменных нагрузках / Под ред. В.И.Труфякова. Киев.: Наукова думка. 1990. 256 с.

257. **Пэрис П., Эрдоган Ф.** Критический анализ законов распространения трещин // Техническая механика. 1963. № 4. С. 60-68.

258. **Работа** подкрановых металлоконструкций в условиях эксплуатации и пути повышения их долговечности / О.И.Шумицкий, Ю.С.Борисенко, П.С.Данилов и др. // Надежность и долговечность машин и сооружений. Вып. 3. Киев.: Наукова думка. 1983. С. 26-29.

259. **Радченко Л.Ю.** Работоспособность элементов сварных конструкций тяжелого машиностроения при переменных нагрузках // Авроореф. дисс. М.: МВТУ. 1983. 16 с.

260. **Раевский Г.В.** Вибрационная нагрузка вагонов и вибрационные испытания узлов вагонного типа // Вопросы сварного вагоностроения. Киев.: АН УССР. 1941. С. 21-52.

261. **Развитие** разрушения в сварных соединениях разнородных сталей при поперечном сдвиге / В.Ф.Лукьянов, В.В.Напрасников, В.П.Головин, Е.И.Колоколов // Автоматическая сварка. 1987. № 2. С. 10-13

262. **Разрушение** листовой конструкционной стали при ее циклическом нагружении в коррозионной среде / В.Ф Лукьянов, Ю.Г.Людмирский, Н.Г.Цюрих и др. // Проблемы прочности. 1974. № 3. С. 83-86.

263. **Ратыч Л.В.** Коррозионная трещиностойкость конструкционных материалов: состояние и перспективы исследования // Физико-химическая механика материалов. 1984. № 5. С. 6-16.

264. **Ремеров В.Е.** Методика и некоторые результаты исследования трещиностойкости металла и сварных соединений методом теплового импульса // Заводская лаборатория. 1992. № 5. С. 27-39.

265. **Робченков А.В.** Коррозионно-усталостная прочность стали. М.: ГИЗ. 1953. 150 с.

266. **Романив О.Н., Никифорчин Г.Н., Студент А.З.** Об условиях инвариантности характеристик коррозионной трещиностойкости // Физико-химическая механика материалов. 1981. № 3. С. 24-33.

267. **Романив О.Н., Никифорчин Г.Н., Студент А.З.** Порог коррозионно-статической трещиностойкости как характеристика конкурентной способности различных конструкционных сплавов // Физико-химическая механика материалов. 1985. № 2. С. 20-31.

268. **Романив О.Н., Никифорчин Г.Н., Вольдемаров А.В.** Коррозионно-циклическая трещиностойкость: закономерности формирования порогов и ресурсные возможности различных конструкционных сплавов // Физико-химическая механика материалов. 1985. № 3. С. 7-20.

269. **Романов В.В.** Влияние коррозионной среды на циклическую прочность металлов. М.: Наука. 1969. 219 с.

270. **РТМ** по выбору термообработки. М.: Изд-во стандартов. 1991. 48 с.

271. **Сагалевич В.М., Савельев В.Ф.** Стабильность сварных соединений и конструкций. М.: Машиностроение. 1986. 246 с.

272. **Саликов В.А.** Определение напряженно-деформированного состояния и прочность сварных соединений с продольными угловыми швами для расчета на усталость // Автореф. дисс. М.: МВТУ. 1989. 16 с.

273. **Саликов В.А., Винокуров В.А., Куркин А.С., Аладинский В.В.** Определение концентрации напряжений в сварных соединениях с угловыми швами численными методами // Известия вузов. Машиностроение. 1988. № 11. С. 127-130.

274. **Сварные конструкции.** Сборник переводных статей / Под ред. Б.Н.Дучинского и Г.А.Николаева. М.: Машметиздат. 1936. 168 с.

275. **Сварочное** дело в СССР (1929-1934 г.) / Под ред. Г.А.Николаева. М.: Машгиз. 1937. 828 с.

276. **Серенсен С.В., Махутов Н.А.** Определение критических температур хрупкости изделий из малоуглеродистой стали // Проблемы прочности. 1971. № 4. С. 3-12.

