

Открытое акционерное общество
Украинский научно-исследовательский и проектный институт
стальных конструкций имени В.Н. Шимановского

А.И. Голоднов

РЕГУЛИРОВАНИЕ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ В СВАРНЫХ ДВУТАВРОВЫХ КОЛОННАХ И БАЛКАХ

Рекомендовано к печати Ученым советом ОАО Украинпроектсталь-
конструкция им. В.Н. Шимановского, протокол № 2 от 27 марта 2008 года

УДК 624.072.002.2

ББК 38.54

Г61

Голоднов А.И. Регулирование остаточных напряжений в сварных двутавровых колоннах и балках: Монография. – К.: Изд-во «Сталь», 2008. – 150 с., ил. 32, табл. 1, библиогр.: 262 назв.

В монографии приведены сведения о процессах, протекающих в металлических конструкциях при сварке, указаны причины появления остаточных напряжений. Описана технологическая последовательность изготовления металлических конструкций и даны предложения по регулированию остаточного напряженного состояния для повышения устойчивости пластин, двутавровых колонн и балок. Приведены методики подбора сечений и расчета сварных двутавровых колонн и балок, сопровождающиеся числовыми примерами.

Рекомендуется для студентов специальности «Промышленное и гражданское строительство» и аспирантов. Будет полезна для студентов других специальностей вузов и факультетов строительного профиля, научных сотрудников и специалистов проектных организаций, работников заводов и цехов металлических конструкций.

Рекомендовано к печати Ученым советом ОАО «Укрниипроектсталь-конструкция им. В.Н. Шимановского», протокол № 2 от 27 марта 2008 года.

Монография разработана доктором технических наук, старшим научным сотрудником Голодновым Александром Ивановичем.

ISBN 978-966-1555-01-2

ББК 38.54

Рецензенты: доктор технических наук, профессор Шимановский А.В.,
доктор технических наук, профессор Калюх Ю.И.,
доктор технических наук, профессор Егоров Е.А.

ISBN 978-966-1555-01-2

© А.И. Голоднов, 2008

ОГЛАВЛЕНИЕ

	С.
ВВЕДЕНИЕ	5
1. КРАТКАЯ ИСТОРИЧЕСКАЯ СПРАВКА	7
1.1. Остаточные напряжения в сварных конструкциях и возможности их регулирования	7
1.2. Теоретические и экспериментальные исследования остаточного напряженного состояния в сварных конструкциях	15
1.3. Влияние остаточных напряжений на устойчивость сжатых элементов	29
1.4. Особенности целенаправленного создания остаточного напряженного состояния в металлических конструкциях	34
1.5. Техническое состояние строительных конструкций и необходимость работ по их усилению	38
2. НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ СЕЧЕНИЙ ПРОКАТНЫХ И СВАРНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ ПРИ НАЛИЧИИ ЗОН ТЕРМИЧЕСКИХ ВОЗДЕЙСТВИЙ	41
2.1. Общие положения	41
2.2. Определение оптимальной температуры разогрева при предварительном напряжении ЛТВ	43
2.3. Определение величин зон остаточных растягивающих напряжений в поясах и стенках сварных двутавровых элементов	51
2.4. Остаточное напряженно-деформированное состояние в двутавровых элементах, возникающее после изготовления	56
3. УСТОЙЧИВОСТЬ ПЛАСТИН С УЧЕТОМ ВЛИЯНИЯ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ	64
3.1. Общие положения. Понятие об эффективной высоте пластинки	64
3.2. Устойчивость пластин при упругой и неупругой работе материала	67
3.3. Местная устойчивость поясов и стенок составных двутавров	70
3.4. Повышение устойчивости пластин за счет оптимального расположения остаточных напряжений	74
4. ОСНОВНЫЕ ПОЛОЖЕНИЯ ПО РАСЧЕТУ И ПРИНЦИПЫ КОМПОНОВКИ СЕЧЕНИЙ ИЗГИБАЕМЫХ ЭЛЕМЕНТОВ С УЧЕТОМ ВЛИЯНИЯ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ	80
4.1. Общие положения по расчету изгибаемых элементов	80
4.2. Зависимость «момент-кривизна» стальных балок при наличии остаточных напряжений	85

	С.
4.3. Принципы компоновки составных сечений изгибаемых элементов из сталей различных марок	91
4.4. Результаты экспериментальных исследований предварительно напряженной балки	97
РАЗДЕЛ 5. ОСНОВНЫЕ ПОЛОЖЕНИЯ ПО РАСЧЕТУ И ПРИНЦИПЫ КОМПОНОВКИ СЕЧЕНИЙ СЖАТЫХ ЭЛЕМЕНТОВ С УЧЕТОМ НАЛИЧИЯ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ	102
5.1. Общие положения по расчету сжатых элементов стальных конструкций	102
5.2. Практический метод расчета элементов двутаврового сечения при действии момента в плоскости меньшей жесткости	110
5.3. Общие принципы компоновки сечений двутавровых элементов с учетом влияния остаточных напряжений	114
6. ТЕХНОЛОГИЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ЭФФЕКТИВНЫХ ПО РАСХОДУ МАТЕРИАЛА СТАЛЬНЫХ КОНСТРУКЦИЙ С РЕГУЛИРУЕМЫМ ОСТАТОЧНЫМ СОСТОЯНИЕМ	123
ЗАКЛЮЧЕНИЕ	128
СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ	130

ВВЕДЕНИЕ

В Украине существует значительный фонд стальных строительных конструкций. Только в промышленности эксплуатируется около 36 млн. т конструкций, и этот объем имеет тенденцию к увеличению [1, 2].

Наиболее ходовыми для изготовления колонн, балок, ферм, специальных конструкций являются двутавровые профили. Это способствует разработке новых методов расчета и технологий изготовления на базе последних достижений науки и техники [1-6 и др.].

Как известно [7], предельным состоянием считается такое состояние объекта, при котором его дальнейшая эксплуатация недопустима или нецелесообразна либо восстановление его работоспособного состояния невозможно или нецелесообразно. Критерием предельного состояния является признак или совокупность признаков предельного состояния объекта, которые устанавливаются нормативной и (или) проектной документацией. В зависимости от условий эксплуатации для объекта могут быть установлены два и более критериев предельного состояния.

Остаточное напряженное состояние (ОНС) неизбежно возникает при изготовлении металлических конструкций вследствие применения локального высокотемпературного нагрева. Остаточные сжимающие напряжения (ОСН), сосредоточенные по кромкам поясов двутавровых элементов, приводят к раннему образованию пластических зон в этих частях сечения и, вследствие удаленности их от осей симметрии, к снижению несущей способности. Экспериментально подтверждено снижение несущей способности сжатых двутавровых элементов до 37%. Неблагоприятное влияние остаточных напряжений (ОН) определяет разграничение коэффициентов продольного изгиба для расчета сжатых элементов одного профиля. Различие в величинах коэффициентов продольного изгиба для стальных конструкций двутаврового и И-образного сечения без ОН и с ОСН на кромках поясов свыше 49 МПа может достигать 17 % (см. ДБН В.2.3-14:2006 [4]). В нормах проектирования стальных конструкций (СНиП II-23-81* [5]) методика определения коэффициента продольного изгиба не учитывает влияние ОНС на устойчивость сжатых элементов.

Основными причинами возникновения ОНС в сварных конструкциях являются [8, 9, 10, 11 и др.]:

- неоднородность температурного поля при прокатке и охлаждении профильного металла;
- неравномерность распределения температуры в зоне сварки и резки;
- усадка металла шва при кристаллизации;
- фазовые и структурные превращения, определяемые тепловым режимом сварки и свойствами сплавов.

Обычно элементы проектируются на основе общих принципов компоновки сечения. Суть методов компоновки составных сечений состоит в

установлении зависимостей между действующими усилиями и параметрами сечения, отвечающих условиям прочности, жесткости, общей и местной устойчивости. Эти зависимости находятся аналитически или численно. При этом влияние ОНС на параметры компоновки сечений как сжатых, так и изгибаемых элементов не учитывается.

Кроме того, в связи со значительным износом строительных металлических конструкций зданий и сооружений, объектов энергетики, мостов, а также несанкционированной разборкой элементов возникает необходимость ремонта и замены конструкций [1, 2 и др.]. Это сопряжено с применением сварки, что вызывает изменение напряженно-деформированного состояния (НДС). Технология выполнения работ, при которой возникает опасное НДС, может служить причиной появления аварийной ситуации.

Большой вклад в решение различных аспектов проблемы сварочных напряжений и деформаций внесли И.П.Байкова, К.П.Большаков, В.А.Винокуров, Л.А.Гликман, Е.В.Горохов, А.Г.Григорьянц, В.С.Игнатьева, Б.С.Касаткин, С.А.Кузьминов, С.А.Куркин, Л.М.Лобанов, В.И.Махненко, В.С.Михайлов, А.Я.Недосека, Г.А.Николаев, Н.О.Окерблом, Е.О.Патон, В.Г.Петушков, Я.С.Подстригач, В.М.Прохоренко, Н.Н.Рыкалин, В.М.Сагалевич, Г.Б.Талыпов, И.П.Трочун, В.И.Труфяков, В.В.Шевверницкий, Л.П.Шелестенко, Л.Бидл, П.Гийо, Х.Кихара, Х.Луи, Ч.Массоне, К.Мацубуши, Е.Мрыка, Л.Толл, Ю.Фуджита, А.Хьюбер и другие исследователи.

Тематика исследований отвечает актуальным направлениям научно-технической политики Украины в области разработки новых видов эффективных металлических конструкций в соответствии с ГНТП 5.4 «Энергоэффективные и ресурсосберегающие технологии, оборудование и материалы для сварных конструкций и родственных процессов», утвержденной Постановлением Кабинета Министров Украины от 24.12.2001 г. № 1716 «Об утверждении научно-технических программ по приоритетным направлениям развития науки и техники».

Целью работы является теоретическое обобщение и экспериментальное обоснование методов определения ОНС в элементах стальных конструкций и учета его влияния при расчетах колонн и балок, необходимости регулирования ОНС путем локальных термических воздействий (ЛТВ), а также разработка методологии проектирования и изготовления экономичных по расходу металла конструкций с регулируемым ОНС.

Объект исследований – ОНС, возникающее в стальных конструкциях при изготовлении и регулировании ЛТВ.

Предмет исследований – влияние ОНС на несущую способность и деформативность стальных колонн и балок.

1. КРАТКАЯ ИСТОРИЧЕСКАЯ СПРАВКА

1.1. Остаточные напряжения в сварных конструкциях и возможности их регулирования

Процесс изготовления сварных конструкций содержит операции, которые влекут за собой появление в элементах ОНС.

Исходя из природы процесса сварки плавлением, задачу определения сварочных деформаций и напряжений сводят к объединению задач термодинамики, теплопроводности и термопластичности.

При нагреве до высоких температур строительные стали претерпевают различные изменения. В наиболее общем случае (при сварке) наблюдаются три зоны соединения [10–14 и др.]. В зоне расплавления металл разогревается выше температуры $T=1535^{\circ}\text{C}$. Расплавленный металл изделия и электрода перемешивается, и после прекращения нагрева начинается его первичная кристаллизация. Во время кристаллизации в металле сварного шва возникают растягивающие напряжения. Такие напряжения способны вызвать появление "горячих" трещин, которые приводят к разрушению соединения, особенно при динамических нагрузках.

Для зоны расплавления характерна столбчатая структура литого металла. В процессе охлаждения расплавленный металл претерпевает структурные и фазовые изменения и приобретает вторичную структуру. Качество металла этой зоны улучшается легированием и правильным выбором скорости охлаждения. Легирование осуществляют марганцем, кремнием и другими компонентами, вводя их в расплавленный металл через электродную проволоку, флюсы и обмазки.

Зоной термического влияния называется прилегающий к шву участок основного металла. Ширина этой зоны составляет примерно 30...60 мм при ручной сварке и 20...40 мм – при автоматической. На участках, разогреваемых до температуры (1000...1100) $^{\circ}\text{C}$, расположен перегретый металл с сильно выросшим зерном. Металл этой зоны имеет пониженные механические характеристики по сравнению с основным металлом. На участках, разогреваемых до температур (900...1000) $^{\circ}\text{C}$, металл претерпевает полную перекристаллизацию, имеет мелкое зерно и повышенные, по сравнению с основным металлом, механические характеристики. На участках, разогреваемых до температур (720...900) $^{\circ}\text{C}$, металл испытывает частичную кристаллизацию, и его качество не отличается от качества основного металла.

В зоне термического влияния при ее усиленном охлаждении возможно образование закалочных структур, например мартенсита. Растягивающие напряжения, возникающие при охлаждении, могут вызвать появление "холодных" трещин.

Весь остальной металл изделия сохраняет первоначальные свойства, так как температура нагрева не достигла критической точки $A_{C3}=723\text{ }^{\circ}\text{C}$.

Неравномерный разогрев изделия порождает его неравномерную деформацию. "Холодный" металл препятствует температурной деформации отдельных участков, в результате чего возникают локальные пластические деформации и образуются остаточные сварочные напряжения и деформации. Эти напряжения не связаны с действием внешних сил, являются внутренними собственными напряжениями первого рода, уравниваемыми в объеме элемента и вызывающими его деформацию.

Помимо остаточных термических напряжений в соединении могут быть и напряжения структурные, возникающие в результате быстрого охлаждения соединения и появления переохлажденных структур, например мартенсита.

Наличие в металлических конструкциях ОНС в ряде случаев приводит к снижению несущей способности элементов. В связи с этим возникают проблемы, связанные с регулированием такого состояния.

Снизить или устранить ОН можно одним из трех способов [12].

1. Снижением величины пластической деформации укорочения либо ширины зоны ее распространения при нагреве путем регулирования термического воздействия при сварке, уменьшения погонной энергии, введения предварительного подогрева, приложения усилий при сварке, термообработки зоны сварного шва.

2. Созданием пластических деформаций удлинения в процессе охлаждения сварного шва или после сварки путем прокатки, проковки, растяжения, вибрации и т.п.

3. Компенсацией деформаций путем создания предварительных деформаций, обратных по знаку сварочным.

Эффективность применения метода предварительного деформирования для снижения сварочных напряжений и деформаций доказана в работах И.П.Байковой, В.А.Винокурова, И.М.Жданова, М.Б.Жукова, Б.С.Касаткина, А.С.Карпенко, С.А.Кузьмина, Л.М.Лобанова, В.С.Михайлова, Г.А.Николаева, В.И.Павловского, Е.О.Патона, В.М.Сагалева, В.И.Столбова, В.И.Терещенко, И.М.Чертова, Н.В.Шиганова, Д.Андерсона, Е.Мрыки, Р.Холта и др. [9, 12, 16–34 и др.]. Практическое применение метода ограничено из-за трудностей создания мощных силовых устройств для обеспечения требуемых усилий деформирования и отсутствия оптимальных схем приложения и параметров нагрузок. На основе расчета напряжений и деформаций при наплавке валика на кромку пластин в условиях приложения внешних усилий Н.Н.Прохоровым сделан вывод о том, что предварительное нагружение увеличивает вероятность образования «горячих» трещин [35].

Действенными способами уменьшения местных сварочных деформаций и ОН в листовых конструкциях являются прокатка шва и/или околошовной

зоны роликом вслед за дугой в процессе сварки [9, 19, 36]. Путем регулирования положения роликов и прикладываемых к ним усилий выбираются оптимальные температурные интервалы деформирования шва и околшовоной зоны. Прокатка совместно со сваркой требует приложения меньших усилий деформирования по сравнению с прокаткой по холодному металлу, не ухудшает пластические свойства соединения и сокращает продолжительность технологического цикла изготовления. Применение этих способов в производстве сдерживается трудностями создания подвижных силовых систем, совмещенных со сварочными аппаратами.

Наиболее распространенными и действенными методами снятия ОН после выполнения технологических операций являются общий и местный отпуск сварных конструкций. Общий отпуск заключается в равномерном нагреве изделия до температуры ниже критической точки, выдержке при этой температуре и последующем охлаждении с заданной скоростью без больших градиентов температур. Проведение отпуска позволяет устранять и остаточные сварочные деформации при выполнении термообработки изделий в жесткой оснастке. Отпуск способствует также восстановлению пластических свойств металла шва и околшовоной зоны. Закономерности релаксации напряжений при отпуске исследовались В.А.Винокуровым. В его монографии [37] приведен расчетный метод определения напряжений при отпуске, с помощью которого возможен выбор оптимальных режимов термообработки. Недостатками отпуска являются большие энергозатраты, ухудшение прочностных свойств термически упрочненных материалов и трудности термообработки соединений из разнородных материалов. Его применение рационально в основном для сварных узлов небольших размеров.

Особенностью местного отпуска является то, что термообработке подвергается часть конструкции в зоне сварного соединения. Такая термообработка не требует создания громоздкого оборудования и может применяться в монтажных условиях. Локальный нагрев осуществляется газовыми горелками, электронагревателями, токами высокой частоты, лазерным лучом [9, 12, 38, 39]. В работе [40] развиты методы определения рациональных режимов местного нагрева, при которых создаются условия релаксации ОН, наиболее близкие к условиям равномерного нагрева. Местный отпуск уступает по эффективности общему отпуску и несвободен от указанных выше недостатков.

Наряду с термообработкой используется вибрационная обработка сварных конструкций, заключающаяся в приложении вибрационных нагрузок внешней возмущающей силой с частотой, близкой к частоте собственных колебаний [9, 12, 38, 41, 42 и др.]. Она осуществляется на вибрационных стендах или с помощью вибраторов. Релаксация ОНС сварных соединений под действием колебаний объясняется уменьшением предела текучести металла вследствие активизации дислокаций и перемещениями элементов кристаллической решетки. К преимуществам вибрационного метода

относятся малые энергозатраты, компактность оборудования и небольшая трудоемкость технологических операций. Вибрационная обработка не дает положительных результатов на конструкциях большой жесткости, где она может вызывать появление микротрещин и снижение прочности соединений, а уменьшение ОН происходит в локальных зонах.

Получила распространение и ультразвуковая обработка сварных соединений [9, 12, 38, 43, 44]. Механизм снижения ОН представляется как результат ухудшения упругих характеристик материала при ультразвуковых колебаниях и возникновения ОСН в поверхностном деформированном слое. Трудности возникают при попытках создания ультразвуковых колебаний в сварном соединении, так как необходим плотный контакт инструмента с объектом. Разработана специальная аппаратура для ультразвуковой ударной обработки сварных узлов с помощью набора высокопрочных игл [45]. Широкое применение метода сдерживается несовершенством ультразвуковых колебательных систем и сложностью реализации на их основе ультразвуковых устройств в мобильном исполнении.

ОН могут быть уменьшены путем нагружения конструкции или отдельных ее узлов после сварки. Независимо от максимальных величин ОН полное их устранение происходит при уровнях внешних нагрузок, вызывающих напряжения, равные пределу текучести материала [46, 47]. При наличии механической неоднородности в сварных соединениях полностью снять ОН приложением внешних нагрузок невозможно [48].

Практическое применение нашли методы уменьшения сварочных напряжений и деформаций путем локального пластического деформирования металла шва и околошовной зоны после сварки: прокатка, статическое обжатие, проковка, импульсная магнитная обработка и др. [12, 17, 49, 50]. При этом возникают пластические деформации удлинения, компенсирующие пластическое укорочение от сварки. Методы отличаются эффективностью, но требуют создания сложного технологического оборудования и трудно реализуются при изготовлении крупногабаритных изделий. Положительный эффект от их применения уменьшается при возрастании толщины соединений. Кроме того, деформирование металла в холодном состоянии приводит к ухудшению его пластических свойств.

Развитием методов послесварочного пластического деформирования является высокоскоростное пульсирующее деформирование [12]. При использовании этого метода не снижается пластичность шва. Его эффективность зависит от скорости ударного деформирования, которая регулируется ускоряющими насадками и может достигать 100 м/с. Трудноосуществимым условием успешного применения метода является устройство подкладных элементов, копирующих обратную поверхность шва по всей его длине. В противном случае оксидные пленки и интерметаллидные включения в проплаве внедряются в шов и могут вызвать появление трещин

[51]. Уровни шума, сопутствующего высокоскоростной проковке, превышают установленные нормы.

К другим методам обработки сварных швов относится ударно-волновое воздействие взрывом [52, 53]. Взрывная обработка вызывает локальные пластические деформации и приводит к снижению уровня ОН. Для объяснения механизма снижения ОН В.М. Петушковым введено представление о напряженно-деформированном слое, образующемся при ударно-волновом нагружении и взаимодействующем с полем ОН и остаточных деформаций (ОД) [54]. Такой подход позволил на основе одномерного приближения получить расчетные зависимости для выбора характеристик динамического импульса. Обработка взрывом может осуществляться в монтажных условиях, где проведение местной термообработки сопряжено со значительными трудозатратами. В качестве недостатков следует отметить неравномерность по толщине локального деформирования материала в зоне нагружения и трудности определения параметров зарядов взрывчатых веществ в каждом конкретном случае.

ОН можно снять путем электрогидроимпульсной обработки, при которой деталь помещается в емкость с жидкостью, где создается высоковольтный электрический разряд [55–57 и др.].

Таким образом, существует множество способов снижения ОН и регулирования ОНС. Наиболее простыми и доступными являются способы, основанные на применении термических воздействий в локальных зонах путем наплавки сварных швов или прогрева участков конструкций до температур выше критической точки A_{c3} . Выбор конкретного способа остается за технологами с учетом возможностей, экономической целесообразности и требований к обеспечению параметров изделий. Дополнительную информацию по этому вопросу можно получить в работах [9, 58–63 и др.].

Конструкции в заводских условиях изготавливаются по типовым технологическим схемам, в состав которых входят операции: подготовка вертикальных и горизонтальных листов, правка полотнища, роспуск листов, разделка кромок, сборка, сварка и правка готовых изделий, фрезеровка торцов. Стыковка листов выполняется автоматической сваркой под флюсом с полным проваром и ультразвуковой дефектоскопией (УЗД) 100%. Роспуск листов осуществляется либо гильотинными ножницами, либо машинной газовой резкой. Поясные швы свариваются, как правило, полуавтоматом в среде защитных газов (аргон + углекислый газ). На ДЗМК им. И.В.Бабушкина существуют балочный поток для выпуска сварных двутавровых балок [64] и установка для изготовления сварных двутавров с предварительным напряжением поясов [65, 66].

При высоте стенки до 600 мм ширина поясов может быть не более 400 мм. При длине балок более 12500 мм поясные швы с одного торца не

довариваются на (500...600) мм. Толщина вертикальной стенки может быть переменной, если не требуется ее полный провар.

На участке подготовки стенок производятся операции: резка торцов, стыковка листов, сварка стыков, правка плоскости, резка продольных кромок, зачистка продольных кромок под сварку. На участке подготовки поясов производятся операции: стыковка листов, сварка стыков, правка плоскости и саблевидности, резка торцов, зачистка дорожки под сварку. Контроль сварных швов производится на участке питателя физическим методом (100% УЗД). Сборка балок производится в специальном питателе в сборочном стане с наложением сплошных подварочных швов с одной стороны стенки автоматом или электроприхваток прерывистым швом катетом 6 мм.

Стыковка поясов и стенок выполняется путем сварки стыков с первой, затем второй стороны сварочной головкой АБС постоянного тока с выводом начала и конца шва на выводные планки.

При многослойной сварке стыков каждый слой шва перед наложением последующего тщательно очищается от шлака и брызг. Удаление выводных планок производится автогенной резкой с последующей зачисткой торцов стыков пневматической машинкой. Сварной шов должен обеспечивать полный провар с перекрытием корня шва не менее 1,5–2,0 мм, а усиление шва не должно превышать 10% толщины металла. При превышении этой величины необходимо снять усиление механическим путем с плавным переходом к основному металлу.

После сварки производится правка полотнища в семивалковой правильной машине и подача листа к дисковым ножницам.

Роспуск листов производится на роспускной газорезательной машине "Искра" с максимальной шириной раскраиваемого листа 2,5 м, после чего на кромках поясных листов появляются зоны остаточных растягивающих напряжений (ОРН).