277. **Серенсен С.В., Махутов Н.А.** Исследование закономерностей деформирования и разрушения мягкой стали на небольшом числе циклов // Заводская лаборатория. 1964. № 1. С. 72-77.

278. **Серенсен С.В.** Вопросы несущей способности при малом числе циклов нагружения // Прочность при малом числе циклов нагружения. М: Наука. 1969. С. 6-25.

279. **Серенсен С.В., Когаев В.П., Шнейдерович Р.М.** Несущая способность и расчеты деталей машин на прочность. М.: Машиностроение. 1975. 488 с.

280. **Сигаев А.А., Лукьянов В.Ф., Зимин В.П.** Сопротивляемость сварных соединений труб большого диаметра малоцикловым нагрузкам // Сварочное производство. 1986. № 10. С. 21-23.

281. **Сигаев А.А., Орлов Д.В.** Отраслевой стандарт по расчету прочности сварных соединений // Сварочное производство. 1983. № 9. С. 41-42.

282. **Скляров Н.М.** Технико-экономические характеристики конструкционных сплавов. М.: МиТОМ. 1981. № 6. С. 8-16.

283. **Солтовец М.В.** Влияние повышенного давления среды на склонность титановых сплавов к коррозионному растрескиванию // Пути повышения экономичности и качества сварочного производства. Ростов-на-Дону.: 1979. С. 140-144.

284. **Сопротивление** сварных соединений стали 15Х2НМФА хрупкому разрушению / А.М.Федосов, Г.Н.Зеленцов, Л.Н.Минкин и др. // Проблемы прочности. 1979. № 4. С. 14-18.

285. **Сопротивление** разрушению сварных толстостенных корпусов высокого давления энергетического оборудования. Сообщение 1. Статистический анализ дефектов и сопротивление разрушению корпусных материалов / И.В.Горынин, В.А.Игнатов, Ю.Г.Звездин и др. // Проблемы прочности. 1985. № 11. С. 3-14.

286. **Справочник** по кранам / Под ред. А.И.Дукельского. Л.: Машиностроение. 1971. Т.1. 399 с.

287. **Стаканов В.И., Костылев В.И., Рыбин Ю.И.** О расчете коэффициента концентрации напряжений в стыковых сварных соединениях // Автоматическая сварка. 1987. № 11. С. 19-23.

288. **Стебаков И.М., Ларионов В.П.** Низкотемпературная усталость стыковых соединений из низкоуглеродистой стали / Работоспособность машин и конструкций в условиях низких температур. Хладостойкость материалов. Ч. II. Якутск.: С. 205-209.

289. **Стеклов О.И.** Прочность сварных конструкций в агрессивных средах. М.: Машиностроение. 1976. 200 с.

290. **Стеклов О.И., Бодрихин И.Г.** Новый ГОСТ 26294-84 Соединения сварные. Методы испытаний на коррозионное растрескивание // Сварочное производство. 1985. № 7. С. 11-12.

291. **Стенд** для испытаний на усталость сварных узлов из труб / В.А.Полевой, В.Э.Павловский, Э.Я.Филатов, В.И.Новиков и др. // Автоматическая сварка. 1984. № 3. С. 65-67.

292. **Стрелецкий Н.С.** К вопросу развития расчета по предельным состояниям. М.: МИСИ. 1966. 57 с.

293. **Стрелецкий Н.С.** Стальные конструкции. М.: Госстройиздат. 1948. 597 с.

294. **Стрелецкий Н.С.** Совместная работа и предельные состояния элементов металлических мостов. ВНИИС. Сообщение № 89. М.: 1957. 56 с.

295. **Стрижало В.А., Красовский А.Я., Каплинский А.Л., Крамаренко И.В.** Закономерности развития поверхностных трещин в сплаве АМг6 при малоцикловом нагружении // Проблемы прочности. 1984. № 7. С. 23-32.

296. **Строительные** нормы и правила, часть II, раздел В, гл.3. 1962. 48 с.

297. **Строительные** нормы и правила, часть II, раздел В, гл.3. 1972. 64 с.

298. **Госстрой** СССР. СНиП II-23-81. Нормы проектировния. Стальные конструкции. М.: Стройиздат. 1982. 93с.

299. **СН и П II-23-81** Стальные конструкции. Госстрой СССР. 1988. 96 с.

300. **Такеяси И.** Корреляция сварочных дефектов и аварий машинного оборудования, резервуаров высокого давления и систем трубопроводов. ВЦП — № 13 — 44854. Хихакай кэнса. 1973. Т. 22. № 8. С. 509-519.

301. **Теория** сварочных процессов / Под ред. В.В.Фролова. М.: Высшая школа. 1988. 559 с.

302. **Тейлор, Льюис, Рамсей мл.** Проверка конструкционной прочности существующей аэродинамической трубы // Тр. ОАИМ. Теоретические основы инженерных расчетов. 1975. С. 43-53.

303. **Тепловое** охрупчивание низколегированной стали 10ХСНД в условиях длительных выдержек при 340-450 °С / В.И.Богданов, С.А.Владимиров, Л.И.Гладштейн и др. // Проблемы прочности. 1976. № 7. С. 65-73.

304. **Технические** условия на проектирование мостовых кранов. М.: ВНИИПТМАШ. 1960. 90 с.

305. **Технические** условия на проектирование стальных конструкций. ЦНИИСК. 1960. 96 с.

306. **Технические** условия на проектирование и изготовление сварных пролетных строений ж.-д. мостов. М.: Трансжелдориздат. 1956. 160 с.

307. **Технические** условия проектирования железнодорожных , автодорожных и городских мостов и труб (СН 200-62). М.: Трансжелдориздат. 1962. 328 с.

308. **Томилин Д.В., Журавлев Ю.А., Кисилев О.С.** Расчет напряженно-деформированного состояния паяного нахлесточного соединения методом конечных элементов // Автоматическая сварка, 1987. № 8. С. 18-20.

309. **Трегубов Г.П.** Разработка метода определения пластичности сварных соединений // Автореф. дисс. М.: МВТУ. 1975. 16 с.

310. **Трощенко В.Т., Покровский В.В.** Вязкость разрушения конструкционных сплавов при циклическом нагружении // Проблемы прочности. 1983. № 6. С. 3-9.

311. **Трощенко В.Т., Ясний П.В., Покровский В.В., Ткач Ю.В.** Развитие усталостной трещины. Закономерности нестабильного разрушения // Проблемы прочности. 1983. № 10 С. 11-15.

312. **Трощенко В.Т., Покровский В.В.** Исследование влияния низких температур на закономерности развития усталостных трещин в стали 15Г2АФДпс // Проблемы прочности. 1975. № 10. С. 8-11.

313. **Трощенко В.Т., Прокопенко А.В., Покровский В.В.** Исследование характеристик вязкости разрушения металлов при циклическом нагружении // Проблемы прочности. 1978. № 3. С. 3-8.

314. **Трубин В.В.** Методика оценки сопротивляемости развитию разрушения от поверхностных дефектов основного металла и сварных соединений труб магистральных трубопроводов // Автореф. дис. М.: МВТУ. 1986. 16 с.

315. **Труфяков В.И., Михеев П.П.** Способы повышения выносливости соединений // Автоматическая сварка. 1964. № 11. С. 28-36.

316. **Труфяков В.И.** Сопротивление сварных соединений усталостному нагружению с учетом влияния остаточных напряжений // Научные проблемы сварки и специальной металлургии. Ч. II. Киев.: Наукова думка. 1970. С. 123-132.

317. **Труфяков В.И., Ковальчук В.С.** Определение долговечности сварных металлических конструкций, испытывающих воздействие двухчастотного нагружения // Автоматическая сварка. 1983. № 1. С. 7-12.

318. **Труфяков В.В., Гуща О.Н., Кудрявцев Ю.Ф.** Влияние степени концентрации напряжений на формирование остаточных напряжений при многоцикловом нагружении // Автоматическая сварка. 1981, № 3. С. 22-25.

319. **Труфяков В.И., Гуща О.Н., Кудрявцев Ю.Ф.** Влияние остроты концентратора на сварочные остаточные напряжения при многоцикловом нагружении // Автоматическая сварка. 1981. № 7. С. 13-16.