Автоматическая сварка поясных швов выполняется двухэлектродным автоматом "в лодочку". Швы выполняются как с полным проваром, так и с частичным непроваром стенки. Правка грибовидности поясов производится на правильных машинах. Контроль поясных швов с полным проваром – УЗД и внешний осмотр. После правки выполняется обмер балки по длине, диагоналям, разметка, автогенная резка одного торца, выводных планок, фрезеровка обоих торцов и сдача готовой балки.

Как известно, ОСН возникают в стенках двутавровых балок при изготовлении [30]. Они нередко вызывают потерю устойчивости относительно тонких стенок, вследствие чего возникают местные деформации выпучивания. Это снижает точность изготовления конструкции и затрудняет последующий процесс изготовления и монтажа.

Для предотвращения деформаций выпучивания проектировщики увеличивают толщину стенки или устанавливают дополнительные ребра жесткости. В то же время предварительное растяжение стенки в процессе изготовления позволяет избежать ее выпучивания [30].

Установка для изготовления сварных двутавров с предварительным напряжением вытяжкой поясов [65, 66] разработана сотрудниками ДЗМК им. И.В.Бабушкина и ДонГТУ в рамках работ, выполнявшихся по тематике "Исследование способов повышения несущей способности внецентренно-сжатых элементов металлоконструкций путем их предварительного напряжения" [67, 68 и др. отчеты]. Изготовление установки осуществлено на Днепропетровском опытном заводе средств механизации.

Применение установки позволяет совместить несколько операций при изготовлении конструкций (сборка, сварка, создание предварительного напряжения поясов, стенки по всей высоте или участков стенки, примыкающих к сжатому при эксплуатационной нагрузке поясу) в единый технологический процесс и использовать достаточно простое оборудование для создания предварительного напряжения. Результаты исследований защищены А.с. 729327 СССР [69] и А.с. 1527393 СССР [70]. Предварительное напряжение осуществляется методом упреждающего разогрева одного или двух поясов, стенки или ее участков на величину требуемого температурного перепада и осуществляется газовыми горелками большой мощности. Технологическая последовательность производства двутавровых балок включает в себя:

- подготовку установки к работе (проверку исправности всех механизмов, настройку опорных и прижимных роликов рольгангов под размер свариваемой балки, проверку работы пневматических систем, загрузку аппарата флюсом и сварочной проволокой и т.п., настройку нагревательных устройств для создания заданного термического воздействия);

- предварительную сборку и настройку установки (укладку стенки плашмя, а поясов ребром на опорные ролики рольганга, выравнивание торцов поясов и прижим их к стенке, приварку электроприхватками поясов к стенке на начальном участке, подачу балки в сварочную клеть для настройки сварочных головок и горелок нагревателей, вывод балки в исходное положение);

- сварку балки (подачу балки в клеть с включением сварочных головок, нагревателей и электропривода приводных роликов, удаление флюса, очистку участка шва от шлака, помещение балки на приемный рольганг и кантовку краном на 180°, возврат балки обратным ходом в исходное положение при выключенных электродах и нагревателях, заварку оставшихся поясных швов при выключенных нагревателях с очисткой от флюса и шлака).

Последующая обработка балки (правка грибовидности, автогенная резка одного торца с выводными планками и фрезеровка обоих торцов) производится на соответствующих участках балочного потока.

Изготовленная балка, тщательно измеренная по торцам и диагоналям, а также в местах смещений поясных и стеночных листов, укладывается на складское место. Подготовка поясных и стеночных листов осуществляется на участке подготовки поясных и стеночных листов балочного потока.

Недостатком типового процесса является отсутствие фиксации элементов двутавра электроприхватками по всей длине образца, так как это исключает возможность предварительного напряжения упреждающим разогревом. Отсутствие фиксации может привести к браку и требует тщательной подгонки всех механизмов, соблюдения технологии изготовления и режимов подачи балки в клеть и сварки поясных швов.

Выпуск двутавровых балок с предварительно напряженной стенкой освоен на Челябинском ЗМК им. С.Орджоникидзе [71 и др.]. Изготовление балок производится на специальном стане. Применение такого стана, как и аналогичной установки на ДЗМК им. И.В. Бабушкина, позволяет совместить несколько операций при изготовлении конструкций в единый технологический процесс.

В отличие от аналогичной установки ДЗМК им. И.В.Бабушкина стан Челябинского ЗМК им. С.Орджоникидзе позволяет выпускать двутавровые профили только с предварительно напряженной стенкой.

Способы регулирования ОНС путем ЛТВ заключаются в разогреве отдельных участков стальных конструкций до температуры выше критической точки $A_{сз}$, но не более 950°C , с последующим интенсивным охлаждением или в наплавке валиков. В сжатых элементах двутаврового сечения участками, подвергающимися ЛТВ, являются кромки поясов. В изгибаемых элементах участками регулирования ЛТВ являются кромки сжатых поясов. Установка для изготовления сварных двутавров с предварительным напряжением поясов и стан для изготовления двутавров с предварительным напряжением стенки могут быть использованы для изготовления стальных колонн и балок с регулируемым ОНС путем ЛТВ. Для этой цели требуется принять следующую технологическую схему изготовления:

- подготовку установки (стана) к работе;
- предварительную сборку балки и настройку установки (стана). При этом необходимо зафиксировать пояса и стенку электроприхватками по всей длине балки и настроить нагревательные устройства на нагрев кромок до температуры $(723...900)^{\circ}\text{C}$ или наплавку валика;
- сварку балки.

Таким образом, предлагаемая технология регулирования ОНС ЛТВ для повышения несущей способности колонн и балок легко вписывается в типовые технологические схемы изготовления конструкций и может быть использована при их массовом выпуске. Оптимальное ОНС с применением наплавки валиков на кромках поясов можно создать после изготовления

конструкций в условиях любых заводов и цехов металлоконструкций при условии наличия соответствующего оборудования.

На основании изложенного сделан вывод: в условиях технологических процессов изготовления колонн и балок имеется возможность выполнения регулирования ОНС конструкций. Регулирование ОНС осуществляется после завершения основного цикла изготовления путем разогрева отдельных участков конструкций до температуры выше критической точки $A_{сз}$ или наплавки валиков, в том числе и на части длины. Регулирование ОНС позволит изготавливать более экономичные по расходу материала конструкции.

1.2. Теоретические и экспериментальные исследования остаточного напряженного состояния в сварных конструкциях

Характеристики существующих методов расчета и экспериментального определения ОНС приведены в работах [11, 72, 73 и др.]. Охарактеризованы принимаемые расчетные схемы: полубесконечное тело, пластина бесконечных размеров, бесконечные или полубесконечные стержни или трубы. Рассмотрены источники нагрева и дана их классификация. Приведены выводы уравнений теплопроводности для различных типов задач с различными условиями на контуре и примеры расчета температурных полей. Дана схема образования и развития сварочных напряжений и деформаций и алгоритмы для их определения. Приведены данные об изменении механических свойств материалов в процессе нагрева.

Теоретические исследования ОД и ОН осуществлялись в нескольких направлениях. Первыми получили развитие методы определения ОН путем решения температурной задачи для одноосного напряженного состояния в полосе, создаваемого неравномерным температурным полем от источника нагрева [74–76 и др.]. В этих методах использована гипотеза плоских сечений и выделялись зоны чисто пластических, упругопластических и упругих деформаций.

Исследования в рамках этого направления начались в довоенный период. Этому способствовало развитие сварки как наиболее прогрессивного способа соединения элементов стальных конструкций. В работе инженера А.Иванова [77] приведены результаты теоретических исследований распределения ОН при сварке встык в зависимости от направления сварки. Полученные данные свидетельствуют о том, что распределение этих напряжений может быть различным: общее, что имеет место при всех случаях выполнения сварки, это образование ОРН в зоне сварного шва и ОСН в основном металле. Предложенные формулы и диаграммы позволяют в каждом конкретном случае произвести выбор оптимального направления сварки.

В работе Е.С.Товпенца [78] даны предложения по определению ОН в стальных изделиях, возникающих в процессе изготовления (при прокатке,

отливке и т.п.). К данному направлению можно отнести также метод фиктивных сил, который был предложен Г.А.Николаевым [79] и получил развитие в работах В.А.Винокурова, С.А.Кузьмина, Н.О.Окерблома, И.П.Трочуна и др. [8, 17, 80–83 и др.]. Применение этого метода ограничено гипотезой плоских сечений. Кроме того, возникают трудности, связанные с установлением зоны действия и закона распределения фиктивных сил.

В работах Л.А.Гликмана [13, 14] анализируются вопросы возникновения ОН и их влияния на механические свойства металла и прочность изделий, а также методы определения ОН. В работе [13] отмечается, что влияние ОН на прочность изделий (в широком смысле этого слова) может сказываться как положительно, так и отрицательно. Примерами положительного действия ОН являются использование их для повышения предела упругого сопротивления материала орудийных труб (автофретаж), цилиндров и труб высокого давления, турбинных дисков, цилиндрических и конических пружин и т.п. Примерами отрицательного воздействия являются коробление изделий вследствие релаксации ОН или после механической обработки резанием, понижение прочности изделий при неблагоприятной эпюре ОН и т.п. Результаты аналогичных исследований изложены в работах И.П.Трочуна [83], И.В.Кудрявцева [84] и др.

Изложение основных принципов определения ОД и ОН графоаналитическим методом приведено в работах Н.О.Окерблома [81, 82]. Этот метод и до настоящего времени используется для определения ОН, возникающих при сварке. В других работах Н.О.Окерблома и его учеников [85–89 и др.] исследуются вопросы влияния ОН, возникающих при газовой резке, на параметры изделия после изготовления [85], другие факторы, влияющие на работу конструкций под нагрузкой. В частности, исследованиям влияния напряжений, вызываемых сваркой, на местную устойчивость стенки в зависимости от типа сварного шва, посвящена работа [87]. Приведена методика оценки устойчивости листов под воздействием ОН, а также методика определения ОН. Рассмотрено влияние ОН на устойчивость пластин при изготовлении элементов конструкций и определены ограничения, обеспечивающие устойчивость пластин с разными условиями закрепления.

Развитию теории сварочных напряжений и деформаций посвящены исследования И.П.Байковой и А.И.Лебедева [89]. Авторы попытались, учитывая трудоемкость графоаналитического метода, разработать более простые расчетные схемы определения ОД и ОН. Были приняты допущения о том, что деформации полосы (ее кривизна) при наплавке валика на продольную кромку в момент наивысшего нагрева, когда ширина изотермы с температурой T достигнет максимального значения b , равны ОД, но имеют обратный знак. Такая схема расчета сократила объем вычислений и потому привлекла внимание.

Ко второму направлению относятся работы К.П.Большакова, В.С.Игнатьевой, Я.С.Подстригача и др., в которых сварочные напряжения и деформации исследуются на основе термоупругих решений для температурных полей [40, 90, 91, 92]. Теория тепловых процессов при сварке, основы которой созданы Н.Н.Рыкалиным [93], дает возможность проводить теоретические исследования ОНС с учетом подвижности источника сварочного нагрева. При использовании термоупругих решений производится качественная оценка распределения напряжений во время сварки и выявляются их зависимости от параметров режима сварки, но не прослеживается процесс образования ОНС в сварных соединениях.

Расчетное определение ОНС различными методами связано с той или иной схематизацией процесса. Для получения достоверных данных применительно к реальным сварным соединениям с учетом многообразия форм и размеров, конструктивных и технологических особенностей широко используются методы, основанные на предварительно установленных экспериментально закономерностях [17, 94–99 и др.].

В работе В.А.Винокурова [94] предложено изучать сварочные процессы на моделях с последующим переходом с помощью специально подобранных коэффициентов к реальным конструкциям. При этом предусматривается изготовление модели из того же материала, что и реальный объект. Приведенные в работе [17] соотношения обеспечивают условия подобия геометрических параметров сварного соединения, режимов сварки, температурных полей, деформаций и перемещений модели и натуре. Результаты исследований сварочных напряжений при однопроходной и многослойной сварке, электрошлаковой сварке плит приведены в работах [95, 96]. Для этой цели разработан метод пластических приближений, приведены предложения по усовершенствованию расчетной части, а также даны результаты применения метода для определения НДС плит.

В работах В.А.Винокурова и А.Г.Григорянца [15, 97] изложен способ определения временных напряжений и ОН при движении упругопластической зоны в пластине с помощью ЭВМ. Результаты исследований деформативности и прочности элементов сварных конструкций приведены в работе В.А.Винокурова и Г.А.Николаева [98]. В работе [99] исследуются вопросы определения деформаций и напряжений при сварке для случая плоского напряженного состояния.

Для учета изменений свойств металла во время сварки разработан метод программированного нагружения [100, 101]. Задача решается путем последовательных приближений. Вначале выполняется расчет с использованием приближенных зависимостей между деформациями и напряжениями в диапазоне сварочных температур. Затем с помощью моделирующей установки воспроизводится на образце термомодеформационный сварочный цикл и определяется связь между

напряжениями и деформациями в условиях изменяющихся температур и заданной программы нагружения. Полученные зависимости используются для более точного решения задачи во втором приближении. Этот метод позволяет учесть процессы ползучести, упрочнения, деформационного старения и т.п. в свариваемом металле, но требует проведения большого объема экспериментальных исследований.

В работе А.Я.Недосеки [102] приведены результаты исследований влияния деформаций по толщине на величины ОН в пластине со сварной точкой. Предложенные формулы позволяют рассчитывать ОН при наплавке точки на поверхность пластины с учетом объемного напряженного состояния. Отмечено также, что значительные градиенты небольших по величине ОН вдоль оси Z приводят к перераспределению напряжений σ_θ в плоскости пластины. В работах [103, 104] расчет ОН листовых конструкций осуществляется путем суммирования напряжений от действия одиночных точек, наплавленных на поверхность листа. Сварной шов рассматривается как суперпозиция таких точек, когда расстояния между ними приближаются к нулю. Для оценки пластических деформаций при наплавке точки используется алгоритм, разработанный В.И. Махненко [105]. Задается функция распределения пластических деформаций, на основе которой получаются зависимости для определения ОН. Суммирование напряжений, создаваемых сварными точками, вдоль линии шва позволяет вычислить ОН в сварных соединениях.

Теоретические исследования распределения ОН в сварных листах приведены в работе [106].

В работе С.П.Русина [107] приведены формулы оценки ОН для пакета тонких жестких пластин, деформирующихся упруго или в пределах малых упругопластических деформаций. Дано также правило для выбора материала термокомпенсирующего слоя, получено простое решение для расчета толщины этого слоя.

В работе [108] рассматриваются вопросы развития аналитических методов определения ОНС, возникающего при изготовлении сплошностенчатых стальных конструкций типа ортотропных плит. Сформулирован статистический метод их определения как частный случай ранее разработанного энергетического метода. Приведены результаты сравнения результатов численных и экспериментальных исследований.

Г.Б.Талыповым [109, 110] разработана расчетная схема для определения ОНС, в которой решается температурная задача, а закон распределения температур обусловлен характером распределения пластических деформаций в зоне сварочного нагрева. Такой подход не позволяет определять напряжения и деформации в процессе сварки и не учитывает скорость заполнения сварного шва.

Получил развитие дислокационный подход для определения ОНС. К.Мацубуши предложил расчетную схему, в которой рассматриваются напряжения в бесконечной пластине, возникающие при закрытии трещины длиной, равной длине шва [111, 112]. Она не учитывает граничных условий и не дает информацию о всех компонентах тензора напряжений. В.М.Прохоренко разработан расчетный способ определения ОН при сварке, в котором продольное укорочение металла в зоне сварочного нагрева моделируется закрытием упругих дислокаций в виде серий вырезов-трещин, распределенных по длине шва [113]. Задача решается как для бесконечной плоскости, так и для пластин ограниченных размеров с различной геометрией сварных швов. Способ позволяет получить аналитические зависимости для вычисления компонентов тензора напряжений в любой зоне соединения, но это требует данных о ширине зоны, величине и характере распределения деформаций укорочения.

В работах В.И.Махненко созданы расчетные методы исследования кинетики сварочных напряжений и деформаций, в основу которых положена теория пластического течения с изотропным и трансляционным упрочнением [105, 114, 115 и др.]. Задачи решаются пошаговым прослеживанием развития упругопластических деформаций от температурного поля, сопровождающего источник нагрева. Учитываются изменения характеристик свариваемых материалов в зависимости от температуры. С применением разработанных методик расчета изучены особенности появления и развития ОНС в процессе сварки характерных типов швов, получены данные о кинетике напряжений в шве и околошовной зоне в зависимости от толщины соединения, изучено взаимодействие НДС от сварки и эксплуатационных нагрузок. Разработанная методика получила свое развитие в работах [116–120 и др.]

Появление и совершенствование ЭВМ позволило развить численные методы определения сварочных напряжений и деформаций. Этому вопросу посвящены статьи, опубликованные в сборнике [121], которые можно условно разделить на три направления.

К первому относятся статьи традиционного направления, связанного с моделированием физических явлений при сварке или нагружении сварных конструкций. Второе направление посвящено применению компьютерной техники для автоматизации проектирования сварных соединений и технологии сварки и отражает компьютеризацию этой области сварочного производства. Третье направление — автоматизация экспериментальных исследований в области сварки. Получены оригинальные решения, связанные с измерением различных параметров и построением систем автоматизации экспериментальных исследований.

К.М.Гатовским разработан алгоритм решения упругопластических задач, в основе которого лежит теория неизотермического упруговязкопластического течения [122, 123]. С использованием метода конечных

элементов определяются сварочные напряжения и деформации в различные моменты времени путем последовательного решения упругих задач с переменными параметрами упругости и начальными деформациями. Алгоритм применен для исследования НДС при сварке элементов судовых конструкций.

Зависимости для определения деформаций листовых конструкций с учетом параметров сварки получены С.А.Кузьминовым и В.С.Михайловым [22, 124]. Установлено, что на величины угловых деформаций влияет неодновременность выполнения сварного шва. Эффективны при определении угловых деформаций численные методы решения температурных упругопластических задач, развитые в работах В.И.Махненко [125 и др.].

В МВТУ (ныне Московский государственный технический университет) им. Н.Э.Баумана предложен метод исследования кинетики двухосного напряженного состояния сварных соединений путем измерений во время сварки деформаций формоизменения в трех направлениях, вычисления на их основе октаэдрических компонентов деформаций и моделирования этих деформаций на образце совместно с термическим циклом сварки [126 и др.]. Возможности данного метода ограничены трудностями измерений кинетики деформаций и необходимостью создания установок для моделирования термодеформационных сварочных циклов.

В работе [127] исследованы пути определения продольных деформаций в процессе сварки плит и тавровых балок. Проанализированы механизмы трансформации температурных напряжений и деформаций на различных стадиях процесса. Показано, что продольная деформация определяется величиной температурной деформации, которая является функцией максимальной температуры. Отмечено влияние величины пластической деформации материала на качество сварки и получены достаточно простые выражения для оценки качества сварочных работ.

В работе [128] установлено существенное влияние фазовых превращений на величины ОН при сварке. Учет трансформационной пластичности приводит к качественному и количественному изменению результатов по сравнению с моделью, не учитывающей этих деформаций.

Несколько иной подход к расчету ОН носит метод "фиктивных температур" [129]. Была принята гипотеза о том, что пластическую составляющую интенсивности ОД при местном их распределении и большом градиенте можно с достаточной точностью заменить совокупностью температурных деформаций от ряда фиктивных источников тепла. Приняв такую гипотезу, задачу ОН можно решать как температурную методами теории упругости. Простота реализации этого метода при наличии вычислительных комплексов типа ЛИРА, SCAD позволяет эффективно использовать его при проведении численных исследований элементов с ОН.

Для многих частных случаев в теории упругости такие решения известны (работы П.Ф.Папковича, С.П.Тимошенко, Г.Паркуса, Б.Г.Коренева и др.).

Теоретические исследования ОНС конструкций, возникающего в процессе и после изготовления, сопровождались проведением экспериментальных работ, что позволило оценить точность предлагаемых решений. Известные способы определения ОНС можно условно разделить на две группы [11, 71, 72 и др.]. Первая основана на измерении перемещений, вызванных разрезкой элементов конструкций с ОН. Вторая группа использует связь между ОН и некоторыми физическими свойствами материалов (магнитная проницаемость, скорость ультразвука, деформация кристаллической решетки и т.п.). Эта группа методов, по сравнению с первой, дает существенную погрешность в связи с тем, что на указанные физические величины влияют также и другие факторы, такие как прокатка, термообработка, фазовый состав и др. Поэтому для повышения точности измерений применяют различные приемы, обеспечивающие уменьшение влияния перечисленных факторов. Для измерения перемещений применяют доступные тензоизмерители, механические деформометры, оптически активные покрытия, различного рода делительные сетки, наносимые на поверхность деталей.

Измерение ОД отнесенными к первой группе способами более точно, но приводит в ряде случаев к потере эксплуатационных свойств конструкций. Достоинством же методов второй группы является возможность определения ОНС без разрушения конструкций, что особенно важно для оценки этих напряжений на эксплуатируемых объектах. Поэтому в процессе проведения исследований целесообразно сочетать способы первой и второй групп.

Развитию методов определения ОД и ОН, возникающих в элементах, посвящены многочисленные исследования, выполнявшиеся как в бывшем СССР, так и за рубежом. О важности решения этой проблемы свидетельствуют регулярно проводившиеся конференции и симпозиумы различного уровня, посвященные развитию теории ОН и их влиянию на работу конструкций [59–62, 130, 131 и др.]. В материалах этих конференций дан анализ состояния вопроса, приведены результаты выполненных работ по определению ОНС в металлических конструкциях и других материалах (пластмассах, стекле, дереве и т.п.). В частности, в работе В.И. Махненко [115] дан основательный анализ состояния вопроса (на период опубликования работы) и приведена обширная библиография.

В работе [27] приведены результаты исследований влияния предварительного выгиба тавров на их прочность. Необходимость в проведении исследований возникла в связи с тем, что при несимметричном расположении шва относительно центра тяжести сечения стержень искривляется, что требует проведения мероприятий для устранения выгиба. В ходе испытаний установлено, что тавры с различным выгибом работали не

хуже тавров без выгиба. Обратный выгиб стенки не влиял на прочность при повторном и статическом изгибе. Тавр с нормальным предварительным выгибом стенки после сварки выпрямлялся. Было предложено назначать предварительный обратный выгиб стенки равным по величине выгибу от усадки.

В работе [132] приведены результаты экспериментальных исследований с целью определения величины линсйной относительной усадки и ширины зоны ее распространения у шва при разной толщине свариваемых листов. Отмечено, что по этим величинам можно рассчитать ОРН, величина которых приближается к пределу текучести стали. Эти напряжения имеют местный характер и в виде пиков сосредоточены у швов.

Наличие ОН высокого уровня, возникающих в сварных сосудах (опыты Института электросварки АН УССР 1935 года [132]), и недостаточность исследований в этой области побудили провести ряд опытов с целью изучения влияния [133]:

- ОРН на прочность основного металла сварных конструкций при статической (однократной и многократной) и вибрационной нагрузках;
- режима сварки (с повышенной силой тока по сравнению с обычной сваркой) на прочность основного металла;
- ОД и ОН на прочность и устойчивость сварных конструкций.

Для решения этих задач проводились сравнительные испытания образцов с ОНС и образцов, подвергнутых отпуску.

В ходе проведенных испытаний установлено, что остаточные общие и местные деформации при нагрузках, меньших допускаемых, не являются опасными для статической прочности сжатых элементов.

И.В.Левитанский и Г.С.Платов [134, 135] проводили исследования влияния ОН на местную устойчивость составных стержней, изготовленных из термически упрочненной стали. В работе [134] отмечалось, что остаточные прогибы и напряжения влияют на снижение критических напряжений выпучивания для образцов крестового и Н-образного профилей. Образцы изготавливались из высокопрочных сталей класса С60 (12Г2СМФ) и класса С75 (12ХС2СМФ) из листов толщиной 8...30 мм. Всего было испытано 19 сварных моделей. Потеря устойчивости элементов моделей из толстых листов происходила из-за образования локальных очагов выпучивания; в остальных моделях волны развивались на значительную длину при сочетании волнообразования в поясах и стенках. Было установлено снижение критических напряжений местного выпучивания по сравнению с расчетными из-за влияния ОН, коробления листов и эксцентриситетов приложения нагрузок. Устранение ОН уменьшило различие между опытными и теоретическими значениями критических нагрузок.

Критические напряжения, влияющие на местную устойчивость элементов сварных стержней, равны сумме внешних и ОНС. Поэтому в

качестве первого этапа авторами работы [135] были проведены исследования ОН в листовых элементах. Для этой цели лист толщиной 20 мм из термически упрочненной стали 12Г2СМФ (закалка с водяным душем плюс отпуск в течение 2 ч при 600...650 °С) был разрезан газовой горелкой на четыре полосы шириной по 300 мм с последующим наложением валиков по кромкам (для двух полос), в середине полосы (одна полоса), и отпуском после резки. Определялась величина ОН также путем вырезки полос из стержневых образцов [135]. Эпюры ОН определялись методом активных зон и сравнивались с экспериментально полученными данными. Получена хорошая качественная сходимость результатов. Для образцов, подвергнутых отпуску, отмечено уменьшение разницы между расчетными и опытными величинами на 50%. Это свидетельствует, что остальные 50% образуются за счет остаточных искривлений элементов стержней и эксцентриситетов приложения нагрузки.

В работе [136] приведены результаты экспериментальных исследований ОНС в тонкостенных металлических сварных балках. Получены значения величин коэффициента интенсивности деформаций в сварных соединениях и предложены эмпирические формулы, позволяющие оценить ОНС элементов.

Результаты экспериментальных исследований сваренных встык металлических пластин приведены в работе [137]. В качестве основы бралась мартенситная сталь, к которой приваривалась накладка из сплава на основе кобальта. Описана методика проведения экспериментов и приведены результаты микроструктурных исследований зоны сварного шва. Особое внимание уделено анализу величин и особенностей формирования ОН при сварке. Установлено, что в основе формируются ОСН, а в накладке – ОРН. Для уменьшения уровня ОН предложено применять предварительный прогрев, приводящий к уменьшению растягивающих напряжений.

Н.Л.Великанов [138] проводил экспериментальные исследования НДС при наплавке валика на продольную кромку пластин и сварке пластин встык. Определение ОН в стержнях и пластинах, сваренных лобовыми швами при использовании точечных источников напряжений, приведено в работе [139].

Результаты исследовательских работ кафедры сварочного производства МВТУ (МГТУ) им. Н.Э.Баумана в области прочности сварных конструкций и по смежной тематике изложены в работе Г.А.Николаева [140] (ниже приводятся результаты, непосредственно относящиеся к данной тематике исследований). Описана методика определения упругопластических деформаций и ОН в тонких пластинах любых размеров при перемещении линейного источника тепла с учетом его скорости, изменения физикомеханических свойств металла при нагреве и охлаждении, структурных и фазовых превращений. Проведены исследования ОД и ОН при сварке алюминиевых сплавов большой толщины. Показано, что при толщине металла более 120 мм в глубине его ОН близки к трехосным с равными составляющими. Разработаны датчики для измерения остаточных трехосных

напряжений при сварке элементов большой толщины. Исследовалось влияние режимов высокого отпуска стальных конструкций на величину ОН. Установлено, что релаксация напряжений происходит при нагреве и охлаждении, причем время выдержки в печи может быть сведено к минимуму.

Исследования по определению ОНС, возникающего после сварки, описаны в работе [141].

В работе [142] описан метод определения ОН, основанный на вдавливании индентора в поверхность объекта и голографической регистрации ОДС. Голографическим измерениям остаточных сварочных напряжений с использованием оптической фазовой компенсации посвящена работа [143].

В работах [144–148 и др.] представлены методики определения ОН посредством изучения картины полос, образуемых смещением поля перемещений. Смещение поля перемещений происходит после высверливания небольшого и неглубокого отверстия на поверхности детали. Описана теория голографического метода и технология измерения ОН. Разработанная методика подсчета голографических полос обеспечивает быстрое определение ОН, а по точности она сравнима с другими методами.

Исследования концентраторов напряжений в сварных соединениях методом фотоупругих покрытий описаны в работе В.А.Маковецкого и Н.А.Клыкова [149]. В работе В.С.Игнатьевой и др. [150] приведены результаты экспериментального определения напряжений на моделях из оптически активного материала. Установлено, что нет существенного различия в характере распределения ОН при подвижном источнике тепла и при неподвижном, распределенном по линии шва. Предположение об одновременном наложении шва по всей длине может быть сделано при разработке инженерных методов расчета сварочных ОН.

Исследования особенностей формирования ОН были выполнены Б.С.Касаткиным, Л.М.Лобановым и др. с использованием метода оптического моделирования [151]. Образцы изготовляли из оптически активного материала, а затем нагревали или сваривали плавлением. В процессе нагрева регистрировались визуально, фото- и киносъемкой характерные картины светлых и темных полос, возникающих при облучении монохроматическим источником света. По этим картинам определялись напряжения в оптически активном материале. На таких моделях исследованы причины образования напряжений, вызываемых стационарным точечным или круговым источником нагрева, а также подвижными источниками, перемещающимися прямолинейно или по кругу. Анализ на полимерной модели напряжений, возникающих при сварке металлических образцов, возможен при использовании критериев подобия модели и натуры. В большинстве случаев экспериментальные исследования сварочных деформаций и напряжений

выполняются непосредственно на свариваемом изделии или же на лабораторных образцах из различных материалов и сплавов.

Измерения ОН, основанные на использовании зависимости скорости распространения поперечной ультразвуковой волны в металлах от напряжений в них, проведены О.И.Гушей и В.К.Лебедевым [152]. В ходе проведенных исследований установлено, что измеренные величины ОН неразрушающим и разрушающим (с применением тензодатчиков или деформометров и последующей разрезкой) методами хорошо совпадают. Поскольку ультразвуковой метод не требует нарушения целостности исследуемого изделия, его можно применять для измерения ОН в эксплуатируемых конструкциях.

Экспериментальные исследования двух сварных балок двутаврового профиля из низколегированных сталей описаны в работе [153]. Целью этих исследований являлось установление влияния расстояния между ребрами на несущую способность балок. В ходе испытаний измерялись деформации и перемещения. Предельная нагрузка определялась условием потери устойчивости панели. Потерявшие устойчивость панели ремонтировались, и испытания продолжались до потери устойчивости пластины следующей панели. Были сделаны попытки учета влияния ОН на несущую способность и деформативность конструкций.

Исследованиям напряженного состояния в сварных составных стержнях, изготовленных с применением сварки стальных полос, посвящена работа [154]. Установлено, что их прочность зависит от размеров полос и количества накладываемых сварных швов для изготовления изделий.

В работе [155] экспериментально измерены продольные относительные деформации в функции времени t и поперечной координаты y при сварке пластин встык и при наплавке валика на продольную кромку. Измерения в высокотемпературной области производились с помощью специальных деформометров, а в остальных областях – с использованием термостойких датчиков. Исследования позволили описать процесс образования и развития деформаций и напряжений на протяжении всего цикла нагрева и остывания.

Исследованиям влияния ОН на несущую способность сварных элементов из титанового сплава посвящена работа А.Н.Серенко и С.Х. Рамазанова [156].

В работе Е.В.Горохова и В.Н.Васылева [157] изложены предложения по бездефектному способу роспуска широкополочных двутавров на тавры. Способ заключается в создании зон пластических деформаций укорочения, компенсирующих кривизну тавра после полного охлаждения. Зона пластических деформаций формируется опережающим подогревом.

В работе В.Н.Васылева и А.М.Писарского [158] даны предложения по регулированию ОНС в горячекатаных профилях путем видоизменения эпюр

распределения ОН по всей длине профиля и подобраны режимы нагрева для равнополочного уголка (160x10). В ходе проведенных исследований установлено, что ОН в уголкового профиля после прокатки можно пренебречь. Предложенный способ регулирования ОН путем подогрева его отдельных зон позволяет получить в уголкового профиля эпюру ОН, способствующую повышению несущей способности сжатых элементов.

В работе [159] исследовано влияние ОН на устойчивость пластин. Показано, что ОСН, возникающие в пластинах после наплавки валика по кромкам, способствуют снижению критической нагрузки.

К.Д.Басиевым, С.С.Касабиевым и И.Н.Мастерко было получено авторское свидетельство СССР 909069 [160] на способ предварительного напряжения металлической балки двутаврового и таврового профиля посредством разогрева нижней кромки тавра и нижнего пояса двутавра. Основной задачей в данном способе являлось получение обратного выгиба и повышение прочности конструкций за счет образования закалочных структур. Недостатком такого способа является его проблематичность и низкая эффективность с точки зрения обеспечения местной устойчивости сжатого при эксплуатационной нагрузке участка стенки.

В работах школы МИСИ им. В.В.Куйбышева (под руководством В.С. Игнатевой) исследованы вопросы определения ОН и их влияния на поведение конструкций [129, 150, 161–165 и др.]. Исследовалась прочность сварных конструкций в зависимости от параметров технологии изготовления и жесткости конструктивных элементов, изучались влияние на их устойчивость и деформативность ОН, а также прочность сварных соединений при циклических, повторно-статических и статических длительно действующих нагрузках. В работе [161] на основе анализа результатов исследований ОД специально изготовленных образцов и моделей, а также наблюдений за натурными конструкциями уточнена существующая инженерная методика расчета продольного укорочения элементов при наличии продольных и поперечных сварных швов.

В работе [162] изложено определение ОН и деформаций в элементах несимметричного профиля, изготовленных из полос. Для определения НДС применен графоаналитический метод. В ходе проведенных исследований разработана инженерная методика определения ОНС в сварных элементах симметричного и несимметричного профиля, напряженное состояние в которых можно считать одноосным. Данную методику рекомендовано применять в расчетах на прочность, устойчивость и деформативность с учетом влияния ОН.

В работах [129, 163 и др.] предложена следующая схема расчета ОН. Двутавровая балка условно расчленяется на составляющие ее полосы. Напряжения определяются как в полосе, сваренной встык (пояса балки), так и в полосе с наплавленными валиками на кромки (стенка). Полосы нагреваются

той долей тепла, которая отводится при сварке балки в пояса и стенку. Неодновременностью выполнения швов пренебрегают.

Исследования К.С.Альменова [164] посвящены изучению влияния ОН на прогибы стальных балок. Результаты расчетов прогибов по предложенной автором методике подтверждены экспериментальными исследованиями. Были испытаны шесть сварных балок. Сравнение данных экспериментов и расчетов прогибов по методике, рекомендованной действующими нормативными документами, позволило установить, что расчеты дают заниженные на 25...40 % результаты. На основе выполненных исследований даны рекомендации по расчету прогибов сварных двутавровых балок с учетом влияния ОН.

В работе [165] показано, что в ряде случаев ОН способствуют повышению местной устойчивости стенок двутавровых балок. Степень их влияния зависит от материала балки, сварочных материалов, величины тепловложения, геометрических параметров свариваемого элемента и порядка выполнения швов. Излагается методика проверки местной устойчивости стенки балки с учетом ОНС.

В работе В.И.Махненко и др. [166] приведена методика расчета изгибно-крутильных деформаций при сварке тонкостенных стержней открытого профиля. Методики основаны на гипотезах теории тонкостенных стержней В.З.Власова, обобщенных на случай упругопластического деформирования в неизотермических условиях. Применен метод последовательного прослеживания развития упругопластических деформаций в различных сечениях по длине стержня в процессе нагрева и выравнивания температур.

Исследования В.Э.Абсиметова [167] позволили установить возможность эксплуатации металлических балок с уменьшенным количеством ребер жесткости (при шахматном и одностороннем их расположении относительно стенки). Приведены результаты экспериментальных исследований двух серий металлических балок. Целью исследований являлось определение степени влияния ОН, вызванных односторонним расположением ребер жесткости и снижением массы наплавленного металла (за счет применения сварных швов с уменьшенным катетом). Балки пролетом 6 м были изготовлены на Карагандинском ЗМК. Параметры сечения у всех балок были различными. Испытания проводились статической нагрузкой. Было установлено, что наличие ОНС не оказало существенного влияния на характер распределения и величины напряжений в поясах и стенках балок. Снижение деформативности балок вследствие уменьшения массы наплавленного металла объясняется снижением уровня ОСН в сжатом поясе и уменьшением области пластических деформаций растяжения в растянутом поясе.

В связи с большим объемом использования в строительстве представляют интерес результаты исследований ОНС в горячекатаных двутавровых балках, возникающего после изготовления. Основываясь на

экспериментальных данных Д.Зиберта, авторы работ [168, 169] предложили методику расчета ОНС, возникающего в прокатных балках. Отмечено близкое совпадение данных расчетов и экспериментальных данных, что дает основание рекомендовать к использованию эту методику.

В работе [170] приведены современные методы расчета и способы снижения ОН в горячекатаных профилях. Основное внимание уделено процессам формирования ОНС при прокатке крупных профилей сложной конфигурации. Дан анализ методов расчета и экспериментальное обоснование экономических способов снижения ОН для повышения устойчивости профилей в продольном направлении. Приведены алгоритмы расчета ОН в широкополочных двутаврах и методика их измерения.

Для определения ОН применяются рентгеновские методы [171–173 и др.]. При определении напряжений этим методом измеряются деформации непосредственно в искаженной кристаллической решетке. По изменениям расстояния между атомными плоскостями вычисляются ОН. Так как рентгеновские лучи отражаются кристаллами, напряжения, измеренные этим методом, могут отличаться от напряжений, уравновешенных по всему объему тела. Кроме того, закалочные структуры в околошовной зоне искажают рентгенограммы и затрудняют их расшифровку.

Г.Д.Делем предложен метод определения напряжений в поверхностных слоях на основе измерений твердости [174]. Для получения этим методом достоверных данных в сварных соединениях необходимы дальнейшие исследования по установлению зависимостей между измеренными величинами твердости и напряженными состояниями для различных металлов и сплавов в зонах, претерпевших действие сварочного цикла.

Электромагнитный метод измерения напряжений основан на регистрации изменений магнитной проницаемости ферромагнитных материалов в зависимости от уровня НДС [74, 175–177 и др.]. Метод используется как средство неразрушающего контроля ОНС в сварных конструкциях. Существенным его недостатком является невысокая точность вследствие наличия зазора между датчиком и объектом и влияния структурных особенностей материала.

Вместе с тем, выявление закономерностей изменения параметров, полученных электромагнитным методом в процессе нагружения или до и после термических воздействий, особенно в сочетании с разрушающими методами, можно использовать для прогнозирования поведения конструкций.

Электромагнитный метод широко используется при определении причин потери эксплуатационной пригодности конструкций, работающих под давлением, например газовых баллонов. Как свидетельствуют результаты исследований [176, 177], для металла баллона, который не был в эксплуатации, величина коэрцитивной силы составляет $H_{co}=5 \text{ А} \cdot \text{см}^{-1}$. Разница

ΔH_c между зонами металла, работающего в упругой стадии, и металла, перешедшего из пластической стадии работы в стадию разрушения (при взрыве газового баллона), составляет примерно $3,5...4,0 \text{ А}\cdot\text{см}^{-1}$. Можно сделать вывод, что электромагнитный метод может служить средством определения областей в материале, переходящих в пластическое состояние и в стадию разрушения.

Исследования ОНС в прокатных уголках после различных видов термических воздействий описаны в работах [178, 179]. В качестве объектов исследования использованы равнополочные уголки различного сечения, на кромках полок которых были наплавлены валики. Величины коэрцитивных сил для уголков определялись как в состоянии поставки, так и после наплавки валиков. Для определения ОНС разрушающим методом наклеивались тензодатчики сопротивления, подключенные к регистрирующей аппаратуре, и выполнялась разрезка. Полученные неразрушающим и разрушающим методами результаты сравнивались. Сделан вывод о возможности использования метода для определения ОНС в металлических конструкциях.

Более подробная информация о результатах исследований ОНС приведена в ранее упоминавшихся научно-технических отчетах, диссертациях, сборниках научных трудов, материалах конференций, монографиях, пособиях и т. п., в том числе [6, 7, 8, 11, 45, 58–63, 71, 72, 180 и др.]. Несмотря на обилие исследований в области определения ОН, в действующих нормативных документах [3, 4] отсутствуют предложения по их определению и учету влияния на прочность и деформативность конструкций.

1.3. Влияние остаточных напряжений на устойчивость сжатых элементов

Как уже отмечалось, наличие ОНС неоднозначно влияет на несущую способность металлических конструкций. Исследования влияния ОНС на работу сжатых элементов посвящены многочисленные исследования [7, 67, 68, 87, 88, 129, 159 и др.].

В работах [181–183 и др.] изложены теоретические предпосылки расчета стержней и пластин из упругопластических материалов. Эти предпосылки использованы при разработке методик расчета изгибаемых и сжатых элементов с учетом влияния ОНС.

В работе Е.О.Патона, Б.Н.Горбунова и Д.И.Берштейна [133] приведены результаты испытаний стальных полос на растяжение, труб с наплавленными швами и без них на внецентренное сжатие и двутавровых балок на изгиб. Применительно к проблеме учета влияния ОНС на устойчивость представляют интерес результаты испытаний сжатых элементов из труб с наружным $\varnothing 168 \text{ мм}$ и внутренним $\varnothing 144 \text{ мм}$ (для образцов без наплавки) и $\varnothing 146 \text{ мм}$ (для образцов с наплавкой) общей длиной 3512 и 3501 мм

соответственно. У одной трубы (H_{350}) были наплавлены три валика, а другая труба (H_0) испытывалась без наплавки. Труба H_{350} выпучилась при нагрузке 96,5 тс, труба H_0 – при 82,5 тс. По результатам проведенных опытов сделан вывод о том, что наплавка не снизила прочности сжатых элементов.

Влияние ОНС на поведение сжатых элементов из труб отмечено в работе Я.Августына [184]. В качестве экспериментальных образцов применялись бесшовные трубы диаметром 40, 44 и 60 мм при толщине стенки 3...4 мм. На образцах производилась односторонняя и двухсторонняя наплавка, а также исследовались образцы без наплавки. Перед наплавкой образцы отпускались при температуре 640 °С. Принимались во внимание только ОН, направленные параллельно продольной оси элементов. Толщина стенки гарантировала отсутствие местного выпучивания. По результатам работы сделаны выводы о снижении критической нагрузки для шарнирно опертых элементов небольших гибкостей.

Основной целью исследований Л.П.Шелестенко [185] являлось изучение влияния ОН на общую устойчивость сжатых образцов Н-образного профиля. Испытаниям подвергались сварные образцы различной гибкости. Часть образцов была подвергнута высокотемпературному отпуску, а у части образцов по четырем кромкам поясов были наплавлены валики катетом 4 мм. Было установлено, что образцы, подвергнутые высокотемпературному отпуску, как и образцы с наплавленными по кромкам валиками, показали более высокую (до 40 %) несущую способность, чем контрольные (сварные) образцы. Повышение несущей способности элементов после отпуска можно объяснить устранением ОН. Для элементов с наплавленными по кромкам поясов валиками повышение несущей способности можно объяснить формированием на кромках зон ОРН, способствующих более позднему переходу материала поясов в пластическое состояние.

В.М.Небылов [186] предложил методику учета влияния ОНС при расчетах сжатых элементов на устойчивость. Необходимо было найти дополнительную критическую нагрузку от сопротивления зон с ОРН боковому выпучиванию, которую для данного элемента можно считать величиной постоянной, не зависящей от нагрузки. Значение критической нагрузки возрастает при увеличении момента инерции этих зон, т.е. при удалении зон растяжения от нейтральной оси сечения и возрастании размеров самих зон.

Для определения параметров ОНС необходимо знать величины зон ОРН в районе сварных швов. Это не представляет особых затруднений с принципиальной точки зрения и легко реализуется на практике. Приведен алгоритм расчета сжатых элементов на устойчивость, сопровождающийся числовым примером на основе опытов [185]. Отмечено удовлетворительное согласование опытов с результатами вычислений.

Публикация [186] вызвала оживленную дискуссию в печати. В работе И.П.Трочуна [187] сделана попытка найти слабые места методики расчета. В частности, отмечалось, что если брать критические значения «исправленных напряжений» по рекомендациям для строительной стали, формулам Ф.С.Ясинского и др., то результаты расчетов сжатых элементов на устойчивость по рекомендациям В.М.Небылова превысят экспериментальные данные на 20...24%. Делается вывод о том, что приведенная в [186] методика расчета на устойчивость требует теоретического обоснования и экспериментальной проверки на элементах большой гибкости.

Продолжил дискуссию Н.О.Окерблом [88]. Он усомнился в результатах опытов Л.П.Шелестенко [185] в связи с недостаточной (по его мнению) тщательностью изготовления образцов и отсутствием точных замеров начальных искривлений от сварки. Делается вывод, что основными являются теоретические исследования, которые должны основываться на достоверных положениях при минимальном количестве допущений, весьма близких к действительным условиям работы сжатых элементов. Отмеченные требования в работе В.М.Небылова [186] не соблюдены, поэтому использование предложенной методики в проектной практике исключается. Так как надежного метода расчета сжатых элементов на устойчивость в настоящее время нет, то нет и достаточных оснований для снижения коэффициента ϕ для элементов из сварных и прокатных двутавровых профилей, что предлагалось в работе [186]. Предпринятая попытка ввести в расчет общей устойчивости технологические характеристики вполне отвечает общему направлению конструкторско-технологического проектирования, на основе которого можно создавать экономичные сварные конструкции. Местная и общая устойчивость может быть улучшена рациональным выбором режима сварки и повышена благодаря регулированию ОНС.

Исследованиям влияния ОН на устойчивость центрально-сжатых сварных элементов посвящена работа В.В.Ожигина [188]. Изложены предпосылки и допущения, принятые автором при разработке методики расчета. Приведены методика расчета на устойчивость элементов с ОН в стадии упругого и упругопластического деформирования и результаты экспериментальных исследований [в качестве экспериментальных принимались отоженные образцы из труб с наружным $\varnothing 32$ мм и толщиной стенки 3 мм; гибкость образцов варьировалась в пределах $\lambda = 35 \dots 135$; для получения ОНС использовался нагрев электрической дугой]. Было установлено, что для образцов с гибкостью $\lambda < 60$ потеря устойчивости происходила плавно, в то время как для образцов с гибкостью $\lambda > 90$ потеря устойчивости происходила резко, сопровождаясь звуковым эффектом. По результатам исследований установлено, что ОН не влияют на устойчивость в стадии упругого, но могут оказать существенное влияние в стадии упругопластического деформирования. В каждом случае оценку влияния ОН на устойчивость можно выполнить по приведенным в работе формулам.

Результаты экспериментальных исследований и применение метода "фиктивных" температур для расчета несущей способности внецентренно-сжатых элементов двутаврового и коробчатого сечений приведены в работе [129]. Была выполнена количественная оценка влияния на деформативность погонной энергии сварки вследствие уменьшения катетов швов.

Испытаниям подвергались внецентренно-сжатые элементы составного сечения. Теоретически и экспериментально было установлено влияние величины и характера распределения ОН на величину деформаций при продольном изгибе.

На основе выполненных исследований установлено, что деформативность внецентренно-сжатых элементов двутаврового и коробчатого сечения с уменьшением погонной энергии сварки (и соответственным уменьшением катетов швов) становится меньше. Несущая способность элементов с меньшим катетом шва выше, чем у элементов с большим катетом, что является следствием перехода материала поясов в пластическое состояние на более раннем этапе нагружения из-за наличия больших по величине ОСН. Снижение деформативности и повышение несущей способности достигаются путем наплавки валиков на кромки поясов. Наплавка может быть заменена прогревом кромок до температур выше критической точки A_{c3} .