320. **Труфяков В.И.** Некоторые вопросы повышения несущей способности и долговечности сварных конструкций // Надежность и долговечность машин и сооружений. Киев.: Наукова думка. Вып. 3. 1983. С. 3-12.

321. **Труфяков В.И.** Усталость сварных соединений. Киев.: Наукова думка. 1973. 216 с.

322. **Труфяков В.И., Якубовский В.В.** Прочность сварных соединений в области малоциклового нагружения при отнулевом растяжении. // Автоматическая сварка. 1981. № 10. С. 1-4.

323. **Ужик Г.В.** Прочность и пластичность металлов при низких температурах. М.: АН СССР. 1956. 192 с.

324. **Уманский С.Э., Романченко С.А.** Эффективный абсолютно устойчивый алгоритм численного решения задач термовязкоупругости и термопластичности // Проблемы прочности. 1986, № 7. С. 82-89.

325. **Усталостная** прочность стали, облицованной сваркой взрывом / А.С.Гельман, Г.З.Зайцев, В.Я.Пономарев и др. // Сварочное производство. 1966. № 10. С. 4-6.

326. **Установка** для испытаний сварных соединений листового металла при двухосном напряженном состоянии. А.С.728036. СССР. Б.И., 1980. № 14.

327. **Фридман Я.Б.** Механические свойства металлов. Ч.2. / Механические испытания. Конструкционная прочность. М.: Машиностроение. 1974. 360 с.

328. **Форрест П.** Усталость металлов. М.: Машиностроение. 1968. 352 с.

329. **Харченко В.А.** Исследование малоцикловой усталости двухслойных элементов и их сварных соединений // Автореф. дисс. М.: МВТУ. 1976. 16 с.

330. **Хейл Д.А., Джеветт К.У., Касс Дж.Н.** Распространение усталостной трещины в четырех конструкционных сплавах в среде воды высокой чистоты, нагретой до высокой температуры и содержащей кислород // Теоретические основы инженерных расчетов. 1979. № 3. С. 13-22.

331. **Хромченко Ф.А.** Влияние технологии сварки на механическую неоднородность свойств сварных соединений стали 12Х1МФ // Сварочное производство. 1986. № 2. С. 17-20.

332. **Чаусов Н.Г., Лебедев А.А., Гетманчук А.В.** Влияние вида напряженного состояния на кинетику накопления повреждений и трещиностойкость стали 15Х2МФА в разных состояниях // Проблемы прочности. 1993. № 3, № 5, № 7. С. 3-9, 13-20, 33-38.

333. **Черепанов Г.П.** Механика хрупкого разрушения. М.: Наука. 1974. 640 с.

334. **Черногоров А.Л.** Обоснование требований к качеству сварных соединений с позиции влияния их на работоспособность несущих систем сельскохозяйственных машин // Автореф. дисс. М.: МГТУ. 1990. 16 с.

335. **Шахматов М.В.** Рациональное проектирование сварных соединений с учетом механической неоднородности // Сварочное производство. 1988. № 7. С. 7-9.

336. **Шахматов М.В., Ерофеев В.В., Тюпышев Ю.А.** Рациональное проектирование стыковых сварных соединений с косой разделкой кромок // Автоматическая сварка. 1987. № 5. С. 4-9.

337. **Швечков Е.И., Кудряшов А.Б., Хватан А.М.** Анализ напряженно-деформированного состояния клеевого соединения // Проблемы прочности. 1985. № 9. С. 88-92.

338. **Шнейдерович Р.М.** Прочность при статическом и повторно-статическом нагружениях. М.: Машиностроение. 1968. 343 с.

339. **Шрон Л.Б.** Исследование влияния геометрических параметров на концентрацию напряжений в тавровых и нахлесточных соединениях и разработка методики ее расчетной оценки // Автореф. дисс. Челябинск.: ЧПИ. 1983. 16 с.

340. **Шубладзе Т.Г., Винокуров В.А., Григорьянц А.Г.** Временные деформации и напряжения при сварке сталей Х18Н10Т, Ст3 и сплава АМг6 // Сварочное производство. 1977. № 7. С. 10-12.