Результаты исследований стержней и пластин, имеющих в сечениях ОН, возникающие при изготовлении, опубликованы в сборнике материалов XIII Конгресса Международного института сварки [87, 159, 189, 190, 191]. В работе [189] изложены результаты исследований конструкций из прокатных профилей типа Грей и сварных профилей, а также с наплавкой валиков на кромках поясов. В результате испытаний было установлено, что при гибкости $\lambda=80$ критическая нагрузка изменяется от 95 до 145 тс у сварных элементов и от 95 до 135 тс у прокатных элементов после наплавки валиков на кромках. Эти выводы не противоречат результатам исследований [185] и хорошо согласуются с теоретическими представлениями о работе сжатых элементов с ОНС. Аналогичные результаты приведены в работах [190, 191].

В работе И.П.Байковой [192] рассмотрены элементы с симметричными сечениями, когда ОРН упругопластических зон равны пределу текучести. При сжатии элементов сварочные напряжения уменьшаются. Уменьшение сварочных деформаций и напряжений при действии растягивающей нагрузки происходит за счет образования пластических деформаций удлинения. По результатам проведенных исследований сделаны выводы о возможности регулирования ОНС.

В работе Г.Е.Бельского [193] показано, что в элементах различного профиля (двутаврового, кольцевого, трубчатого, прямоугольного) имеются ОН от сварки, прокатки, холодной правки и т.п., влияющие на их несущую способность и деформативность. Даны эпюры ОН и показано, что их

наибольшие значения могут достигать величин порядка $0,8\sigma$. При выводе зависимостей, описывающих поведение элементов под нагрузкой, приняты традиционные допущения о малости прогибов по сравнению с длиной элемента, гипотезе плоских сечений, уравновешенной по сечению и постоянной по длине эпюре ОН и т.п. Промежуточные значения вычислений представлены в виде графиков.

Исследования предварительно напряженных различными способами сварных двутавров выполнялись на кафедре архитектуры и строительных конструкций ДонГТУ. Были проведены испытания центрально-сжатых элементов, предварительно напряженных ЛТВ (разогревом кромок поясов до температуры $850...950\text{ }^{\circ}\text{C}$ с последующим остыванием на воздухе). Ширина зоны разогрева каждой кромки составляла примерно 20 мм при общей ширине пояса 300 мм [67, 68]. В результате испытаний на внецентренное сжатие было установлено существенное увеличение критических нагрузок для предварительно напряженных таким образом элементов по сравнению с контрольными образцами (до $30...40\%$). На основании исследований получено авторское свидетельство СССР [194].

В работе В.С.Гавриша [195] изложены результаты экспериментальных исследований несущей способности внецентренно-сжатых в плоскости меньшей жесткости сварных двутавровых образцов. Было испытано 96 образцов четырех гибкостей с тремя эксцентриситетами приложения нагрузки. В части образцов ОН устранялись высокотемпературным отпуском. Показано, что ОН оказали заметное влияние на несущую способность, причем такое влияние возрастало с уменьшением эксцентриситета. Отмечено хорошее согласование опытных и вычисленных величин несущей способности.

Исследования Л.В.Шкуракова [196] посвящены совершенствованию методик расчета сжатых элементов с учетом ОНС, возникающего после прокатки и развития пластических деформаций. Объектами исследований были внецентренно сжатые с эксцентриситетами в двух плоскостях элементы из Н-образных и уголкового профилей. Были разработаны алгоритмы и программы расчета на ЭВМ НДС и несущей способности элементов такого профиля.

Экспериментальным исследованиям подвергались образцы из алюминиевых пресованных уголкового профилей. Были определены предельная нагрузка, перемещения и углы поворота. Образцы испытывались комплексно, по единой методике, в условиях стесненной деформации концевых сечений.

По результатам выполненных исследований получены новые количественные данные и качественные оценки изгибно-крутильной формы потери устойчивости образцов.

В работах [7, 197–209 и др.] приведены методики расчета ОНС стальных двутавровых элементов, возникающего после термической резки заготовок при раскрое, сварки поясных швов и регулирования ЛТВ, а также его влияния на поведение конструкций. При разработке методик были приняты традиционные предпосылки и допущения о работе конструкций из упругопластических материалов. Деформирование сжатых элементов рассматривалось в плоскости меньшей или большей жесткости, в том числе и в закритической (после потери устойчивости) области. С использованием математического моделирования определена область рационального применения и даны предложения по упрощенному расчету с использованием рекомендуемых ДБН В.2.3-14:2006 [4] и СНиП II-23-81* [5] методик с поправкой на влияние ОНС, возникающего при изготовлении.

Несмотря на наличие обширного теоретико-экспериментального материала, свидетельствующего о существенном влиянии ОНС на несущую способность сжатых элементов, в действующих нормативных документах, в частности в ДБН В.2.3-14:2006 [4] и СНиП II-23-81* [5], серьезных предложений по учету влияния ОНС не имеется. В ДБН В.2.3-14:2006 [4] даны предложения по учету влияния ОНС при расчетах на устойчивость элементов из прокатных и сварных двутавров путем введения понижающих коэффициентов продольного изгиба, но отсутствует методика определения ОНС.

На основании проведенного обзора можно сделать вывод о необходимости разработки расчетных методов определения ОНС, возникающего в металлических конструкциях при изготовлении и последующем регулировании ЛТВ, и его влияния на несущую способность и деформативность конструкций (расчеты по предельным состояниям первой и второй групп).

1.4. Особенности целенаправленного создания остаточного напряженного состояния в металлических конструкциях

Целенаправленное создание ОНС в металлических конструкциях, положительно влияющего на их работу под нагрузкой, возможно путем предварительного напряжения.

Предварительное напряжение начали использовать в XIX в. В 1826 г. Б. Шнирх получил патент на предварительное напряжение вантового покрытия. Несколько позже начали использовать болтовые и заклепочные соединения, работа которых также основана на предварительном растяжении. Особенно большое распространение эта идея получила в мостостроении [210] и лишь потом стала достаточно широко применяться в конструкциях зданий.

Предварительное напряжение используется в балках, фермах, мостах, башнях, колоннах, резервуарах, трубопроводах, висячих конструкциях и т.п.

Необходимость его диктуется различными целями: расширением области упругой работы материала, перераспределением усилий, уменьшением деформативности, повышением устойчивости и усталостной прочности и т.п. Предварительное напряжение может осуществляться как на стадии изготовления, так и на стадии монтажа, а иногда и в процессе эксплуатации.

В связи с многообразием целей и способов предварительного напряжения конструкций многие авторы неоднократно систематизировали имеющиеся сведения путем их классификации [211–213 и др.]. Классификации производились в зависимости от целей, вида конструкции и способа предварительного напряжения. По способу изготовления различают предварительное напряжение на стадии изготовления и на стадии монтажа.

Предварительное напряжение на стадии монтажа, обычно для неразрезных балок, производят путем регулирования уровня опор. Этот способ достаточно хорошо изучен [212, 214–216 и др.] и не представляет особого интереса для дальнейшего изучения в рамках настоящих исследований.

Предварительно напряженные таким способом балки имеют ряд достоинств, главным из которых является малая трудоемкость создания предварительного напряжения (0,05...0,25 чел.-ч на тонну конструкции по данным [215]), а также отсутствие концентраторов напряжений в виде анкеров. По результатам реального проектирования [217] экономия металла составила 20%, причем 12% экономии достигнуто за счет неразрезной схемы балки и 8% – за счет предварительного напряжения. Однако широкого применения этот метод не получил из-за возможности появления неконтролируемого напряженного состояния вследствие неравномерной осадки опор, неточностей изготовления, а также изменения температуры.

В целом работа предварительно напряженных металлических конструкций изучена довольно глубоко. В зависимости от статической схемы работы, метода и времени создания предварительного напряжения (на стадии изготовления и монтажа или эксплуатации) была предложена классификация, которая наиболее подробно изложена в работе [213].

Методы предварительного напряжения конструкций на стадии изготовления можно разделить на три группы:

- затяжные методы с использованием дополнительных элементов типа затяжек;
- беззатяжные методы, основанные на предварительном деформировании элементов с последующей фиксацией сваркой;
- методы предварительного напряжения путем ЛТВ.

Предварительно напрягаемые высокопрочной затяжкой балки изучены наиболее глубоко, и их целесообразность доказана множеством построенных конструкций. Экономия до 15...25 % достигается за счет эффективного использования обычной строительной стали, включения в работу

высокопрочных затяжек, хорошо работающих на растяжение [218]. Работа балок исследована как в упругой, так и в упругопластической стадии [210–212, 219 и др.].

По результатам исследований разработаны методики, изданы инструкции по расчету, проектированию и изготовлению конструкций на основе предварительно напряженных балок. Существенным недостатком таких конструкций является наличие сложных, трудоемких и нетехнологичных анкерных устройств, являющихся к тому же концентраторами напряжений.

Первые идеи беззатяжечных способов предварительного напряжения возникли одновременно с началом разработки затяжечных методов.

В двутавровых элементах предварительное напряжение осуществляется путем предварительного деформирования поясов, стенки, частей сечений (здесь и далее под частью сечения подразумевается пояс и примыкающая к нему часть стенки и ребер) с последующей фиксацией полученного состояния сваркой [30, 67–71, 160, 217, 218, 220–228 и др.].

Было выяснено, что при одинаковом с обычной, ненапрягаемой балкой сечении предварительно напряженная балка имеет большую несущую способность. И.Г.Клинов [220] исследовал возможность предварительного напряжения балок путем присоединения к исходному тавру (верхнему поясу и стенке) растянутого нижнего пояса. Выполненная оптимизация параметров балки по критерию минимума веса позволила установить, что равнопрочная балка без предварительного напряжения оказывается на 20...22 % тяжелее. Несущая способность предварительно напряженной балки на 40...43 % выше по сравнению с балкой той же площади, но без предварительного напряжения.

Эпюра нормальных напряжений, обратная эпюре от эксплуатационной нагрузки, для изгибаемых элементов может быть получена путем предварительного выгиба стенки в обратном направлении с последующим присоединением поясов из высокопрочной стали.

Способ предварительного напряжения балки, при котором к предварительно растянутой (в области упругих деформаций) стенке прикреплялся ненапряженный верхний пояс из высокопрочной стали, а нижний пояс прикреплялся после снятия нагрузки предварительного напряжения, был исследован В.А.Кравчуком [221]. Им показано, что экономия стали может достигать 21 %, а стоимости – 12 %. Было установлено, что расхождения в результатах исследований клееболтовых и сварных балок не превышали 10...15 %, из чего сделан вывод о малом влиянии остаточных сварочных напряжений на величины усилий от предварительного напряжения.

Б.И.Мазо [222] проводились исследования предварительно напряженных металлических балок путем предварительного нагрева нижнего пояса либо нижнего пояса и части стенки с последующим соединением всей балки в единое целое без использования специальных напрягающих элементов. В ходе проведения исследований было установлено, что несущая способность таких балок выше, чем у обычных в пределах упругой работы, на 20%.

Возможен метод предварительного напряжения двутавровых элементов, при котором к предварительно растянутой стенке присоединяются одновременно два пояса [70, 222–228 и др.]. По полученной эпюре нормальных напряжений этот способ целесообразен для сжатых элементов.

В работе [228] приведена методика расчета и даны указания по проектированию предварительно напряженных различными способами элементов усиления строительных конструкций. Здесь также сделана попытка классификации всех известных беззатяжных способов предварительного напряжения и даны предложения по расчету таких элементов, основанные на единых предпосылках. Предложенный подход достаточно прост и в то же время позволяет с единых позиций провести оптимизацию сечений предварительно напряженных элементов по критерию минимума расхода материала. Недостатком предложенных расчетных методик является то, что в них не учитывается влияние ОН, обусловленных сваркой поясных швов.

Кроме приведенных выше существуют и другие способы предварительного напряжения. Например, известен способ, основанный на разделении сечения балки на два полусечения с последующим объединением. Перед объединением полусечения подвергаются деформированию по одной из схем [213]:

- предварительное сжатие верхнего и растяжение нижнего полусечения;
- предварительное растяжение нижнего полусечения;
- предварительный изгиб полусечений.

Известны методы, в которых в качестве напрягаемого элемента использовались ребра балок. В работе [210] предложено перед установкой сжимать в продольном направлении поперечные ребра с целью повышения местной устойчивости стенок. Этот метод имеет пока чисто теоретическое значение, поскольку для эффективного предварительного напряжения необходима высокая степень предварительного сжатия ребер, достаточно частое их расположение, а значит и увеличение общей массы ребер, что вызывает повышение трудоемкости их изготовления и стоимости.

Предварительное деформирование элементов возможно производить как механическим, так и термическим способом.

Способ регулирования ОНС ЛТВ путем наплавки валиков или прогрева кромок до температуры выше критической точки A_{C3} , в отличие от затяжных и беззатяжных, позволяет создавать зоны ОРН на участках

элементов после завершения основного цикла изготовления металлических конструкций. Наличие этих зон при последующем сжатии способствует повышению местной и общей устойчивости элементов и конструкций в целом [7, 8, 129, 178, 186, 188—191, 194, 197, 208, 209 и др.].

Как показано в этом кратком обзоре, при составлении методик расчета предварительно напряженных конструкций игнорируется факт наличия остаточных напряжений. Используя различные способы создания оптимального, с позиций повышения несущей способности, ОНС в сжатых и изгибаемых элементах можно добиться существенной экономии затрат на производство стальных конструкций.

1.5. Техническое состояние строительных конструкций и необходимость работ по их усилению

ОНС возникает как при изготовлении новых конструкций, так и при проведении работ по усилению или замене. Как известно, строительные конструкции зданий и сооружений, находящиеся в эксплуатации, требуют проведения регулярных ремонтов. Это позволяет продлевать их нормальную безопасную эксплуатацию и переназначать ресурс.

Основными этапами работ по определению технического состояния и продлению ресурса конструкций, зданий и сооружений являются:

- установление и анализ конструктивной системы здания, выявление элементов и конструкций, находящихся в сложных условиях эксплуатации (подвергающихся регулярному замачиванию, размораживанию, воздействию агрессивной среды, динамическим воздействиям, истиранию, перегрузке и т.п.), а также с измененными геометрическими параметрами;
- выявление и анализ дефектов и повреждений, снижающих эксплуатационную пригодность, оценка физического и морального износа;
- установление прочностных и деформативных характеристик материалов конструкций и грунтового основания;
- определение характера и вида силовых, атмосферных, технологических и деформационных, со стороны основания, воздействий;
- выполнение поверочных расчетов (при необходимости), подготовка заключения о техническом состоянии и возможности продления ресурса (с разработкой мероприятий по обеспечению безопасной эксплуатации).

Как известно, основными причинами возникновения аварий, аварийных состояний и отказов в работе строительных конструкций являются [6, 231]:

- неправильно учитываемые при расчетах нагрузки;
- неправильно выбранная схема несущих элементов и система связей;
- хрупкое разрушение в результате применения хладноломких сталей; пересортица; недостаточная прочность, жесткость и устойчивость;

применение некачественных материалов при изготовлении конструкций, дефекты сварных соединений и конструкций и т.п.;

- отсутствие осмотров и контроля состояния конструкций, использование существующих конструкций для монтажа оборудования, ошибки при реконструкции и усилении, увеличение нагрузки без усиления, отсутствие защиты конструкций, устройство не предусмотренных проектом отверстий;

- коррозия стали;

- усталостные разрушения, разрушения от старения, динамическое воздействие кранов, подвижного состава и т.п.;

- неравномерная осадка сооружения и отдельных строительных конструкций, потеря устойчивости основания и т.п.;

- обвалы, взрывы, удары, другие технологические воздействия, подмыв фундаментов;

- аварии, вызванные сейсмическими воздействиями, ураганными ветрами и наводнениями.

Анализ причин появления дефектов свидетельствует, что любое сооружение может получить опасные для дальнейшей эксплуатации повреждения вне зависимости от места его расположения.

Расследования аварийных ситуаций позволили сделать вывод о том, что наиболее распространенными причинами аварий являются пересортица при изготовлении и перегрузка конструкций с последующей потерей устойчивости. В дальнейшем, при появлении новых конструктивных форм элементов и конструкций, причины аварий и повреждений могут изменяться.

Следуя терминологии, принятой в теории надежности, авария рассматривается, как внезапный отказ, аварийные состояния — как отказы постепенные. Регулятором долговечности служит ремонтпригодность, т.е. пригодность к усилению, в том числе и возможность выполнения таких мероприятий, как регулирование напряжений в отдельных элементах, во всей конструкции, а в ряде случаев — и во всем сооружении.

Аварии возникают на любом этапе существования конструкций. Они могут быть заложены уже в процессе проектирования, появиться после многолетней эксплуатации сооружений и даже после того, как конструкции были реконструированы и усилены. Перечислить все меры предотвращения аварий, учитывая многообразие видов конструкций, их индивидуальные особенности и особенности эксплуатации, не представляется возможным.

Ниже приведен ряд мероприятий, позволяющих предотвратить аварии и повреждения строительных конструкций:

- профилактика аварий и повреждений, хорошо организованная и поставленная служба эксплуатации и надзора за инженерными конструкциями, проведение работ по защите конструкций с целью продления долговечности;

- усиление конструкций и сопутствующее регулирование ОНС;
- улучшение методов расчета строительных конструкций.

Большое значение имеет привлечение ЭВМ, аппарата теории надежности и математической статистики. Теория вероятностей и математическая статистика являются теориями массовых явлений и предполагают возможность повторения случайного события в однородных условиях.

Теория надежности тесно связана и с вопросами ликвидации аварийных состояний, и с вопросами усиления конструкций. Выполнение конструкций всех возложенных на нее функций в течение определенного промежутка времени в теории надежности рассматривается как свойство системы, определяющее основную сторону надежности, и называется безотказностью.

Надежность конструкции вместе с безотказностью характеризуется еще и ремонтпригодностью, т.е. приспособленностью конструкции к устранению появившихся повреждений. Стальные конструкции обладают высокой приспособленностью к усилению и ремонтпригодностью.

Большое значение имеет имитирование аварий на моделях. Сложность применения моделирования к изучению аварийных состояний заключается в том, что авариям в большинстве случаев предшествует длительный срок эксплуатации и накопление повреждений. Не учитывать влияние фактора времени на прочность металла, соединений, узлов и т.п. нельзя. Кроме того, при моделировании конструкций, работающих в условиях знакопеременных нагрузок, необходимо учитывать масштабный фактор.

Если установить причины аварии не представляется возможным, то выполнение модели обрушившихся конструкций и имитирование аварии поможет восстановить ряд факторов, не обнаруженных при обследовании.

В связи с развитием средств вычислительной техники появляется возможность выполнять моделирование работы строительных конструкций при различных воздействиях с учетом влияния всех факторов. Это позволит решить задачу ликвидации последствий отказов на стадии принятия решения с использованием вариантного проектирования и принять решение в части восстановления эксплуатационной пригодности и переназначения ресурса.

При проектировании усиления строительных конструкций целесообразно ориентироваться на применение существующих методов расчета [231–240 и др.]. В то же время в существующих методах практически не учитывается, за исключением предложений И.С. Реброва [233], возможность появления ОНС при изготовлении конструкций усиления вследствие наплавки сварных швов. Отсутствуют и предложения по учету ОНС при расчетах элементов усиления.

2. НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ СЕЧЕНИЙ ПРОКАТНЫХ И СВАРНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ ПРИ НАЛИЧИИ ЗОН ТЕРМИЧЕСКИХ ВОЗДЕЙСТВИЙ

2.1. Общие положения

Наличие сварных швов, зон ЛТВ и других термических воздействий вызывают появление в элементах металлоконструкций зон остаточных растягивающих напряжений, которые влияют как на устойчивость отдельных элементов, так и на несущую способность и деформативность конструкций в целом.

Между тем, существующие расчетные методики, в первую очередь, ДБН В.2.3-14:2006 [4] и СНиП II-23-81* [5] практически не учитывают влияние ОНС на последующее деформирование конструкций под нагрузкой, хотя это влияние может быть неоднозначным.

Существующие предложения направлены, как обычно, на решение частных задач и не претендуют на общность подходов.

Для создания методик оценки влияния полей остаточных напряжений на последующее деформирование конструкций под нагрузкой в первую очередь были поставлены и решались следующие задачи.

1. Определить оптимальную температуру разогрева при предварительном напряжении ЛТВ.

2. Определить ширину зоны термического влияния при сварке, огневой резке и предварительном напряжении ЛТВ.

3. Разработать методику определения остаточного напряженно-деформированного состояния сечений, имеющих зоны термического разогрева.

При решении отмеченных выше задач приняты следующие основные предпосылки [3, 4, 6, 7, 10, 11, 26, 51, 86 и др.].

1. Рассматриваются только продольные напряжения σ_x . Поперечные напряжения σ_y и касательные τ_{xy} считаются равными нулю.

2. Поперечные сечения плоские, но могут перемещаться относительно друг друга.

3. Зависимость предела текучести для низкоуглеродистой стали схематизирована по типу, показанному на рис.2.1.

4. Модуль упругости, модуль сдвига и коэффициент Пуассона стали постоянны во всем диапазоне температур.

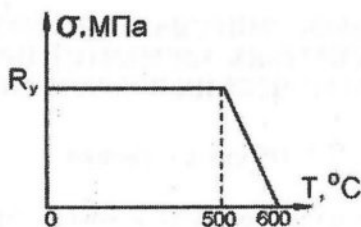


Рис. 2.1. Зависимость предела текучести металлов от температуры

5. Материал элементов (сталь) представляет собой однородный упруго-пластический материал (рис. 2.2).

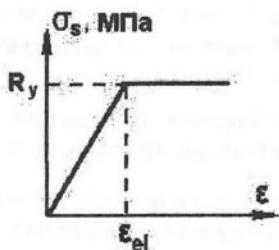


Рис. 2.2. Диаграмма зависимости " $\sigma - \epsilon$ " для идеального упругопластического материала

6. Свариваемые пластины, каждая шириной b , считаются достаточно длинными, чтобы можно было использовать распределение температур (рис. 2.3); температура по толщине пластины распределяется равномерно.

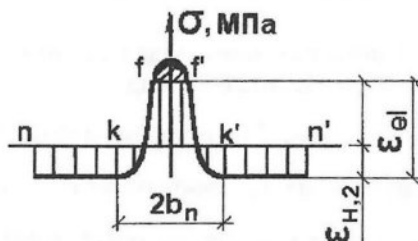


Рис. 2.3. Определение одноосных сварочных напряжений графорасчетным методом Г.А. Николаева [10]

7. ОН вследствие прокатки пренебрегают ввиду их относительной малости, сложной и непредсказуемой ориентации в пластинах и двутаврах.

Предпосылка о постоянстве модуля упругости, модуля сдвига и коэффициента Пуассона стали при нагреве принята для упрощения получаемых решений. Дополнительные предпосылки для изгибаемых и сжатых элементов приведены соответственно в разделах 4 и 5.

2.2. Определение оптимальной температуры разогрева при предварительном напряжении ЛТВ

Для определения оптимальной температуры разогрева пластины точечным источником тепла при локальных термических воздействиях необходимо решить классические задачи теплопроводности [7, 40, 73, 93 и др.].

Пусть бесконечно тонкую пластину толщиной h [м] нагревают центрально-симметричным источником тепла постоянной мощности M [Вт] (рис. 2.4).

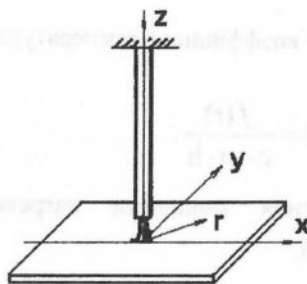


Рис. 2.4. Нагрев тонкой бесконечной пластины симметричным источником тепла постоянной мощности

Распределение плотности источников тепла по пластине в полярных координатах (r, θ) имеет вид $f(r)$ [Вт/м²]. Пусть температура пластины одинакова по толщине и в момент времени t [с] описывается функцией $T(r, t)$ [К]. Температура окружающей среды принимается равной T_0 . В начальный момент времени температура пластины равна температуре окружающей среды $T(r, 0) = T_0$. Материал имеет удельную теплоемкость C [Дж/кг·К], плотность ρ [кг/м³], коэффициент теплопроводности k [Вт/м·К], теплообмен с окружающей средой происходит по закону Ньютона [241]:

$$q = \beta \cdot [T(r, t) - T_0] \quad (2.1)$$

где β – коэффициент теплообмена с единицы поверхности [Вт/м·К].

Нагрев пластины описывается уравнением теплопроводности в полярных координатах [241]:

$$c \cdot \rho \cdot \frac{\partial T(r, t)}{\partial t} = k \cdot \Delta T(r, t) - \frac{2 \cdot \beta}{h} \cdot T(r, t) + \frac{f(r)}{h}; \quad (2.2)$$

где $t > 0$; $0 \leq r \leq \infty$; Δ – оператор Лапласа, определяемый при условии независимости функций от полярного угла θ по формуле:

$$\Delta = \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial}{\partial r} \cdot \left(r \frac{\partial}{\partial r} \right) = \frac{\partial^2}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial}{\partial r} \quad (2.3)$$

и начальных условиях $T(r, 0) = T_0$, $0 \leq r < \infty$.

Уравнение (2.2) можно записать в виде:

$$\frac{\partial T}{\partial t} = a^2 \cdot \left(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \cdot \frac{\partial T}{\partial r} \right) - \kappa \cdot T + F(r), \quad (2.4)$$

где $a^2 = \frac{k}{c \cdot \rho}$, $[m^2/c]$ – коэффициент температуропроводности;

$$\kappa = \frac{2 \cdot \beta}{c \cdot \rho \cdot h}, [1/c]; \quad F(r) = \frac{f(r)}{c \cdot \rho \cdot h}.$$

Закон распределения мощности нагрева принимается в виде $f(r) = q \cdot e^{-pr^2}$ (рис. 2.5).

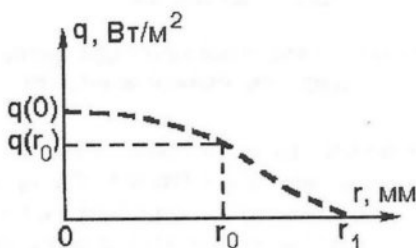


Рис. 2.5. Естественный закон распределения мощности нагрева по кругу

Тогда мощность источника нагрева

$$M = q \int_0^{\infty} \int_0^{2\pi} r \cdot e^{-pr^2} dr d\varphi = \frac{q \pi}{p}, \quad (2.5)$$

и при $p = 1/r_0$ плотность источников тепла по пластине:

$$f(r) = \frac{M}{\pi r_0^2} \cdot e^{-(r/r_0)^2}, \quad (2.6)$$

$$F(r) = \frac{M}{\pi \cdot c \cdot \rho \cdot h \cdot r_0^2} \cdot e^{-(r/r_0)^2} = q \cdot e^{-(r/r_0)^2}. \quad (2.7)$$

Значения функции $f(r)$ при различных значениях r :

$$f(0,83 \cdot r_0) = 0,5 \cdot f(0); \quad f(r_0) = 0,37 \cdot f(0); \quad f(2,15 \cdot r_0) = 0,01 \cdot f(0);$$

$$f(2,6 \cdot r_0) = 0,001 \cdot f(0).$$

Опуская промежуточные вычисления и ограничиваясь допустимой для инженерных расчетов точностью, распределение температуры по плоскости пластины можно описать функцией вида:

$$T(r, t) = \begin{cases} T_{\max} \cdot (1 - \frac{r^2}{r_1^2}), & 0 \leq r \leq r_1, \\ 0, & r > r_1. \end{cases} \quad (2.8)$$

$$T_{\max} = T_{\max}(t) = \frac{M}{4 \cdot \pi \cdot k \cdot h} \cdot \ln\left(\frac{4 \cdot k \cdot t}{c \cdot \rho \cdot r_0^2} + 1\right), \quad (2.9)$$

где r_0 – радиус пятна (зоны термического воздействия); r_1 – радиус, при котором плотность источников тепла по пластине приближается к нулю (на основании пояснений к формуле (2.7) $r \approx 2,6 r_0$).

Пусть модуль упругости материала равен E [Н/м²], коэффициент Пуассона ν , коэффициент линейного расширения α [1/К]. При условии центральной симметрии плоское напряженное состояние описывается напряжениями σ_r , σ_θ (Па) и радиальным смещением u [м]. Принимается, что $\sigma_z = \tau_{rz} = \tau_{\theta z} = \tau_{\theta r} = 0$.

Для плоского напряженного состояния в условиях упругих деформаций уравнение равновесия имеет вид [242, 243, 244]:

$$\frac{d\sigma_r}{dr} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} = 0. \quad (2.10)$$

Деформации определяются по формулам:

$$\varepsilon_r = \frac{\partial u}{\partial r}; \quad \varepsilon_\theta = \frac{u}{r}; \quad \varepsilon_z = \frac{\partial W}{\partial z}. \quad (2.11)$$

Закон Гука для термоупругости можно записать в виде:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r &= \frac{E}{1-\nu^2} \cdot \left(\frac{\partial u}{\partial r} + \nu \cdot \frac{u}{r} \right) - \frac{E \cdot \alpha \cdot T}{1-\nu} \\ \sigma_\theta &= \frac{E}{1-\nu^2} \cdot \left(\frac{u}{r} + \nu \cdot \frac{\partial u}{\partial r} \right) - \frac{E \cdot \alpha \cdot T}{1-\nu} \end{aligned} \right\}. \quad (2.12)$$

Подставив (2.12) в (2.10) с учетом (2.8) можно записать, опуская промежуточные выкладки, выражения для радиального смещения и напряжений в области упругих деформаций:

$$u_{el} = \begin{cases} \frac{(1+\nu) \cdot \alpha \cdot T_{\max}}{2} \cdot \left(r - \frac{r^3}{r_1^2} + \frac{r^5}{3 \cdot r_1^4} \right); & 0 \leq r \leq r_1; \\ \frac{(1+\nu) \cdot \alpha \cdot T_{\max}}{6} \cdot \frac{r_1^2}{r}; & r \geq r_1; \end{cases} \quad (2.13)$$

$$\sigma_r^{el} = \begin{cases} \frac{E \cdot \alpha \cdot T_{\max}}{2} \cdot \left(-1 + \frac{r^2}{r_1^2} - \frac{r^4}{3 \cdot r_1^4} \right); & 0 \leq r \leq r_1; \\ -\frac{E \cdot \alpha \cdot T_{\max}}{6} \cdot \frac{r_1^2}{r^2}; & r \geq r_1; \end{cases} \quad (2.14)$$

$$\sigma_\theta^{el} = \begin{cases} E \cdot \alpha \cdot T_{\max} \cdot \left(-1 + \frac{3 \cdot r^2}{r_1^2} - \frac{5 \cdot r^4}{r_1^4} \right); & 0 \leq r \leq r_1; \\ \frac{E \cdot \alpha \cdot T_{\max}}{6} \cdot \frac{r_1^2}{r^2}; & r \geq r_1. \end{cases} \quad (2.15)$$

Для идеального пластического материала условие Хубера–Мизеса имеет вид [245, 246]:

$$\sigma_r^2 + \sigma_\theta^2 - \sigma_r \cdot \sigma_\theta = \sigma_{pl}^2, \quad (2.16)$$

где σ_{pl} – предел текучести материала.

Воспользовавшись тригонометрическими представлениями напряжений в зоне пластичности [245]:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r &= \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \sigma_{pl} \cdot \cos \varphi \\ \sigma_\theta &= \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot \sigma_{pl} \cdot \cos \left(\varphi - \frac{\pi}{3} \right) \\ \varphi &= \varphi(r) \end{aligned} \right\}, \quad (2.17)$$

и, подставляя (2.17) в (2.10), можно получить уравнение, общее решение которого имеет вид [245, 246]:

$$r^2 \cdot e^{\sqrt{3} \cdot \varphi} \cdot \sin(\varphi - \frac{\pi}{6}) = 0. \quad (2.18)$$

Условию конечности при $r = 0$ и условию $\sigma_r|_0 = \sigma_\theta|_0$ удовлетворяет $\varphi(r) = (\pi/6) + \pi \cdot k$, $C = 0$, откуда в зоне пластичности $\sigma_r = \sigma_\theta = \pm \sigma_{pl}$. Так как сжатию соответствует знак "-", то:

$$\sigma_r^{pl} \equiv -\sigma_{pl}, \quad \sigma_\theta^{pl} \equiv -\sigma_{pl}, \quad 0 \leq r \leq r_{pl}, \quad (2.19)$$

где r_{pl} - радиус зоны пластичности.

В области упругой работы материала в зонах $r_{pl} \leq r \leq r_1$ и $r \geq r_1$ с учетом формул (2.10), (2.12) - (2.15), зависимости для определения напряжений имеют вид:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r^{el} &= \frac{E \cdot A}{1-\nu} - \frac{E \cdot B}{(1+\nu) \cdot r^2} - \frac{E \cdot \alpha \cdot T_1}{1-\nu} + \frac{E \cdot \alpha \cdot T_1}{2} \left(\frac{r^2}{r_1^2} - \frac{r^4}{3 \cdot r_1^4} \right), & r_{pl} \leq r \leq r_1 \\ \sigma_r^{el} &= -\frac{E \cdot C_1}{(1+\nu) \cdot r^2}, & r \geq r_1 \end{aligned} \right\}, \quad (2.20)$$

$$\left. \begin{aligned} \sigma_\theta^{el} &= \frac{E \cdot A}{1-\nu} + \frac{E \cdot B}{(1+\nu) \cdot r^2} - \frac{E \cdot \alpha \cdot T_1}{1-\nu} + \frac{E \cdot \alpha \cdot T_1}{2} \left(\frac{3 \cdot r^2}{r_1^2} - \frac{5 \cdot r^4}{3 \cdot r_1^4} \right), & r_{pl} \leq r \leq r_1 \\ \sigma_\theta^{el} &= \frac{E \cdot C_1}{(1+\nu) \cdot r^2}, & r \geq r_1 \end{aligned} \right\}, \quad (2.21)$$

где T_1 - температура нагрева в пятне.

Из условий $\sigma_r(r-0) = \sigma_r(r+0)$, $\sigma_\theta(r-0) = \sigma_\theta(r+0)$ определяются коэффициенты в формулах (2.20) - (2.21):

$$A = \frac{(1-\nu) \cdot \alpha \cdot T_1}{r_1}, \quad C_1 = B + \frac{(1+\nu) \cdot \alpha \cdot T_1 \cdot r_1^2}{6}. \quad (2.22)$$

Из условий $\sigma_r(r-0) = -\sigma_{pl}$, $\sigma_\theta(r-0) = -\sigma_{pl}$ можно записать уравнения, совместное решение которых относительно постоянных B и r_{pl} позволит найти искомые выражения:

$$\left. \begin{aligned} -\frac{E \cdot \alpha \cdot T_1}{2} - \frac{E \cdot B}{(1+\nu) \cdot r_{pl}^2} + \frac{E \cdot \alpha \cdot T_1}{2} \left(\frac{r_{pl}^2}{r_1^2} - \frac{r_{pl}^4}{3 \cdot r_1^4} \right) &= -\sigma_{pl} \\ -\frac{E \cdot \alpha \cdot T_1}{2} + \frac{E \cdot B}{(1+\nu) \cdot r_{pl}^2} + \frac{E \cdot \alpha \cdot T_1}{2} \left(\frac{3 \cdot r_{pl}^2}{r_1^2} - \frac{5 \cdot r_{pl}^4}{3 \cdot r_1^4} \right) &= -\sigma_{pl} \end{aligned} \right\}. \quad (2.23)$$

Из уравнений (2.23) после преобразований получаются зависимости для определения B и r_{pl} :

$$r_{pl} = r_1 \cdot \sqrt{1 - \sqrt{\frac{2 \cdot \sigma_{pl}}{E \cdot \alpha \cdot T_1}}}, \quad (2.24)$$

$$B = -\frac{(1 + \nu) \cdot \alpha \cdot T_1}{2} \cdot r_{pl} \cdot \left(\frac{r_{pl}^2}{r_1^2} - \frac{2 \cdot r_{pl}^4}{3 \cdot r_1^4} \right). \quad (2.25)$$

Пластические деформации возникают при $r_{pl} > 0$. Отсюда условие для возникновения пластических деформаций:

$$T_1 \geq \frac{2 \cdot \sigma_{pl}}{E \cdot \alpha} = T_{pl}. \quad (2.26)$$

Граница зоны пластичности r возрастает от 0 до r при увеличении температуры T от T_{pl} до $+\infty$. Окончательно формулы для определения напряжений имеют вид:

$$\sigma_r = \begin{cases} -\sigma_{pl}; & 0 \leq r \leq r_{pl}; \\ \frac{E \cdot \alpha \cdot T_1}{2} \cdot \left[-1 + \frac{r_{pl}^2}{r^2} \cdot \left(\frac{r_{pl}^2}{r_1^2} - \frac{2 \cdot r_{pl}^4}{3 \cdot r_1^4} \right) + \frac{r^2}{r_1^2} - \frac{r^4}{r_1^4} \right]; & r_{pl} \leq r \leq r_1; \\ -\sigma_{pl} \cdot \frac{r_1^2}{r^2} \cdot \left(1 - \frac{2 \cdot \gamma}{3} \right); & r \geq r_1; \end{cases} \quad (2.27)$$

$$\sigma_r = \begin{cases} -\sigma_{pl}; & 0 \leq r \leq r_{pl}; \\ \frac{E \cdot \alpha \cdot T_1}{2} \cdot \left[-1 + \frac{r_{pl}^2}{r^2} \cdot \left(\frac{r_{pl}^2}{r_1^2} - \frac{2 \cdot r_{pl}^4}{3 \cdot r_1^4} \right) + \frac{r^2}{r_1^2} - \frac{r^4}{r_1^4} \right]; & r_{pl} \leq r \leq r_1; \\ -\sigma_{pl} \cdot \frac{r_1^2}{r^2} \cdot \left(1 - \frac{2 \cdot \gamma}{3} \right); & r \geq r_1. \end{cases} \quad (2.28)$$

$$\text{где } \gamma = \sqrt{\frac{2 \cdot \sigma_{pl}}{E \cdot \alpha \cdot T_0}}.$$

С учетом предпосылок и условий теоремы о разгрузке [246], ОН (рис. 2.6) находят, как разность уравнений (2.27), (2.28) и (2.14), (2.15):

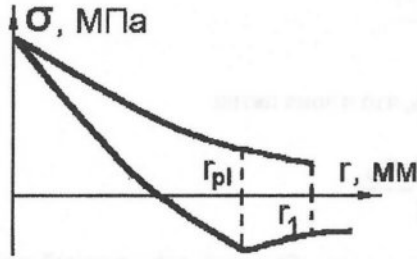


Рис. 2.6. Остаточные напряжения в пластине после остывания

$$\sigma_r^o = \begin{cases} -\sigma_{pl} + \frac{E \cdot \alpha \cdot T_0}{6} \cdot \left(\frac{r^4}{r_1^4} - \frac{3 \cdot r^2}{r_1^2} + 3 \right); & 0 \leq r \leq r_{pl}; \\ \frac{E \cdot \alpha \cdot T_1}{2} \cdot \left(\frac{r_{pl}^2}{r_1^2} - \frac{2 \cdot r_{pl}^4}{3 \cdot r_1^4} \right) \cdot \frac{r_{pl}^2}{r^2}; & r_{pl} \leq r \leq r_1; \\ \frac{E \cdot \alpha \cdot T_1}{6} \cdot (1 - 3 \cdot \gamma^2 + 2 \cdot \gamma^3) \cdot \frac{r_1^2}{r^2}; & r \geq r_1; \end{cases} \quad (2.29)$$

$$\sigma_\theta^o = \begin{cases} -\sigma_{pl} + \frac{E \cdot \alpha \cdot T_0}{6} \cdot \left(\frac{r^4}{r_1^4} - \frac{3 \cdot r^2}{r_1^2} + 3 \right); & 0 \leq r \leq r_{pl}; \\ -\frac{E \cdot \alpha \cdot T_1}{2} \cdot \left(\frac{r_{pl}^2}{r_1^2} - \frac{2 \cdot r_{pl}^4}{3 \cdot r_1^4} \right) \cdot \frac{r_{pl}^2}{r^2}; & r_{pl} \leq r \leq r_1; \\ -\frac{E \cdot \alpha \cdot T_1}{6} \cdot (1 - 3 \cdot \gamma^2 + 2 \cdot \gamma^3) \cdot \frac{r_1^2}{r^2}; & r \geq r_1. \end{cases} \quad (2.30)$$

Утолщение в зоне пластичности можно найти, используя соотношения теории малых упругопластических деформаций:

$$\frac{\varepsilon_r - \varepsilon_0}{2 \cdot \sigma_r - \sigma_\theta} = \frac{\varepsilon_\theta - \varepsilon_0}{2 \cdot \sigma_\theta - \sigma_r} = \frac{\varepsilon_z - \varepsilon_0}{\sigma_r - \sigma_\theta}; \quad \varepsilon_0 = \frac{(\varepsilon_r + \varepsilon_\theta + \varepsilon_z)}{3}, \quad (2.31)$$

а из второго равенства (2.31):

$$\varepsilon_z = 3 \cdot \varepsilon_0 + \varepsilon_r + \varepsilon_\theta. \quad (2.32)$$

Учитывая, что пластические деформации:

$$u_{pl} = \frac{(1 + \nu) \cdot \sigma_{pl} \cdot r}{E}, \quad (2.33)$$

можно записать, что в зоне пятна

$$\varepsilon_r = \varepsilon_\theta = \frac{(1 + \nu) \cdot \sigma_{pl}}{E}. \quad (2.34)$$

Из соотношения между объемной деформацией и средним напряжением (2.31), (2.32), (2.34)

$$\varepsilon_0 = \frac{(1 - 2 \cdot \nu) \cdot (\sigma_k + \sigma_\theta + \sigma_\pi)}{3E} + \alpha \cdot T. \quad (2.35)$$

Опуская промежуточные выкладки, выражения для остаточных поперечных деформаций можно записать в виде (рис. 2.6)

$$\varepsilon_z^0 = -\frac{4 \cdot \sigma_{pl}}{E} + \frac{2 \cdot \nu \cdot \sigma_{pl}}{E} + (2 - \nu) \cdot \alpha \cdot T_1 \cdot \left(1 - \frac{r^2}{r_1^2}\right)^2; \quad 0 \leq r \leq r_{pl}. \quad (2.36)$$

Утолщение в зоне пятна

$$\Delta h = \varepsilon_z^0 \cdot h. \quad (2.37)$$

Общая толщина пластинки

$$h_t = (1 + \varepsilon_z^0) \cdot h. \quad (2.38)$$

На основании изложенного можно записать алгоритмы определения НДС пластин при воздействии точечным источником тепла:

- алгоритм ЛТВ-1 – нахождение распределения температуры при известных технологических параметрах нагревателей;
- алгоритм ЛТВ-2 – определение НДС в процессе нагрева и при остывании пластин при воздействии точечным источником тепла.

Вычисления по алгоритму ЛТВ-1 выполняют в такой последовательности.

1. Задаются технологическими параметрами нагревателей: мощностью источника тепла, распределением плотности источника тепла по пластине, а также теплофизическими характеристиками материала пластины.

2. По формуле (2.9) находят максимальную температуру нагрева.

3. По формуле (2.8) определяют распределение температуры в пластине в пределах круга радиуса r_1 .

Вычисления по алгоритму ЛТВ-2 производятся в такой последовательности.

1. Задаются температурой разогрева в центре пятна T или вычисляют ее по алгоритму ЛТВ-1 ($T_1 = T_{\max}$).

2. Находят распределение температуры в пределах зоны разогрева, а также радиус круга, в пределах которого температура уменьшается от T до нуля.

3. Используя условия (2.26), определяют радиус пластических деформаций в пятне r_{pl} по формуле (2.24).

4. По формулам (2.27) и (2.28) вычисляют радиальные и тангенциальные напряжения σ_r и σ_θ , возникающие в процессе нагрева.

5. Определяют ОН в пластине после остывания по формулам (2.29) и (2.30).

6. Вычисляют утолщения в центре пятна и общую толщину пластинки по формулам (2.37) и (2.38).

Вычисления по предлагаемым алгоритмам позволяют провести математическое моделирование процесса нагрева при предварительном напряжении ЛТВ и обосновать расчетом оптимальную температуру разогрева, при которой радиус пятна $r_0 \cong r_{pl}$.

2.3. Определение величин зон остаточных растягивающих напряжений в поясах и стенках сварных двутавровых элементов

Эпюры остаточных деформаций и напряжений принимаются идеализированными. Элемент двутаврового сечения условно расчленяется на составляющие полосы [10, 11, 51, 86 и др.]. Напряжения и деформации определяются, как в полосе, сваренной встык (пояса балки при наложении сварных швов), и в полосе с наплавленными валиками на кромки (стенка при наложении сварных швов и пояса при термических воздействиях по кромкам). Распределение деформаций и напряжений в поясах и стенке при наплавке сварных швов или других видах термических воздействий приведены на рис. 2.7. Полосы нагреваются той долей тепла, которая отводится при сварке балки в пояса и стенку.

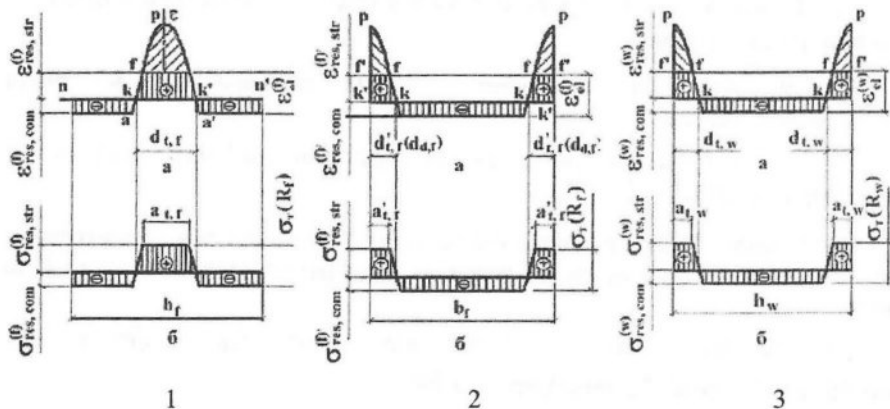


Рис. 2.7. Идеализированная схема распределения остаточных деформаций (а) и напряжений (б):

- 1 – в поясах при сварке поясных швов;
- 2 – в поясах при термических воздействиях на кромках;
- 3 – в стенке при сварке поясных швов

Как известно, удлинение, соответствующее пределу текучести стали, составляет 0,2 %. Чтобы в зоне шва после нагрева и остывания возникли остаточные напряжения, равные пределу текучести, металл должен удлиниться в процессе сварки на 0,4 %. При тепловом коэффициенте расширения стали $\alpha = 12 \cdot 10^{-6}$ для такого удлинения потребуется нагрев до температуры $T = 330^\circ \text{C}$. Полуширина изотермы y определяется из известного решения [10, 26, 101]:

$$T = \frac{0,484 \cdot q_p}{c \cdot \gamma \cdot t \cdot 2 \cdot y}, \text{ или } y = \frac{0,484 \cdot q_p}{c \cdot \gamma \cdot t \cdot 2 \cdot T}. \quad (2.39)$$

При сварке часть энергии сварки перераспределяется на пояса, а часть – на стенку. Формулы для определения коэффициентов перераспределения энергии, соответственно на пояса $K(f)$ и стенку $K(w)$, имеют вид:

$$K(f) = \frac{2 \cdot t_f}{2 \cdot t_f + t_w}; \quad (2.40)$$

$$K(w) = 1 - K(f). \quad (2.41)$$

Погонная энергия сварки зависит от величины катета сварного шва и определяется по формуле:

$$q_p = 15500 \cdot A_f; \quad (2.42)$$

где $A_f = 0,5 \cdot k_f^2$ – площадь сварного шва (k_f – катет сварного шва).