341. **Шульгинов Б.С., Дудин А.И.** Влияние низкой температуры на долговечность сварных соединений при повторных ударных нагрузках // Проблемы прочности. 1976. № 6. С. 31-33.

342. **Юрченко Ю.И., Ханухов Х.М.** Влияние перегрева в процессе эксплуатации на характеристики малоцикловой прочности металла сварных соединений стали 09Г2С // Сварочное производство. 1988. № 12. С. 12-14.

343. **ASME** boiler and pressure vessel code // Sextion X1. Appendix A. 1980. P. 221-224.

344. **Bruckner W., Munse W.** The effekt of metallurgical Changes // Dew to Heat Treatment upon the fatigue Strength. Weld. Journ. suppl. 1959. P.45-48.

345. **Burdekin F.M.** A comparison of methods for assessment of the significence in welded structures. Int.Inst. Weld. Annu. Assem. Bratislava.: 1979. P. 206-216.

346. **Creager M., Paris P.C.** Elastic field Equations for blint crackswith reference to stress corrosion cracking // Ins. J. Frackture Mech. 1968. Vol.3. № 4. P. 247— 254.

347. **Dawes S.Z.** Fracture control in high yield Strength weldments. Weld. J. Res. Suppl. Vol. 53. 1974. P. 36-95.

348. **Draft** published document for Guidance of Some Metods for the Derivation of Asseptace Levels for Defects in Fusion Welds. British Standfrds Institution Commiee Document 78/ 755394. Iune 1978.

349. **Gilde W., Muller G., Schwarz H.** Erhohung der Danerfestigkeit von Dyhamisch Plastuberzuge Schweisstechbik. 1962. № 2. P. 40-49.

350. **Gross B., Strawlei.J.E., Brown W.F.** Stress Intencity Factors for Single-Egge-Notch Tension Specimen by Bondary Callocation of a Stress Function // NASA TND. 2395. 1964. P. 48-50.

351. **Gross B., Mendelson A.** Plane Elastostatic Analysis of V — notched Plates // Int. J. Fract. Mech. 1972. Vol. 8. P. 40-42.

352. **Guidance** of some Methods for the Derivation of Asseptance Levels for Defects in Fasion welded joints. London. British Standards Institution.: 1987. P. 48-52.

353. **Gurney T.** Influence of Residual Stresses on fatigue welded attachments // British Welding Journal. 1960. № 6. 48 p.

354. **Gurnly and Trepkf.** Influence of Local Heating on fatigue Behavior of welded speciments // Brit. Welding. 1959. № 1. P. 90-92.

355. **Harrison I.D.** Acceptanselevels for defects in welds subjected to fatigue loading. Int. Inst. Weld. Annu. Assem. Bratislava.: 1979. P. 237-247.

356. **Harrison I.D.** Basis a proposed Acceptance Standard for Weld Defects // Part 1. Prosity — Met. Constr. and Brit. Weld.J. 1974. Vol 4. № 3. P. 96-124.

357. **Harrison I.D.** Basis a proposed Acceptance Standard for Weld Defects. Part 2. Slag Inclusion // Met. Constr. and Brit. Weld. J. 1974. Vol 4. № 7. P. 324-339.

358. **Harrison I.D., Dawes M.G., Archer G.L. and Kamath M.S.** The COD approch and ITS application to welded structures // Int. Inst. Weld. Assem. Bratislava. 1979. X — WGCD — 35.

359. **Heckel K., Wagner R.** The tensile fatique bechavior of CT-speciments with small notch root radius // Int. Journal of Fracture. 1975. Vol.11. № 1. P. 48-54.

360. **Kanazawa T., Machid S.** Outline of IWES Standard for critical assessment of defects with regard to britle fracture, and some studies // Int. Inst. Weld. Annu. Assem. Bratislava. 1979. P.274-304.

361. **Librich M.** Kerbempfindlichkeit von stahleu in Gebit der Zeitfeigkeit // Universitat Stuttgart. 1968. 164 s.

362. **Masimoto J., Tamaki K. and Jmata M.** Improvement of fatigue strength of Steel. Welding Joint by Hot Calvanising (Report I) // Journal of the Japan Welding Socaety. 1969. № 5. P. 240-243.