Площади зон ОРН, возникающих при сварке поясных швов, соответственно в поясах $A_{t, f}$ и стенке $A_{t, w}$, определяются по формулам (рис. 2.8, 2.9):

$$A_{t, f} = [2 \cdot (y_f + k_f) + t_w] \cdot t_f; \quad (2.43)$$

$$A_{t, w} = (y_w + k_f) \cdot t_w; \quad (2.44)$$

$$y_f = \frac{0,242 \cdot q_f}{c \cdot \varphi \cdot T \cdot t_f}; \quad (2.45)$$

$$q_f = q_p \cdot K(f); \quad (2.46)$$

$$y_w = \frac{0,484 \cdot q_w}{c \cdot \varphi \cdot T \cdot t_w}; \quad (2.47)$$

$$q_w = q_p \cdot K(w). \quad (2.48)$$

Площади зон ОРН, возникающих в процессе машинной газовой резки при раскрое заготовок поясных швов:

$$A'_{t, f} = (y'_f + a) \cdot t_f; \quad (2.49)$$

$$y'_f = \frac{0,121 \cdot q'_f}{c \cdot \varphi \cdot T \cdot t_f}; \quad (2.50)$$

$$q'_f = 15500 \cdot A'_f; \quad (2.51)$$

$$A'_f = a \cdot t_f; \quad (2.52)$$

$$T \geq \frac{2 \cdot R_s}{E_s \cdot \alpha_t}. \quad (2.53)$$

Ввиду того, что на стадии проектирования весьма сложно определить технологические параметры процесса сварки, была предложена методика определения площадей зон ОРН, основанная на использовании вышеприведенных формул (2.39) – (2.53). В результате были получены следующие зависимости для определения параметров НДС:

$$q_p = 15500 \cdot A_f; \quad (2.42)$$

где $A_f = 0,5 \cdot k_f^2$ – площадь сварного шва (k_f – катет сварного шва).

Площади зон ОРН, возникающих при сварке поясных швов, соответственно в поясах $A_{t, f}$ и стенке $A_{t, w}$, определяются по формулам (рис. 2.8, 2.9):

$$A_{t, f} = [2 \cdot (y_f + k_f) + t_w] \cdot t_f; \quad (2.43)$$

$$A_{t, w} = (y_w + k_f) \cdot t_w; \quad (2.44)$$

$$y_f = \frac{0,242 \cdot q_f}{c \cdot \varphi \cdot T \cdot t_f}; \quad (2.45)$$

$$q_f = q_p \cdot K(f); \quad (2.46)$$

$$y_w = \frac{0,484 \cdot q_w}{c \cdot \varphi \cdot T \cdot t_w}; \quad (2.47)$$

$$q_w = q_p \cdot K(w). \quad (2.48)$$

Площади зон ОРН, возникающих в процессе машинной газовой резки при раскрое заготовок поясных швов:

$$A'_{t, f} = (y'_f + a) \cdot t_f; \quad (2.49)$$

$$y'_f = \frac{0,121 \cdot q'_f}{c \cdot \varphi \cdot T \cdot t_f}; \quad (2.50)$$

$$q'_f = 15500 \cdot A'_f; \quad (2.51)$$

$$A'_f = a \cdot t_f; \quad (2.52)$$

$$T \geq \frac{2 \cdot R_s}{E_s \cdot \alpha_i}. \quad (2.53)$$

Ввиду того, что на стадии проектирования весьма сложно определить технологические параметры процесса сварки, была предложена методика определения площадей зон ОРН, основанная на использовании вышеприведенных формул (2.39) – (2.53). В результате были получены следующие зависимости для определения параметров НДС:

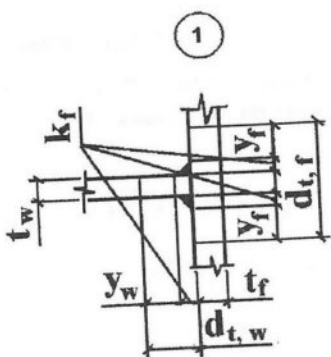
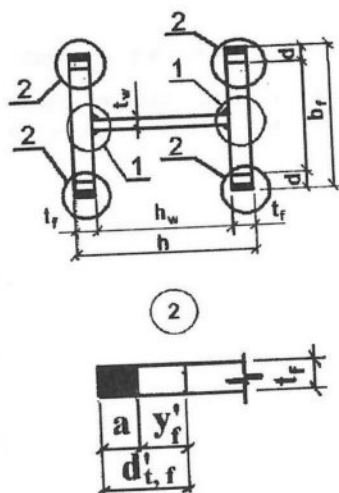


Рис. 2.8. К определению площадей зон ОРН после сварки поясных швов и наплавки швов на кромках

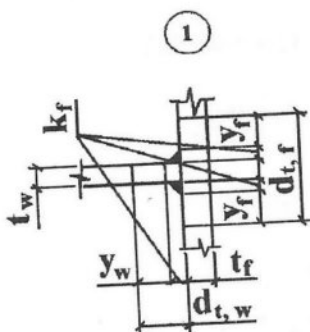
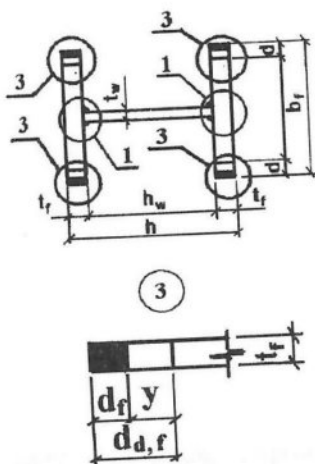


Рис. 2.9. К определению площадей ОРН после сварки поясных швов и разогрева кромок до температуры выше критической точки A_{C3}

— площадь и ширина зон ОРН, возникающих после сварки поясных швов, соответственно в поясах ($A_{t,f}$) и стенке ($A_{t,w}$) в районе сварного шва (см^2):

$$A_{t,f} = 10,28 \cdot K(f) \cdot (k_f + \delta)^2 + (2 \cdot k_f + t_w) \cdot t_f; \quad (2.54)$$

$$d_{t,f} = \frac{A_{t,f}}{t_f}; \quad (2.55)$$

$$A_{t,w} = 10,28 \cdot K(w) \cdot (k_f + \delta)^2 + k_f \cdot t_w; \quad (2.56)$$

$$d_{t,w} = \frac{A_{t,w}}{t_w}; \quad (2.57)$$

— площадь зон ОРН на кромках поясов, возникающих после машинной газовой резки при раскрое заготовок или наплавки сварного шва:

$$A'_{t,f} = 6,14 \cdot a \cdot t_f; \quad (2.58)$$

$$d'_{t,f} = \frac{A'_{t,f}}{t_f}; \quad (2.59)$$

— площадь зон ОРН при предварительном напряжении ЛТВ кромок поясов путем разогрева до температуры выше критической точки A_{C3} :

$$A_{d,f} = (3,32 \cdot 10^{-3} \cdot T_{l,t} + 1) \cdot d_{d,f} \cdot t_f; \quad (2.60)$$

$$d_{d,f} = \frac{A_{d,f}}{t_f}. \quad (2.61)$$

В формулах (2.39) – (2.61): t – толщина свариваемой пластины; k_f – катет сварного шва (см); a – ширина зоны термического разогрева до температуры плавления металла при машинной газовой резке или приведенная высота катета сварного шва ($a = k_f + \delta$) с учетом толщины проплавления основного металла (см); d_f – ширина зоны разогрева кромки пояса двутавра; $d_{t,f}$ – ширина зоны ОРН в поясах после наплавки поясных швов; $d_{t,w}$ – ширина зоны ОРН в стенке после наплавки поясных швов;

h_w , t_w , b_f , t_f – размеры поперечного сечения двутавра; δ – глубина проплавления основного металла (2...4 мм – при полуавтоматической и 3...6 мм – при ручной сварке); $d'_{t,f}$ – ширина зоны ОРН, возникающих на

кромках поясов после газовой резки или наплавки сварных швов; $d_{d,f}$ – ширина зоны ОРН, возникающих в поясах после разогрева кромок до температуры $T_{1,1}$ выше критической точки A_{C3} .

При решении ряда практических задач возникает необходимость в наплавке валика на полосу металла. Остаточное состояние после наплавки валика аналогично состоянию, возникающему в поясах при сварке поясных швов (рис. 2.7). Тогда площадь ОРН в зоне наплавки валика (рис. 2.10):

$$A_{f,p} = d_{f,p} \cdot t_p; \quad (2.62)$$

$$d_{f,p} = \frac{10,28 \cdot (k_f + \delta)^2}{t_p} + k_f. \quad (2.63)$$

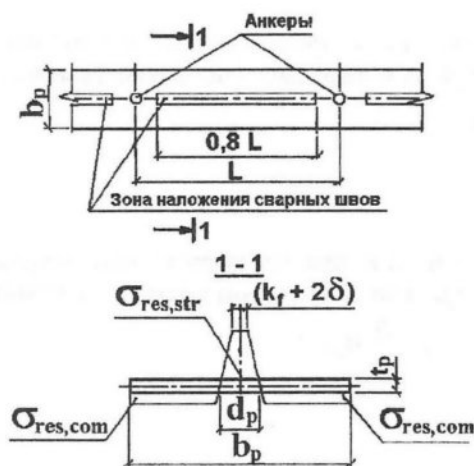


Рис. 2.10. Схема распределения напряжений по ширине полосы после наплавки валика

2.4 Остаточное напряженно-деформированное состояние в двутавровых элементах, возникающее после изготовления

В сечениях двутавровых элементов после изготовления возможно появление следующих идеализированных остаточных состояний.

1. Состояние I_c – возникает только после сварки поясных швов (рис. 2.11).

2. Состояние II_c – возникает после наплавки по кромкам или разогрева кромок поясов до температуры выше критической точки A_{C3} (рис. 2.12).

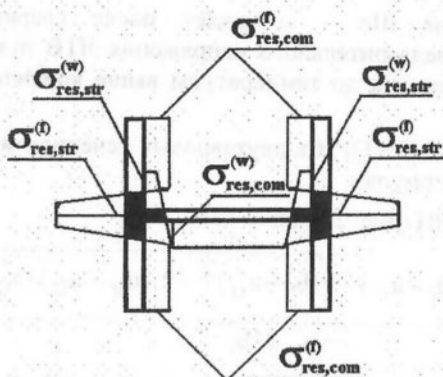


Рис. 2.11. Распределение остаточных напряжений в сварном двутавровом сечении после сварки поясных швов

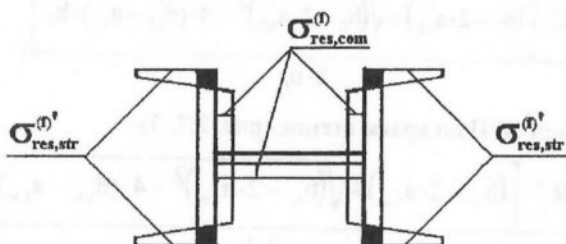


Рис. 2.12. Распределение остаточных напряжений в двутавровом сечении после наплавки валиков или прогрева кромок (остаточные напряжения вначале отсутствовали)

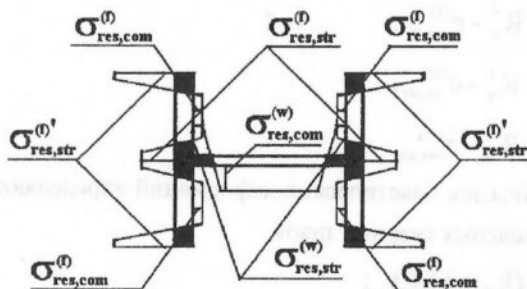


Рис. 2.13. Распределение остаточных напряжений в сварном двутавровом сечении после наплавки валиков или прогрева кромок

3. Состояние IIIc — возникает после сварки поясных швов и последующего предварительного напряжения ЛТВ путем наплавки сварных швов или разогрева их до температуры выше критической точки A_{C3} (рис. 2.13).

Величины ОСН и ОРН в двутавровых сечениях могут быть определены по следующим формулам:

— для зон ОРН (рис. 2.7, 1):

$$\sigma_{\text{res,str}}^{(f)} = \frac{R_y^f \cdot \left[(b_f - a_{t,f}) + \sqrt{(b_f - a_{t,f})^2 - 2 \cdot (d_{t,f} - a_{t,f}) \cdot b_f} \right]}{2 \cdot b_f}; \quad (2.64)$$

— для зон ОРН на кромках поясов (рис. 2.7, 2), при этом вследствие наплавки валика ширина пояса принимается большей на величину двух высот валиков

$$\sigma_{\text{res,str}}^{(f')} = \frac{R_y^f \cdot \left[(b_f - 2 \cdot a_{t,f}') + \sqrt{(b_f - 2 \cdot a_{t,f}')^2 - 4 \cdot (d_{t,f}' - a_{t,f}') \cdot b_f} \right]}{2 \cdot b_f}; \quad (2.65)$$

— для зон ОРН по краям стенок (рис. 2.7, 3):

$$\sigma_{\text{res,str}}^{(w)} = \frac{R_y^w \cdot \left[(h_w - 2 \cdot a_{t,w}) + \sqrt{(h_w - 2 \cdot a_{t,w})^2 - 4 \cdot (d_{t,w} - a_{t,w}) \cdot h_w} \right]}{2 \cdot h_w}; \quad (2.66)$$

где $d_{t,f}$ — определяется по формуле (2.55); $d_{t,w}$ — определяется по формуле (2.57); d_f — определяется по формуле (2.59) или (2.61).

Величина ОСН в поясах или стенке

$$\sigma_{\text{res,com}}^{(f)} = R_y^f - \sigma_{\text{res,str}}^{(f)}; \quad (2.67)$$

$$\sigma_{\text{res,com}}^{(f')} = R_y^f - \sigma_{\text{res,str}}^{(f')}; \quad (2.68)$$

$$\sigma_{\text{res,com}}^{(w)} = R_y^w - \sigma_{\text{res,str}}^{(w)}; \quad (2.69)$$

Величины зон пластических деформаций определяются по формулам:

— для поясных сварных швов

$$a_{t,f} = 2 \cdot (k_f + \delta) + t_w; \quad (2.70)$$

$$a_{t,w} = k_f + \delta; \quad (2.71)$$

— при наплавке валика на пластину

$$a_{f,p} = k_f + 2 \cdot \delta; \quad (2.72)$$

— при раскрое заготовок поясов или предварительном напряжении ЛТВ путем наплавки валиков по кромкам — см. экспликацию к формулам (2.39) — (2.61):

$$a'_{t,f} = k_f + \delta; \quad (2.73)$$

— при предварительном напряжении ЛТВ путем разогрева кромок до температуры выше критической точки A_{C3} — см. экспликацию к формулам (2.39) — (2.61):

$$a'_{t,f} = d_f. \quad (2.74)$$

Распределение ОН в элементе составного сечения или прокатном после наплавки валиков или прогрева кромок до температуры выше критической точки A_{C3} определяется с учетом наличия стенки (условно считается, что перед наплавкой ОН были равны нулю). Тогда:

$$\sigma_{res, str}^{(ff)} = \frac{R_f \cdot \left[b_p + \sqrt{b_p^2 - 4 \cdot a_p \cdot c_p} \right]}{2 \cdot a_p}; \quad (2.75)$$

$$a_p = 2 \cdot b_f \cdot t_f + h_w \cdot t_w; \quad (2.76)$$

$$b_p = (2 \cdot b_f \cdot t_f + h_w \cdot t_w - 4 \cdot a_f \cdot t_f); \quad (2.77)$$

$$c_p = 2 \cdot (d - a_f) \cdot t_f, \quad (2.78)$$

где d — ширина зоны ОРН на кромках ($d'_{t,f}$ или $d_{d,f}$)

Величина ОСН в поясах и стенке определяется по формуле (2.68).

Для определения остаточного состояния сварного двутаврового элемента необходимо просуммировать величины ОСН и ОРН в соответствующих зонах.

Для дальнейших расчетов целесообразно заменить полученные трапециидальные эпюры ОСН и ОРН прямоугольными. Тогда:

- для поясов в местах расположения поясных сварных швов (рис. 2.7, 1):

$$\sigma_{str}^{(f)} = \sigma_{res, str}^{(f)} \cdot \frac{(d_{t,f} + a_{t,f})}{2 \cdot d_{t,f}}; \quad (2.79)$$

$$\sigma_{com}^{(f)} = \sigma_{str}^{(f)} \cdot \frac{d_{t,f}}{(b_f - d_{t,f})}; \quad (2.80)$$

— для поясов в тех случаях, когда зоны ОРН расположены на кромках (рис. 2.7, 2):

$$\sigma_{str}^{(f)'} = \sigma_{res, str}^{(f)'} \cdot \frac{(d'_{t,f} + a'_{t,f})}{2 \cdot d'_{t,f}}; \quad (2.81)$$

$$\sigma_{com}^{(f)'} = \sigma_{str}^{(f)'} \cdot \frac{2 \cdot d'_{t,f}}{(b_f - 2 \cdot d'_{t,f})}; \quad (2.82)$$

— для стенок в местах поясных швов (рис. 2.7, 3):

$$\sigma_{str}^{(w)} = \sigma_{res, str}^{(w)} \cdot \frac{(d_{t,w} + a_{t,w})}{2 \cdot d_{t,w}}; \quad (2.83)$$

$$\sigma_{com}^{(w)} = \sigma_{str}^{(w)} \cdot \frac{2 \cdot d_{w,f}}{(b_f - 2 \cdot d_{w,f})}. \quad (2.84)$$

Величины ОСН ($\sigma_{res, com}$) и ОРН ($\sigma_{res, str}$) в полосе (рис. 2.10):

$$\sigma_{res, com} = \frac{R_y \cdot (d_p + k_f + 2 \cdot \delta)}{2 \cdot b_p}; \quad (2.85)$$

$$\sigma_{res, str} = R_p - \sigma_{res, com}. \quad (2.86)$$

Относительные деформации укорочения пластины вследствие обжатия

$$\varepsilon_{res, com} = \sigma_{res, com} / E_s, \quad (2.87)$$

где R_y , E_s — соответственно расчетное сопротивление и модуль упругости стали полосы.

Абсолютные деформации полосы на участке наплавки сварного шва с достаточной для практических целей точностью могут быть определены путем умножения относительной деформации сжатия $\varepsilon_{res, com}$ на длину участка наплавки валика.

Пример 1. Требуется определить ОНС сварной двутавровой колонны, возникающее во время изготовления. Сечение колонны: пояса — 160x8 мм, стенка — 200x6 мм, катет шва $k_f = 4$ мм, глубина проплавления основного металла $\delta = 2$ мм. Расчетное сопротивление стали поясов $R_f = 279$ МПа, стенки $R_w = 283$ МПа.

Коэффициенты перераспределения энергии соответственно на пояса $K(f)$ и стенку $K(w)$ определяются по формулам (2.40) и (2.41):

$$K(f) = \frac{2 \cdot t_f}{2 \cdot t_f + t_w} = \frac{2 \cdot 0,8}{2 \cdot 0,8 + 0,6} = 0,727;$$

$$K(w) = 1 - K(f) = 1 - 0,727 = 0,273.$$

Погонная энергия сварки определена по формуле (2.42):

$$A_f = 0,5 \cdot k_f^2 = 0,5 \cdot (0,4 + 0,2)^2 = 0,18 \text{ см}^2;$$

$$q_p = 15500 \cdot A_f = 15500 \cdot 0,18 = 2790 \text{ кал/см}.$$

Температура нагрева, при которой возникают пластические деформации, принята равной $T = 330 \text{ }^\circ\text{C}$. Проверяется условие (2.53):

$$T = 330 \text{ }^\circ\text{C} \geq \frac{2 \cdot R_s}{E_s \cdot \alpha_l} = \frac{2 \cdot 2830}{2,1 \cdot 10^6 \cdot 12 \cdot 10^{-6}} = 225 \text{ }^\circ\text{C}.$$

Условие выполняется.

Площади зон ОРН в поясах $A_{t, f}$ и стенке $A_{t, w}$, определенные по формулам (2.43) – (2.48):

$$A_{t, f} = [2 \cdot (y_f + k_f) + t_w] \cdot t_f = [2 \cdot (1,63 + 0,4) + 0,6] \cdot 0,8 = 3,73 \text{ см}^2;$$

$$A_{t, w} = (y_w + k_f) \cdot t_w = (1,63 + 0,4) \cdot 0,6 = 1,22 \text{ см}^2;$$

$$y_f = \frac{0,242 \cdot q_f}{c \cdot \varphi \cdot T \cdot t_f} = \frac{0,242 \cdot 2028}{1,14 \cdot 330 \cdot 0,8} = 1,63 \text{ см};$$

$$q_f = q_p \cdot K(f) = 2790 \cdot 0,727 = 2028 \text{ кал/см};$$

$$y_w = \frac{0,484 \cdot q_w}{c \cdot \varphi \cdot T \cdot t_w} = \frac{0,484 \cdot 762}{1,14 \cdot 330 \cdot 0,6} = 1,63 \text{ см};$$

$$q_w = q_p \cdot K(w) = 2790 \cdot 0,273 = 762 \text{ кал/см}.$$

Площади зон ОРН в поясах $A_{t, f}$ и стенке $A_{t, w}$, определенные по формулам (2.54) – (2.57):

$$\begin{aligned} A_{t, f} &= 10,28 \cdot K(f) \cdot (k_f + \delta)^2 + (2 \cdot k_f + t_w) \cdot t_f = \\ &= 10,28 \cdot 0,727 \cdot (0,4 + 0,2)^2 + (2 \cdot 0,4 + 0,6) \cdot 0,8 = 3,81 \text{ см}^2; \end{aligned}$$

$$d_{t, f} = \frac{A_{t, f}}{t_f} = \frac{3,81}{0,8} = 4,76 \text{ см};$$

$$\begin{aligned} A_{t, w} &= 10,28 \cdot K(w) \cdot (k_f + \delta)^2 + k_f \cdot t_w = \\ &= 10,28 \cdot 0,273 \cdot (0,4 + 0,2)^2 + 0,4 \cdot 0,6 = 1,25 \text{ см}^2; \end{aligned}$$

$$d_{t,w} = \frac{A_{t,w}}{t_w} = \frac{1,25}{0,6} = 2,08 \text{ см.}$$

Как следует из приведенных выше данных, площади зон ОРН, определенные по разным формулам, имеют практически одинаковые значения. Это дает возможность использовать упрощенные формулы (2.54) – (2.57) взамен более точных формул (2.43) – (2.48).

Величины зон пластических деформаций для поясных сварных швов, определенные по формулам (2.70) и (2.71):

$$a_{t,f} = 2 \cdot (k_f + \delta) + t_w = 2 \cdot (0,4 + 0,2) + 0,6 = 1,8 \text{ см;}$$

$$a_{t,w} = k_f + \delta = 0,4 + 0,2 = 0,6 \text{ см.}$$

Величины ОН:

– ОРН в поясах, определенные по формуле (2.64):

$$\begin{aligned} \sigma_{res,str}^{(f)} &= \frac{R_f \cdot \left[(b_f - a_{t,f}) + \sqrt{(b_f - a_{t,f})^2 - 2 \cdot (d_{t,f} - a_{t,f}) \cdot b_f} \right]}{2 \cdot b_f} = \\ &= \frac{279 \cdot \left[(16 - 1,8) + \sqrt{(16 - 1,8)^2 - 2 \cdot (4,76 - 1,8) \cdot 16} \right]}{2 \cdot 16} = 214 \text{ МПа;} \end{aligned}$$

– ОРН в стенке, определенные по формуле (2.66):

$$\begin{aligned} \sigma_{res,str}^{(w)} &= \frac{R_w \cdot \left[(h_w - 2 \cdot a_{t,w}) + \sqrt{(h_w - 2 \cdot a_{t,w})^2 - 4 \cdot (d_{t,w} - a_{t,w}) \cdot h_w} \right]}{2 \cdot h_w} = \\ &= \frac{283 \cdot \left[(20 - 2 \cdot 0,6) + \sqrt{(20 - 2 \cdot 0,6)^2 - 4 \cdot (2,08 - 0,6) \cdot 20} \right]}{2 \cdot 20} = 241 \text{ МПа;} \end{aligned}$$

– ОСН в поясах, определенные по формуле (2.67):

$$\sigma_{res,com}^{(f)} = R_f - \sigma_{res,str}^{(f)} = 279 - 214 = 65 \text{ МПа;}$$

– ОСН в стенке, определенные по формуле (2.69):

$$\sigma_{res,com}^{(w)} = R_w - \sigma_{res,str}^{(w)} = 283 - 241 = 42 \text{ МПа.}$$

Параметры прямоугольных (замененных) эпюр ОН:

– для поясов в районе поясных сварных швов, определенные по формулам (2.79) и (2.80):

$$\sigma_{str,1}^{(f)} = \sigma_{res,str}^{(f)} \cdot \frac{(d_{t,f} + a_{t,f})}{2 \cdot d_{t,f}} = 214 \cdot \frac{(4,76 + 1,8)}{2 \cdot 4,76} = 147 \text{ МПа};$$

$$\sigma_{com,1}^{(f)} = \sigma_{str}^{(f)} \cdot \frac{d_{t,f}}{(b_f - d_{t,f})} = 147 \cdot \frac{4,76}{(16 - 4,76)} = 62 \text{ МПа};$$

— для стенок в районе поясных швов, определенные по формулам (2.83) и (2.84):

$$\sigma_{str,1}^{(w)} = \sigma_{res,str}^{(w)} \cdot \frac{(d_{t,w} + a_{t,w})}{2 \cdot d_{t,w}} = 242 \cdot \frac{(2,08 + 0,6)}{2 \cdot 2,08} = 156 \text{ МПа};$$

$$\sigma_{com,1}^{(w)} = \sigma_{str}^{(w)} \cdot \frac{2 \cdot d_{t,w}}{(h_w - 2 \cdot d_{w,f})} = 156 \cdot \frac{2 \cdot 2,08}{(20 - 2 \cdot 2,08)} = 41 \text{ МПа}.$$

Эпюры ОН в сравнении с экспериментальными приведены на рис. 2.14.

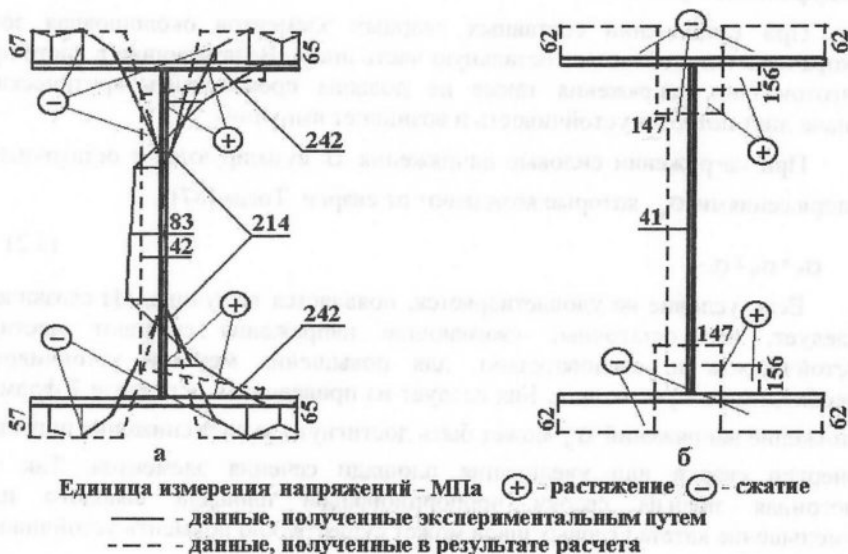


Рис. 2.14. Эпюры ОН в сечении сварной колонны:

а — экспериментальные и расчетные;

б — замененные прямоугольные

Как следует из этого рисунка, экспериментальное и расчетное ОНС практически совпали. Расхождения между величинами ОНС не превышают 5%, а ОРН — 12%. Учитывая, что на величины несущей способности в большей степени оказывают влияние величины ОНС, сделан вывод о достаточно высокой точности предложенной расчетной методики.

3. УСТОЙЧИВОСТЬ ПЛАСТИН С УЧЕТОМ ВЛИЯНИЯ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ

3.1. Общие положения. Понятие об эффективной высоте пластинки

Известно (см., например, [87, 88, 159, 181 и др.]), что для того, чтобы плоский сжатый лист длиной a шириной b и толщиной t не потерял устойчивость, необходимо, чтобы напряжения в нем σ при упругой работе материала не превосходили критической величины

$$\sigma \leq \sigma_u = \frac{k \cdot \pi \cdot E}{12 \cdot (1 - \nu^2)} \cdot \left(\frac{t}{b}\right)^2, \quad (3.1)$$

где k – коэффициент устойчивости пластин, учитывающий соотношение ширины b и длины a сжатого листа, а также схему приложения нагрузки; ν – коэффициент Пуассона.

При выполнении составных сварных элементов околошовная зона укорачивается и обжимает остальную часть листа. Возникающие в листе при изготовлении напряжения также не должны превосходить критических, иначе лист потеряет устойчивость и возникнет выпучина.

При нагружении силовые напряжения σ суммируются с остаточными напряжениями σ_n , которые возникают от сварки. Тогда [87]

$$\sigma_B + \sigma_n \leq \sigma_u. \quad (3.2)$$

Если условие не удовлетворяется, появляется выпучина. Из сказанного следует, что остаточные сжимающие напряжения снижают местную устойчивость и, следовательно, для повышения местной устойчивости необходимо их уменьшать. Как следует из приведенных в разделе 2 формул, снижение напряжений σ_n может быть достигнуто за счет снижения погонной энергии сварки или увеличения площади сечения элементов. Так как погонная энергия сварки пропорциональна площади сварного шва, уменьшение катета угловых швов может существенно повысить устойчивость стенок [87].

Менее эффективным средством повышения устойчивости является увеличение площади сечения элементов. В этом случае значительное увеличение толщины листа мало увеличивает общую устойчивость элемента, составленного из нескольких листов [87].

В соответствии с пунктом 7.3 СНиП II-23-81* [5] устойчивость стенок балок при выполнении условий прочности не требуется проверять, если условная гибкость стенки

$$\bar{\lambda}_w = \frac{h_{ef}}{t} \cdot \sqrt{\frac{R_y^w}{E}}, \quad (3.3)$$

не превышает значений:

3,5 – при отсутствии местного напряжения в балках с двухсторонними поясными швами;

3,2 – то же, в балках с односторонними поясными швами;

2,5 – при наличии местного напряжения в балках с двухсторонними поясными швами.

Расчетная высота стенки h_{ef} определяется в зависимости от типа балки (сварной из листов, на высокопрочных болтах, с поясами из тавров), а R_y^w – максимальные напряжения в верхней части стенки, равные расчетному сопротивлению стали стенки. Схема определения h_{ef} приведена на рис. 3.1.

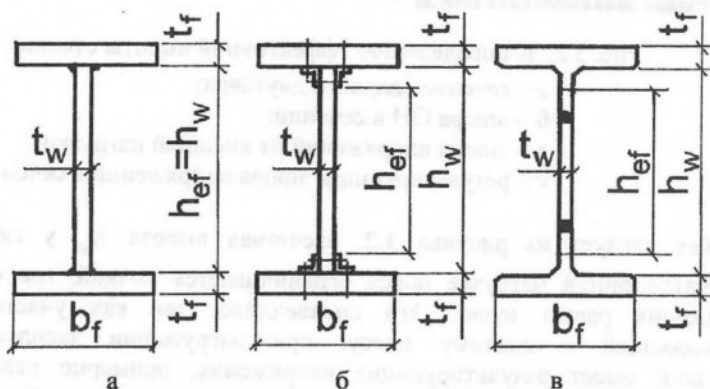


Рис. 3.1. Расчетная высота стенки составной балки:

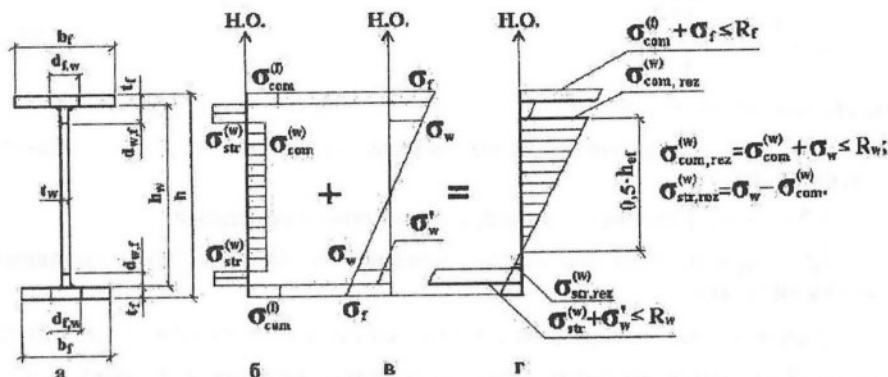
а – сварной;

б – клепаной;

в – с поясами из тавров

Величина h_{ef} для сжатых элементов принимается равной высоте стенки, так как в центральной части стенок сосредоточены ОСН, а ОРН компактно сосредоточены у поясов или ребер. Выполнение этого условия идет в запас устойчивости пластины.

Возникающие после изготовления балки вследствие наложения сварных швов ОН в поясах и стенке суммируются с напряжениями вследствие изгиба и дают результирующую эпюру напряжений (рис. 3.2).



Примечания.

1. Растягивающие напряжения в поясах в районе расположения сварных швов условно не показаны.
2. Напряжения справа от нейтральной оси сжимающие, условно принимаются со знаком "+", слева от нейтральной оси растягивающие, условно принимаются со знаком "-".

Рис. 3.2. К определению эффективной высоты стенки:

- а – сечение сварного двутавра;
- б – эпюра ОН в сечении;
- в – эпюра напряжений от внешней нагрузки;
- г – результирующая эпюра напряжений в сечении

Как следует из рисунка 3.2, расчетная высота h_{ef} у сжатого при эксплуатационной нагрузке пояса ограничивается точкой, где остаточные напряжения равны нулю. Это справедливо, так как участок стенки, примыкающий к сжатому поясу, при нагружении эксплуатационной нагрузкой имеет результирующие напряжения, примерно равные нулю. Напряжения в стенке на уровне этой точки в результирующей эпюре также имеют меньшие значения, чем $R_w (\sigma_w < R_w)$. Учитывая это важное обстоятельство, формулу для определения условной гибкости стенки, в соответствии с [228], можно записать в виде

$$\bar{\lambda}_w = \frac{h_{ef}}{t} \cdot \sqrt{\frac{\sigma_w}{E}}. \quad (3.4)$$

Таким образом, высота стенки при выполнении расчетов и проверок местной устойчивости должна обязательно назначаться с учетом величин зон ОН. Тогда:

$$h_{ef} = \frac{2 \cdot \sigma_{com, rez}^{(w)} \cdot (h_w - 2 \cdot d_{wf})}{\sigma_{com, rez}^{(w)} - \sigma_{str, rez}^{(w)}}, \quad (3.5)$$

где $\sigma_{\text{str,rez}}^{(w)}$ — результирующие напряжения в стенке, которые на границе растянутой зоны у нижнего (растянутого) пояса принимаются со знаком «-», если они растягивающие, и со знаком «+», если они сжимающие (рис. 3.2). Все остальные неизвестные определяются по рис. 3.2.

Игнорирование факта наличия ОНС может привести к переоценке возможностей проектируемого сечения: на стадии проектирования конструкции необходимо учитывать все возможные ограничения, чтобы во время эксплуатации не прибегать к дорогостоящему усилению. В отличие от терминологии СНиП II-23-81* [5] предложено эту высоту назвать эффективной.

3.2. Устойчивость пластин при упругой и неупругой работе материала

При решении задач устойчивости поясных и стеночных (для сжатых элементов) листов можно принять, что пластина нагружена равномерно распределенной нагрузкой интенсивности σ . Для стеночного листа, расположенного в зоне "чистого" изгиба, распределение напряжений по краям пластинки можно принять, с известными допущениями, в виде линейно изменяющихся от $(+\sigma)$ до $(-\sigma)$. Расчетная высота пластины может быть принята равной эффективной высоте, порядок определения которой изложен в подразделе 3.1.

Условия на контуре для поясных и стеночных листов могут быть приняты в зависимости от соотношения площадей стыкуемых элементов в виде упругого защемления одной или двух кромок и жесткого (шарнирного) защемления двух других.

Основное дифференциальное уравнение для прогиба пластинки W под действием сил, находящихся в ее срединной плоскости, записывается в виде [181]:

$$\frac{E \cdot I}{1 - \nu^2} \cdot \left(\frac{\partial^4 W}{\partial x^4} + 2 \frac{\partial^4 W}{\partial x^2 \cdot \partial y^2} + \frac{\partial^4 W}{\partial y^4} \right) + t \cdot (\sigma_x \frac{\partial^2 W}{\partial x^2} + \sigma_y \frac{\partial^2 W}{\partial y^2} + 2 \cdot \tau_{xy} \frac{\partial^2 W}{\partial x \cdot \partial y}) = 0, \quad (3.6)$$

где σ_x и σ_y — соответственно нормальные напряжения в направлении осей x и y (рис. 3.3); τ_{xy} — касательные напряжения в сечении, перпендикулярном к плоскости пластинки и параллельном оси x или y . Эти напряжения вызваны силами, действующими вдоль границы, и рассматриваются как заданные функции от x и y . При этом изменениями напряжений σ_x , σ_y и τ_{xy} при изгибе пренебрегают. Величина $I = t^3 / 12$ представляет собой момент инерции площади поперечного сечения полосы пластинки единичной ширины и толщины t .



Рис. 3.3. Расчетная схема пластинки

Если по контуру действуют только равномерно распределенные по двум краям сжимающие напряжения (рис. 3.3), напряжения σ_x будут постоянными, а σ_y и τ_{xy} равны нулю. Тогда дифференциальное уравнение (3.6) принимает вид

$$\frac{EI}{(1-\nu^2)} \cdot \left(\frac{\partial^4 W}{\partial x^4} + 2 \frac{\partial^4 W}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 W}{\partial y^4} \right) + \sigma_x \cdot t \cdot \frac{\partial^2 W}{\partial x^2} = 0. \quad (3.7)$$

Это уравнение является однородным дифференциальным уравнением и играет ту же роль в теории устойчивости пластинок, что и уравнение

$$EI \cdot \frac{\partial^2 y}{\partial x^2} + P \cdot y = 0$$

при сжатии стержней.

Решения W уравнения (3.7) существуют только при определенных значениях σ_u параметра σ_x .

Это решение описывает вид неустойчивой, криволинейной формы равновесия пластинки, соответствующей характеристическому значению σ_u . Если значение параметра σ_x отлично от характеристических значений, уравнение (3.7) удовлетворяется только при $W=0$. Допуская, что значение σ_x постепенно возрастает от нуля до наименьшего характеристического значения σ_x , можно прийти к состоянию, когда наряду с плоской формой равновесия $W=0$ возможна криволинейная, но неустойчивая форма

равновесия. Эта бифуркация состояния равновесия указывает на то, что критическое значение σ_x , т.е. критическая нагрузка, достигнуто [181]. Определение значения σ_u сводится к определению характеристических значений параметра σ_x в уравнении (3.7).

В настоящем виде это дифференциальное уравнение применимо только в пределах закона Гука и должно быть видоизменено для случая, когда σ_x превосходит предел пропорциональности.

В случае пластических деформаций уравнение (3.7) принимает вид [181]

$$D \cdot (\theta \cdot \frac{\partial^4 W}{\partial x^4} + 2 \cdot \sqrt{\theta} \cdot \frac{\partial^4 W}{\partial x^4 \cdot \partial y^4} + \frac{\partial^4 W}{\partial y^4}) + \sigma_x \cdot t \cdot \frac{\partial^4 W}{\partial x^2} = 0, \quad (3.8)$$

где $D = EI/(1-\nu)^2$ – цилиндрическая жесткость пластинки; $\theta = E_t/E$ – отношение касательного модуля к модулю упругости.

Граничные условия для уравнения (3.8) можно получить из условий опирания пластинки. С этой целью выражения для моментов и поперечных сил могут быть записаны с учетом коэффициентов θ и $\sqrt{\theta}$ следующим образом:

$$\left. \begin{aligned} M_x &= -D \cdot (\theta \cdot \frac{\partial^2 W}{\partial x^2} + \nu \cdot \sqrt{\theta} \cdot \frac{\partial^2 W}{\partial y^2}) \\ M_y &= -D \cdot (\nu \cdot \sqrt{\theta} \cdot \frac{\partial^2 W}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 W}{\partial y^2}) \\ M_{xy} &= -M_{yx} = D \cdot \sqrt{\theta} \cdot (1-\nu) \cdot \frac{\partial^2 W}{\partial x \cdot \partial y} \end{aligned} \right\}, \quad (3.9)$$

а для поперечных сил

$$\left. \begin{aligned} Q_x &= -D \cdot \frac{\partial}{\partial x} (\theta \cdot \frac{\partial^2 W}{\partial x^2} + \sqrt{\theta} \cdot \frac{\partial^2 W}{\partial y^2}) \\ Q_y &= -D \cdot \frac{\partial}{\partial y} (\sqrt{\theta} \cdot \frac{\partial^2 W}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 W}{\partial y^2}) \end{aligned} \right\}. \quad (3.10)$$

Решение уравнения (3.8) должно удовлетворять граничным условиям на всех четырех краях пластинки. Из условий свободного опирания на краях b прогиб W и моменты на краях $x=0$, $x=a$ равны нулю. Из уравнений (3.9):

$$W = 0,$$

$$M_x = D \cdot (\theta \cdot \frac{\partial^2 W}{\partial x^2} + \nu \cdot \sqrt{\theta} \cdot \frac{\partial^2 W}{\partial y^2}) = 0.$$

Так как, по предположению, края $x=0$, $x=a$ остаются прямыми, $\frac{\partial^2 W}{\partial y^2} = 0$, отсюда граничные условия будут:

$$W = 0; \quad \frac{\partial^2 W}{\partial y^2} = 0. \quad (3.11)$$

Численное решение уравнений (3.6), (3.7) или (3.8) может быть получено любым известным методом.

3.3. Местная устойчивость поясов и стенок составных двутавров

Потеря устойчивости стенок не всегда приводит к исчерпанию несущей способности всего элемента, и при достаточной жесткости поясов элемент может воспринимать даже увеличивающуюся нагрузку [247]. Иначе обстоит дело с поясными листами колонн и балок, находящимися в условиях одноосного равномерного сжатия. Выпучивание поясных листов со свободными свесами влечет за собой исчерпание несущей способности элемента в целом.

Все полученные ранее (см. подразделы 3.1 и 3.2) результаты относились к идеально плоским пластинам, нагруженным строго в срединной плоскости [181]. Влияние начального искривления пластинки, а также упругое защемление (т.е. одновременное деформирование как стенки, так и поясов) может привести к результатам, значительно отличающимся от полученных без учета этих факторов. По данным Б.М. Броуде [247], при величине стрелки начального искривления f_0 , не превышающей величины $0,3t$ и $1/300$ меньшей стороны пластинки (где t – толщина пластинки), последнюю можно рассчитывать без внесения изменений в метод проверки местной устойчивости.

Таким образом, для определения местной и общей устойчивости поясных и стеночных листов необходимо выполнить схематизацию геометрических параметров пластин, условий на контуре и действительного их напряженного состояния [181, 247].

1. Составной двутавр по длине разбивается на отсеки, т.е. участки стенки, ограниченные поясами и двумя смежными поперечными ребрами. При наличии продольных ребер жесткости отсек разделяется на отдельные пластинки.

2. Изгибающий момент принимается постоянным по длине отсека и равным:

– при отсутствии продольных ребер – моменту в середине отсека, если длина последнего меньше высоты, и среднему моменту по длине, равной высоте стенки в наиболее напряженной части отсека, превышающего высоту;

– при наличии продольных ребер – среднему моменту на длине, равной высоте пластинки, заключенной между сжатым поясом и ребром (в наиболее напряженной части отсека).

3. Касательные напряжения принимаются одинаковыми во всех точках одной пластинки и равными среднему (интегральному) значению напряжений в пределах одной пластины, т.е.:

$$\tau = \frac{Q}{t \cdot h}, \quad (3.12)$$

где Q – среднее значение поперечной силы в пределах отсека; h – полная высота стенки.

4. Предполагается, что при увеличении нагрузки напряжения возрастают, сохраняя постоянное отношение.

5. Соединение стеночного листа с поперечными ребрами жесткости принимается жестким или шарнирным (при малой толщине стенки).

6. Соединение поясных и стеночных листов принимается упруго защемленным, тогда критические напряжения [181, 247]

$$\sigma_u = k_i \cdot \frac{\pi^2 \cdot E}{12 \cdot (1 - \nu^2)} \cdot \left(\frac{t}{h_w} \right), \quad (3.13)$$

где k_i – коэффициент устойчивости пластины, зависящий от отношения сторон пластины μ , коэффициента защемления γ , а также от вида идеализированной эпюры нормальных напряжений в пластине (рис. 3.4). Параметры, входящие в формулу (3.13), определяются выражениями

$$\mu = \frac{a}{h_w}; \quad (3.14)$$

$$\gamma = \frac{C}{h_w \cdot D}; \quad (3.15)$$

$$D = \frac{E \cdot t_w^3}{12 \cdot (1 - \nu^2)}; \quad (3.16)$$

$$G = \frac{E}{2 \cdot (1 + \nu)}; \quad (3.17)$$

$$C = G \cdot I_k, \quad (3.18)$$

где a – продольная сторона отсека (см); h_w – полная или эффективная высота стенки (м); E, ν – модуль упругости (МПа) и коэффициент Пуассона; D – цилиндрическая жесткость пластины (КН·м); C – жесткость полки при кручении (КН·м²); I_k – крутильный момент инерции полки (м⁴).

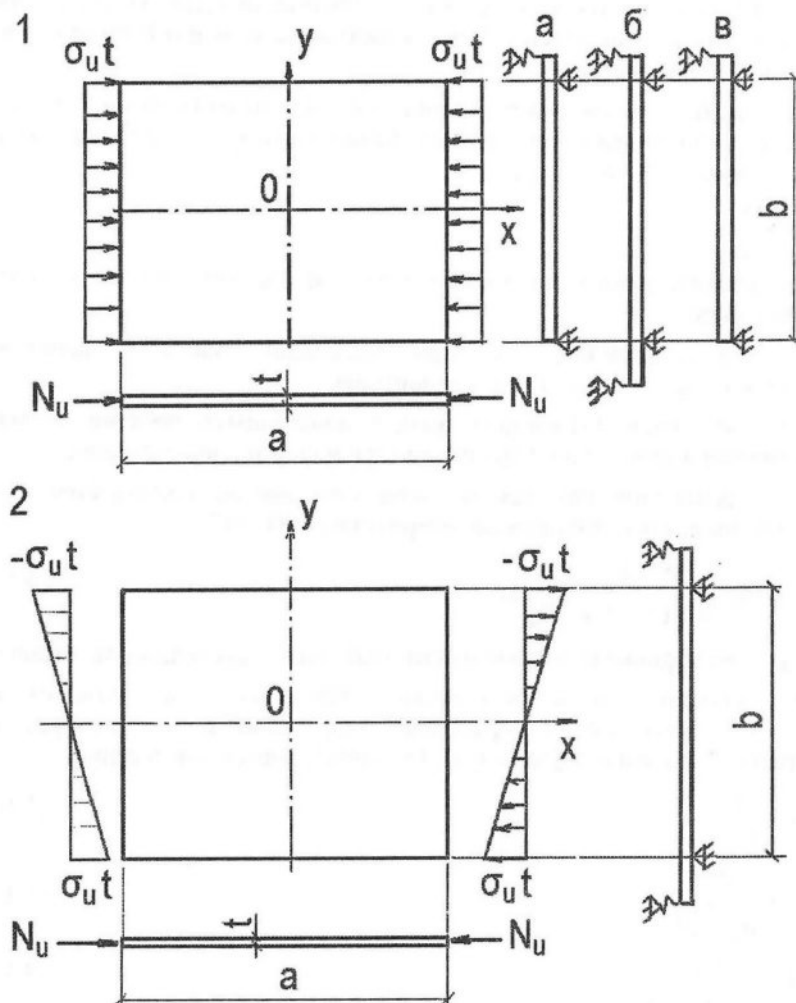


Рис. 3.4. Расчетные схемы поясных и стеночных листов:

1 – сжатых элементов:

а – с тремя свободно опертыми и одной упруго защемленной кромками;

б – с двумя свободно опертыми и двумя упруго защемленными кромками;

в – с двумя свободно опертыми, одной упруго защемленной и одной свободной кромками;

2 – изгибаемых элементов

Применение эффективной высоты стенки возможно в случае наличия ОН в сечении.