363. **Neuman A.** Schweisstechnische Handbuch fur Konstrukteure BJVEB Verlag. Berlin.: 1955. S. 21-28.

364. **Neuman A.** Die Dauerfestigkeit der Schweissvtrbindungen Schweisstechnik. 1953. № 6-8. S. 31-40.

365. **Neuman A.R., Muller J., Krebs.** Grundlagen der Schweiss technik Gestaltung.VEBV. Teknik. Berlin.: 1974.

366. **Norton, Rosental A.** Investgation of the behavions of residual stress under External Load. — Weld. Engin.: 1943. P. 21-24.

367. **Puchuer O.** Fatigue Strenth rising of Weldments with residual stress // Welding in Chechoslovakia. 1946. 48 p.

368. **Radaj.** Gestaltung und Berechnung von Schweiss Konstruktionen Ermudungsfestigkeit // Deutscher Verlag fur Schweisstechnik (DVS). Gmb. H. Dusseldorf. 1985. 224 p.

369. **Robinson J.N., Tetelman A.S.** The relation ship betwin crack tip opening displacement. Local strain and specimen geomatry // Int. J. Fracture. 1975. Vol. 11. № 3. P. 453-468.

370. **Sommer E.** Crowws Characteristics of Part-Through Cracrs in Thick Walled Plates and Tubes. Transaction of the ASME. Journal of Pressure Vessel Technology. 1977. Vol. 107-111. P. 98-102.

371. **Spraragen W. Rosenthal D.** Fatigne Stress of Welding Goints. Weld. Engineer. 1942. Res. Suhl. P. 297-348.

372. **Structural** Weld // Steel American Welding Society. Code.: 1979. D1-1-79.

373. **Valluri R.** A Teory of Metal Fatigue. Acta Metallurg. 1963. Vol. 11. P. 759.

374. **Wei R.P.** On anderstanding environment-enhanced fatigue cracke growth // A fandomental approch — Fatigue Mechanisms. Symp. Kansas-City. 1979. № 675. P. 618-840.

375. **Wei R.P., Landes J.D.** Correlation between sustained load an fatigue crack growth in high-strength steel // Mater. Res. and Stand. 1969. Vol. № 7. P. 25-46.

376. **Wells A.A.** Notched Bar Tests, Fracture Mechanics and the Brittle Strength of Welded Structures // Brit. Weld. J. Vol. 12. № 1. 1965. P. 2-3.

377. **Wells A.A.** Mechanics of Notch brittle fracturre welding research // Brit. Welding research assn. Vol. 7. № 2. 1953. P. 34-56.

378. **Wilson W., Munse W.** Fatigue Strength of various types of Britt Welding Connection steel plates // Uniwers. of Illinois. Bull. 1950. 120 p.

Оглавление

Предисловие 5

Глава 1. Разрушение сварных конструкций и вопросы надежности (Г.А.Николаев) 6

§ 1.1. Применение сварки в конструкциях 6
§ 1.2. Разрушения конструкций 7
§ 1.3. Проблема обеспечения надежности сварных конструкций. 7

Глава 2. Факторы, определяющие характерные особенности сварных конструкций (В.А.Винокуров) 10

§ 2.1. Виды требований к сварным конструкциям 10
§ 2.2. Служебное назначение сварных конструкций и деталей ... 13
§ 2.3. Условия эксплуатации 15
§ 2.4. Стоимость и условия производства 18
§ 2.5. Материалы 19
§ 2.6. Сварные соединения и способы сварки 20
§ 2.7. Контроль качества 21

Глава 3. Принципы оценки свойств сварных соединений (В.А.Винокуров) 24

§ 3.1. Предельные состояния и свойства сварных соединений ... 24
§ 3.2. Целевое назначение испытаний и расчетов сварных соединений и конструкций 28
§ 3.3. Неравнопрочность сварного соединения и требования к испытаниям 32
§ 3.4. Коэффициенты запаса 35
§ 3.5. Расчетная и конструкционная прочность 42

Глава 4. Критерии прочности и пластичности в механике разрушения (В.А.Винокуров) 45

§ 4.1. Общие положения 45
§ 4.2. Критические коэффициенты интенсивности напряжений 48
§ 4.3. Деформационные критерии 52
§ 4.4. Энергетические критерии 62

Глава 5. Напряженно-деформированное состояние сварных соединений и элементов конструкций (В.А.Винокуров) 69

§ 5.1. Концентрация напряжений и методы ее описания при упругих деформациях 69
§ 5.2. Концентрация напряжений в сварных соединениях при упругих деформациях 82

§ 5.3. Напряженно-деформированное состояние в упругопластической стадии нагружения 106
§ 5.4. Определение напряженно-деформированного состояния, изменяющегося во времени 116

Глава 6. Некоторые методы испытаний сварных соединений и элементов конструкций (В.А.Винокуров, С.А.Куркин) 131
§ 6.1. Классификация методов испытаний 131
§ 6.2. Статические испытания на одноосное растяжение стыковых сварных соединений 133
§ 6.3. Статические испытания на двухосное растяжение стыковых сварных соединений 136
§ 6.4. Статические и ударные испытания на одноосный изгиб 146
§ 6.5. Испытания на статический и малоцикловый двухосный изгиб 154
§ 6.6. Испытания сварных узлов стержневых конструкций из труб 158
§ 6.7. Статические испытания угловых швов 160
§ 6.8. Методы определения сопротивляемости сварных соединений началу движения трещины 165
§ 6.9. Методы определения сопротивляемости сварных соединений зарождению и росту трещин при циклических нагрузках 172
§ 6.10. Методы определения сопротивляемости металла и сварных соединений динамическому распространению трещин 179

Глава 7. Работоспособность основного металла и стыковых сварных соединений при монотонном нагружении (С.А.Куркин) 193
§ 7.1. Общие положения 193
§ 7.2. Максимально возможная несущая способность элемента из однородного металла 199
§ 7.3. Реакция материала на наличие надреза 202
§ 7.4. Методика экспериментальной оценки трещиностойкости однородного металла 209
§ 7.5. Обобщение результатов экспериментального исследования трещиностойкости однородного металла и имитационное моделирование процесса разрушения 213
§ 7.6. Несущая способность и трещиностойкость стыкового сварного соединения при наличии неоднородности механических свойств (С.А.Куркин, В.А.Винокуров) 236

Глава 8. Статическая прочность угловых швов и сварных соединений с ними (В.А.Винокуров) 255

§ 8.1. Условия работы, типичные виды разрушений и принципы расчета на статическую прочность 255
§ 8.2. Характеристики прочности и пластичности угловых швов 264
§ 8.3. Расчетное определение прочности и пластичности углового шва в зависимости от направления силы 281
§ 8.4. Рекомендации по определению допускаемых напряжений для угловых швов при статической нагрузке 285

Глава 9. Прочность при переменных нагрузках (Г.А.Николаев, С.А.Куркин) 296
§ 9.1. Первоначальный этап исследований сварных соединений и конструкций при переменных нагрузках .. 296
§ 9.2. Кривая усталости, этапы и природа усталостных разрушений 299
§ 9.3. Факторы, оказывающие влияние на предел выносливости сварных соединений 306
§ 9.4. Методы повышения сопротивления усталости сварных соединений 329
§ 9.5. Развитие подходов к назначению норм допускаемых напряжений в расчетах на выносливость 334
§ 9.6. Использование единого подхода к расчету сварных соединений на выносливость (В.А.Винокуров) 346

Глава 10. Процесс разрушения стыковых сварных соединений при переменных нагрузках с позиций механики трещин (С.А.Куркин) 356
§ 10.1. Процесс усталостного разрушения 356
§ 10.2. Зарождение трещин в сварных соединениях и закономерности их роста 362
§ 10.3. Закономерности образования магистральной трещины в зависимости от топографии расположения инициаторов разрушения 376
§ 10.4. Оценка работоспособности стыковых соединений при наличии дефектов типа несплошностей 383
§ 10.5. Ограничение размеров дефектов из условия безотказной работы оболочковой конструкции 401

Глава 11. Влияние низких температур на работоспособность сварных соединений (В.А.Винокуров, С.А.Куркин) 409
§ 11.1. Использование критериев прочности, пластичности и вязкости 409
§ 11.2. Влияние процесса сварки и формы сварных соединений 413

§ 11.3. Развитие методов оценки работоспособности сварных соединений 421

Глава 12. Влияние высоких температур на работоспособность сварных соединений (В.А.Винокуров) 432

§ 12.1. Характерные виды влияний и критерии работоспособности 432

§ 12.2. Использование температурно-временных зависимостей для описания процессов 435

§ 12.3. Особенности изменения напряженного состояния 445

§ 12.4. Изменение свойств металла сварных соединений 450

§ 12.5. Испытания при изменении температуры и нагрузки по программе 461

Глава 13. Влияние коррозионной среды на работоспособность сварных конструкций (В.Ф.Лукьянов) 471

§ 13.1. Виды повреждений, вызываемых коррозионной средой, и критерии оценки стойкости сварных соединений 471

§ 13.2. Применение методов механики разрушения при исследовании процессов коррозионного растрескивания 476

§ 13.3. Закономерности роста трещин при циклическом нагружении в коррозионной среде 485

§ 13.4. Методические аспекты оценки сопротивления коррозионному растрескиванию сварных соединений 491

Глава 14. Методы расчета прочности, долговечности и работоспособности сварных соединений (В.А.Винокуров, С.А.Куркин, В.Ф.Лукьянов) 495

§ 14.1. Состояние вопроса 495

§ 14.2. Расчет на статическую прочность без учета концентрации напряжений 497

§ 14.3. Расчет прочности и долговечности при переменных нагрузках 508

§ 14.4. Контрольные расчеты неразрушимости сварных соединений 522

§ 14.5. Моделирование условий наступления предельного состояния разрушения при проектировании сварного изделия 533

§ 14.6. Использование методов механики разрушения для оценки развития трещин при наличии коррозионной среды 536

§ 14.7. Определение условий динамического распространения трещины 542

Список литературы 547

СВАРНЫЕ КОНСТРУКЦИИ

МЕХАНИКА РАЗРУШЕНИЯ И КРИТЕРИИ РАБОТОСПОСОБНОСТИ

ОГЛАВЛЕНИЕ

Глава 1. Разрушение сварных конструкций и вопросы надежности.

Глава 2. Факторы, определяющие особенности сварных конструкций.

Глава 3. Принципы оценки свойств сварных соединений.

Глава 4. Критерии прочности и пластичности в механике разрушения.

Глава 5. Напряженно-деформированное состояние сварных соединений и конструкций.

Глава 6. Некоторые методы испытаний сварных соединений и элементов конструкций.

Глава 7. Работоспособность основного металла и стыковых сварных соединений при монотонном нагружении.

Глава 8. Статическая прочность угловых швов и сварных соединений с ними.

Глава 9. Прочность при переменных нагрузках.

Глава 10. Процесс разрушения стыковых сварных соединений при переменных нагрузках с позиций механики трещин.

Глава 11. Влияние низких температур на работоспособность сварных соединений.

Глава 12. Влияние высоких температур на работоспособность сварных соединений.

Глава 13. Влияние коррозионной среды на работоспособность сварных соединений.

Глава 14. Методы расчета прочности, долговечности и работоспособности.

WELDED STRUCTU

FRACTURE MECHANIC and FITNESS for PURPOSE CR

CONTENTS

1. Fracture of Welded Structures and Problems of Reliability.
2. Peculiarity of Welded Structures Controlling Factors.
3. Principles of Welded Joints Properties Evaluation.
4. Strength and Plasticity Criteria in Fracture Mechanics.
5. Stress - Strain State of Welded Joints and Structures.
6. Some Methods of Welded Joints and Structures Testing.
7. Fitness for Purpose of Base Metall and Butt Welded Joints during the Monotonical Loading.
8. Static Strength of Fillet Welds and Joints with them.
9. Fatigue Strength.
10. Fatigue Process in Butt Welded Joints in the Context of Fracture Mechanics.
11. Low Temperatures Influence on Welded Joints Fitness for Purpose.
12. High Temperatures Influence on Welded Joints Fitness for Purpose.
13. Corrosive Environment Influence on Welded Joints Fitness for Purpose.
14. Strength, Durability and Fitness for Purpose Computation Methods.