Величину крутильного момента инерции (в случае, если пояс выполнен из листа прямоугольного сечения) можно определить по формуле [247]:

$$I_k = \frac{(m - 0,63) \cdot t_f}{3}, \quad \text{или} \quad I_k = \alpha \cdot t_f^4, \quad (3.19)$$

где t_f – толщина пояса; α – коэффициент, зависящий от отношения $m = b_f / t_f$; b_f – ширина пояса.

Для других сечений величина крутильного момента инерции находится по известным формулам сопротивления материалов (табл. 17 [248]).

Значение коэффициента заделки можно определить по методике, изложенной в [95].

Численные значения коэффициентов k_i можно найти в справочной литературе (см., например, [181, 247–249 и др.]).

При достаточно мощных поясах и тонкой стенке соединение можно принять шарнирным, что значительно упростит решение задачи.

7. Расчетная схема поясного листа принимается в виде бесконечно длинной пластинки, шарнирно опертой по двум коротким сторонам и упруго защемленной или шарнирно опертой по одной длинной стороне. Четвертая сторона пластинки является свободной. Тогда критические напряжения:

$$\sigma_u = \frac{1,14 \cdot (1 - \nu)}{\pi^2} \cdot \left(\frac{100 \cdot t_f}{b_f} \right)^2. \quad (3.20)$$

Приравнявая критические напряжения пределу текучести, можно получить предельные отношения $m = b_f / t_f$.

Таким образом, вопросы устойчивости поясных и стеночных листов составных двутавров без учета ОН можно считать решенными с достаточной для практических целей точностью. Однако наличие ОН делает эту задачу трудно разрешимой в общем виде.

Как уже отмечалось, решение дифференциальных уравнений (3.6) и (3.7) существует только при определенных значениях σ_u . Это решение описывает вид неустойчивой криволинейной формы равновесия, соответствующей характеристическому значению σ_u . Если значение параметра σ_x отлично от характеристических значений, уравнения (3.6) и (3.7) удовлетворяются при $W=0$, т.е. налицо исследование устойчивости I рода.

Между тем, деформирование реальных поясных и стеночных листов происходит во всем диапазоне изменения нагрузок. Этому способствует

наличие начальных прогибов, эксцентриситетов приложения нагрузок, а также дефектов (явных или скрытых) конструкций. Поэтому требуется выполнение расчетов по деформированной схеме. Однако, ввиду сложности описания процесса деформирования при решении вышеприведенных задач, пришлось ограничиться исследованиями устойчивости пластин I рода (применение такого условия способствует запасу устойчивости пластин).

3.4. Повышение устойчивости пластин за счет оптимального расположения остаточных напряжений

ОНС в пластинах после ЛТВ можно определить, используя существующие вычислительные комплексы типа ЛИРА, SCAD, основанные на применении МКЭ. В качестве модели, описывающей регулирование ОНС путем ЛТВ, использована модель "обратных" температур [51]. Разность температур в зоне ЛТВ принималась такой, чтобы максимальные напряжения не превышали предела упругой работы стали.

Пластины в горизонтальном и вертикальном направлении разбивались на конечные элементы. Количество КЭ принималось минимально возможным для обеспечения требуемой точности расчета. Результаты расчетов приведены на рис. 3.5.

Полученные результаты расчетов были использованы при определении критических нагрузок для прямоугольных пластин, имеющих остаточное напряженное состояние разных видов. Методика определения критических нагрузок для пластин, сжатых в одной плоскости, и оценка влияния остаточного напряженного состояния приведены ниже.

Как отмечалось в подразделе 3.2, бифуркация состояния равновесия указывает на достижение критической нагрузки для пластины, т.е. критического значения σ_x .

При этом определение значения σ_u сводится к нахождению характеристических значений параметра σ_x в уравнении (3.7).

Численное решение уравнения (3.7) выполнялось методом конечных разностей. Область интегрирования разбивалась сеткой с регулярным шагом Δ_x , Δ_y соответственно по осям x и y таким образом, чтобы делящие прямые были параллельны осям координат (рис. 3.6). Значения прогибов в узлах пластин обозначены $W_{i,j}$, где i, j – нумерация узлов сетки в направлении соответственно x и y .

Приближенные значения производных функций прогибов W в узлах сетки с координатами (i, j) могут быть записаны через значения этих функций в узлах сетки по следующим формулам:

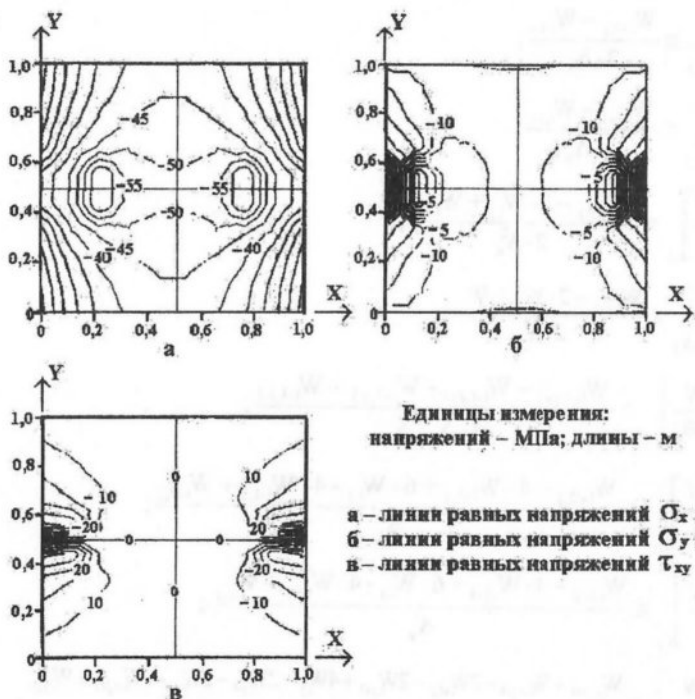


Рис. 3.5. Линии равных напряжений после регулирования ЛТВ

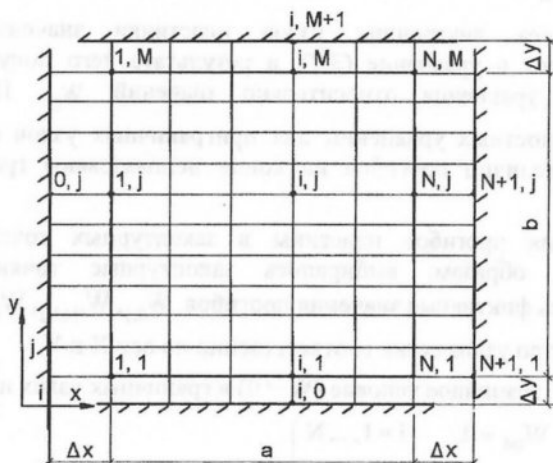


Рис. 3.6. К решению задачи устойчивости методом конечных разностей

$$\left[\frac{\partial W}{\partial x} \right]_{i,j} \cong \frac{W_{i+1,j} - W_{i-1,j}}{2 \cdot \Delta_x}; \quad (3.21)$$

$$\left[\frac{\partial W}{\partial y} \right]_{i,j} \cong \frac{W_{i,j+1} - W_{i,j-1}}{2 \cdot \Delta_y}; \quad (3.22)$$

$$\left[\frac{\partial^2 W}{\partial x^2} \right]_{i,j} \cong \frac{W_{i+1,j} - 2 \cdot W_{i,j} + W_{i-1,j}}{2 \cdot \Delta_x^2}; \quad (3.23)$$

$$\left[\frac{\partial^2 W}{\partial y^2} \right]_{i,j} \cong \frac{W_{i,j+1} - 2 \cdot W_{i,j} + W_{i,j-1}}{2 \cdot \Delta_y^2}; \quad (3.24)$$

$$\left[\frac{\partial^2 W}{\partial x \cdot \partial y} \right]_{i,j} \cong \frac{W_{i+1,j+1} - W_{i-1,j+1} - W_{i+1,j-1} + W_{i-1,j-1}}{4 \cdot \Delta_x \cdot \Delta_y}; \quad (3.25)$$

$$\left[\frac{\partial^4 W}{\partial x^4} \right]_{i,j} \cong \frac{W_{i+2,j} - 4 \cdot W_{i+1,j} + 6 \cdot W_{i,j} - 4 \cdot W_{i-1,j} + W_{i-2,j}}{\Delta_x^4}; \quad (3.26)$$

$$\left[\frac{\partial^4 W}{\partial y^4} \right]_{i,j} \cong \frac{W_{i,j+2} - 4 \cdot W_{i,j+1} + 6 \cdot W_{i,j} - 4 \cdot W_{i,j-1} + W_{i,j-2}}{\Delta_y^4}; \quad (3.27)$$

$$\left[\frac{\partial^4 W}{\partial x^2 \cdot \partial y^2} \right]_{i,j} \cong \frac{W_{i+1,j+1} + W_{i+1,j-1} - 2W_{i,j+1} - 2W_{i,j-1} + 4W_{i,j} - 2W_{i-1,j+1} - 2W_{i-1,j-1} + W_{i-1,j+1} + W_{i-1,j-1}}{\Delta_x^2 \cdot \Delta_y^2}; \quad (3.28)$$

где $W_{i,j}$, $W_{i-1,j}$ и т.д.— значения прогибов пластины в точках (i, j) , $(i-1, j)$ и т.д.

Для всех внутренних узлов пластинки значения производных подставляются в уравнение (3.7), в результате чего получаются конечно-разностные уравнения относительно значений $W_{i,j}$. При составлении конечно-разностных уравнений для приграничных узлов сетки в качестве известных величин прогибов на конце использованы граничные условия (3.11).

Значения прогибов пластины в законтурных точках определялись следующим образом: выбирались законтурные точки, для которых принимались фиктивные значения прогибов $W_{0,j}$, $W_{N+1,j}$, $W_{i,0}$, $W_{i,M+1}$, где N и M — количество узлов сетки соответственно по оси X и Y .

Первое граничное условие ($W = 0$) в граничных узлах имеет вид

$$\left. \begin{aligned} W_{i,1} = 0, \quad W_{i,M} = 0, \quad i = 1, \dots, N \\ W_{1,j} = 0, \quad W_{N,j} = 0, \quad j = 1, \dots, M \end{aligned} \right\} \quad (3.29)$$

При шарнирном опирании пластин изгибающие моменты на краях равны нулю, а значит, должно соблюдаться условие (3.11), т.е.

$$\frac{\partial^2 W}{\partial x^2} = 0, \quad \frac{\partial^2 W}{\partial y^2} = 0, \quad (3.30)$$

на соответствующих краях.

Подстановкой в формулы (3.23) и (3.24) соответствующих значений функций прогибов и с учетом условий (3.30) получены значения прогибов пластины в законтурных точках, т.е.

$$\left. \begin{aligned} W_{0,j} &= -W_{2,j}, & j &= 2, \dots, M-1 \\ W_{N+1,j} &= -W_{N-1,j}, & j &= 2, \dots, M-1 \\ W_{i,0} &= -W_{i,2}, & i &= 2, \dots, N-1 \\ W_{i,M+1} &= -W_{i,M-1}, & i &= 2, \dots, N-1 \end{aligned} \right\}. \quad (3.31)$$

Таким образом, на основании исходного дифференциального уравнения (3.6) получена замкнутая система линейных алгебраических уравнений относительно прогибов $W_{i,j}$ во внутренних узлах вида

$$\frac{D}{h} \cdot A_\delta \cdot \bar{W} + \{(\sigma_u + \sigma_x^0) \cdot B_x + 2 \cdot \tau_{xy}^0 \cdot B_{xy} + \sigma_y^0 \cdot B_y\} \bar{W} = 0, \quad (3.32)$$

где σ_x^0 , τ_{xy}^0 , σ_y^0 — значения ОН соответственно нормальных вдоль оси x , y и касательных в точке с координатами (i, j) ; A_δ — матрица дискретизации оператора Δ^2 ; B_x — матрица дискретизации производной $\frac{\partial^2}{\partial x^2}$; B_{xy} — матрица дискретизации производной $\frac{\partial^2}{\partial x \cdot \partial y}$; B_y — матрица дискретизации производной $\frac{\partial^2}{\partial y^2}$; σ_u — характеристическое значение критических нормальных напряжений; $\bar{W}$ — вектор значений прогибов во внутренних точках.

Уравнение (3.32) можно записать в виде

$$[C + \sigma_u \cdot B_x] \cdot \bar{W} = 0, \quad (3.33)$$

где C — матрица вида

$$C = \frac{D}{h} \cdot A_\delta + \sigma_x^0 \cdot B_x + \sigma_y^0 \cdot B_y + 2 \cdot \tau_{xy}^0 \cdot B_{xy}. \quad (3.34)$$

После обращения матрицы C и умножения уравнения (3.33) на C^{-1} и $\frac{1}{\sigma_u} = \lambda$, получено выражение

$$[\lambda \cdot E + C^{-1} \cdot B_x] \cdot \bar{W} = 0, \quad (3.35)$$

где E – единичная матрица.

Обозначив $C^{-1} \cdot B_x = -G$ и подставив $(-G)$ в уравнение (3.35), можно получить задачу на собственные значения, т.е.

$$G \cdot \bar{W} = \lambda \cdot \bar{W}. \quad (3.36)$$

Критическому (минимальному) напряжению σ_y соответствует максимальное собственное число $\lambda_{\max}$, численное значение которого определяется на ЭВМ с помощью стандартных программ.

Пример 2. Для тестирования разработанной методики, оценки НДС и погрешности были решены задачи на определение критических напряжений в прямоугольных пластинах, сжатых равномерно распределенной нагрузкой, приложенной к двум противоположным кромкам, в том числе и с ОН. Были приняты следующие модели:

- пластина без ОН (расчет выполнен для тестирования и оценки точности расчетной методики);
- пластина, растянутая вдоль оси Y ;
- пластина, подверженная регулированию ЛТВ (полосовой разогрев в центре пластины). НДС пластины показано на рис. 3.5;
- пластина, имеющая по контуру наплавленные сварные швы (стенка двутавровой колонны, ограниченная с двух сторон поясами, а с двух других – ребрами).

Распределение ОН определялось по методике, изложенной выше.

Все пластины приняты размерами 1×1 м, толщиной $0,01$ м.

После определения характеристических значений σ_u были найдены по формуле (3.1) значения коэффициентов устойчивости пластин. Так, для пластины без ОН значение коэффициента устойчивости $k=3,973$, а "точное" значение, определенное по соответствующим таблицам источников [247, 249 и др.], $k=4,000$, т.е. при 11 точках аппроксимации по осям x и y погрешность метода составила

$$\Delta = \frac{|4,000 - 3,973|}{4,000} \cdot 100\% = 0,63\%.$$

Точность метода, таким образом, достаточна для выполнения инженерных расчетов. При увеличении точек аппроксимации точность метода увеличивается.

Для пластины, растянутой вдоль оси Y усилием 36 МПа, значения коэффициента устойчивости $k=5,964$, т.е. в 1,491 раза выше, чем для пластины без ОН.

Для пластины с оптимальным ОНС, полученным после регулирования ЛТВ путем полосового разогрева в средней части, значения коэффициента устойчивости $k=7,387$, что в 1,847 раза больше, чем для пластин без ОН.

Как следует из представленных выше результатов, оптимальное ОНС, полученное после регулирования ЛТВ, способствует повышению устойчивости гибких пластин.

ОРН, возникающие в зоне поясных швов, вызывают появление уравнивающих ОСН в остальной части пластины и приводят к снижению устойчивости. С помощью методик определения величин ОН, приведенных в разделе 2, установлено, что величины ОСН равны 19,4 МПа. Эффективная высота стенки 1 м. Величина коэффициента устойчивости для такой пластины $k=3,294$, т.е. в 1,214 раза ниже, чем для пластины без ОН. Изложенное требует серьезного отношения к проблеме учета ОН при проектировании (в первую очередь, при компоновке сечений) сжатых и изгибаемых элементов.

4. ОСНОВНЫЕ ПОЛОЖЕНИЯ ПО РАСЧЕТУ И ПРИНЦИПЫ КОМПОНОВКИ СЕЧЕНИЙ ИЗГИБАЕМЫХ ЭЛЕМЕНТОВ С УЧЕТОМ ВЛИЯНИЯ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ

4.1. Общие положения по расчету изгибаемых элементов

Предложения, приведенные в настоящем разделе, разработаны, в основном, в соответствии с рекомендациями действующих нормативных документов [4, 5] и распространяются на расчет и проектирование изгибаемых элементов (одно- и многопролетных балок и балочных систем, в том числе и на упругих опорах) с сечениями из составных сварных двутавров, работающих в условиях ограниченной динамики и нормальных температур. Кроме того, даны предложения применительно к оценке местной устойчивости элементов и компоновке сечений.

Расчет на прочность элементов (кроме балок с гибкой стенкой, с перфорированной стенкой и подкрановых балок), изгибаемых в одной из главных плоскостей, в соответствии со СНиП II-23-83* [5] выполняется по формуле

$$\frac{M}{W_{n,min}} \leq R_y \cdot \gamma_c, \quad (4.1)$$

где $W_{n,min}$ — минимальное значение величины момента сопротивления сечения нетто.

Значения касательных напряжений τ в сечениях изгибаемых элементов должны удовлетворять условию

$$\tau = \frac{Q \cdot S}{I_t} \leq R_s \cdot \gamma_c. \quad (4.2)$$

Расчет на устойчивость балок двутаврового сечения, изгибаемых в плоскости стенки и удовлетворяющих требованиям п. 5.12 и 5.14* [5], выполняется по формуле

$$\frac{M}{\varphi_b \cdot W_c} \leq R_y \cdot \gamma_c, \quad (4.3)$$

где W_c — определяется для сжатого пояса; φ_b — коэффициент снижения расчетных сопротивлений при изгибно-крутильной форме потери устойчивости балок, определяемый по приложению 7* [5].

Устойчивость балок не требуется проверять:

а) при передаче нагрузки через сплошной жесткий настил, непрерывно опирающийся на сжатый пояс балки и надежно с ним связанный (плиты

железобетонные из тяжелого, легкого и ячеистого бетона, плоский и профилированный металлический настил, волнистую сталь и т. п.);

б) при отношении расчетной длины балки l_{ef} к ширине сжатого пояса b , не превышающем значений, определяемых по формулам таблицы 8* для балок симметричного двутаврового сечения и с более развитым сжатым поясом, для которых ширина растянутого пояса составляет не менее 0,75 ширины сжатого.

Анализируя рекомендуемую СНиП II-23-81* [5] методику, можно сделать следующие выводы.

1. Методики расчета изгибаемых элементов по предельным состояниям первой и второй групп основаны на традиционном подходе, принятом в сопротивлении материалов. Наличие ОН и их влияние на несущую способность и деформативность элементов не учитывается.

2. Расчет статически неопределимых изгибаемых и сжато-изгибаемых элементов необходимо выполнять по деформированной схеме с учетом возможного развития пластических деформаций как в элементах балки, так и в опорах.

Для расчета сжато-изгибаемых, в общем случае статически неопределимых элементов в дополнение к изложенным в подразделе 2.1 (п. 1-7) приняты такие расчетные предпосылки [228-230, 250, 251 и др.].

8. ОНС определяется по методике, изложенной в разд. 2.

9. Изгиб балки происходит в плоскости большей жесткости.

10. Зависимости между перемещениями точек оси балки и величинами кривизны сечений в этих точках выражаются уравнениями [250, 251]

$$y_i = y_1 + \varphi_1 \cdot L \cdot \frac{i-1}{n} + \frac{L^2}{6 \cdot n^2} \cdot [(3 \cdot i - 4) \cdot \kappa_1 + 6 \cdot \sum_{j=2}^{i-1} (i-j) \cdot \kappa_j + \kappa_i] + (\delta_1 - \delta_i); \quad (4.4)$$

$$\varphi_i = \varphi_1 + \frac{L}{2 \cdot n} \cdot (\kappa_1 + 2 \cdot \sum_{j=2}^{i-1} \kappa_j + \kappa_i), \quad (4.5)$$

где y_i – совместное перемещение i -й точки оси балки и i -й опоры (рис. 4.1), которое определяется как разность полного перемещения указанной точки балки и вынужденного перемещения опоры δ_i (для точек балки в пролете $\delta_i = 0$); κ_i – кривизна i -го сечения балки; φ_i – угол поворота i -го сечения балки; n – количество участков, на которые разбита длина балки L (при выборе числа участков следует учитывать, что точность повышается при $n \rightarrow \infty$. Для практических целей достаточно, если $n \geq \frac{L}{h}$, где h – высота балки);

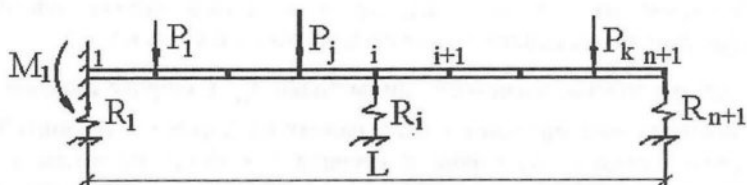


Рис. 4.1. Расчетная схема изгибаемой системы

11. Деформированное состояние сечений характеризуется кривизной κ . Значения величин кривизны сечений определяются по формулам:

$$\kappa_i = \frac{M_i}{B_i}; \quad (4.6)$$

$$M_i = M_1 + \frac{L^2}{n^2} \cdot \sum_{j=1}^{i-1} (i-j) \cdot R_j - M_{p,i}; \quad (4.7)$$

$$R_j = k_j \cdot y_j, \quad (4.8)$$

где κ_i , M_i , B_i – соответственно кривизна, изгибающий момент и жесткость в i -м сечении балки; R_j – реакция j -й опоры балки (при отсутствии опор в сечениях балки $R_j = 0$); y_j , k_j – соответственно совместное перемещение j -й точки балки с опорой и коэффициент жесткости j -й опоры; M_1 – изгибающий момент в первом сечении балки (при шарнирном опирании $M_1 = 0$); $M_{p,i}$ – изгибающий момент от внешней нагрузки;

12. Вводится понятие оптимальной прочности стали [228 и др.].

13. Эксплуатационная пригодность системы исчерпана, если:

а) разрушено хотя бы одно сечение элемента (в качестве критериев разрушения сечения рассматриваются достижение на сжатой фибре величин предельных деформаций, потеря местной устойчивости сжатого пояса или стенки элемента и т.п.);

б) достигнут максимум на кривой состояний [182, 198 и др.];

в) разрушена хотя бы одна опора балки;

г) прогибы и перемещения превысили предельные величины, оговоренные нормативными документами [4, 5, 252 и др.].

Величина изгибающего момента от внешней нагрузки ищется для всех сечений от сил, расположенных слева, по общим правилам строительной механики. В процессе расчетов они не изменяются, за исключением тех случаев, когда по условию задачи изменяется характер нагружения.

Как видно, для расчетов по предложенным формулам необходимо обладать информацией об изменении величин кривизны в сечениях по длине

элемента. Зависимости «момент–кривизна» определяются заранее по методике, изложенной в подразделе 4.2. Жесткостные характеристики опор определяются в первом приближении по известным методикам НИИСК, нормативных документов [234, 253, 254 и др.].

Подстановка уравнений (4.6)–(4.8) в (4.4) и (4.5) позволяет получить систему линейных алгебраических уравнений вида:

$$\left. \begin{aligned} & y_1 \cdot \left\{ \frac{L^4}{6 \cdot n^4} \cdot k_1 \cdot \left[\sum_{k=2}^{i-1} 6 \cdot \frac{(i-k) \cdot (k-1)}{B_k} + \frac{(i-1)}{B_i} \right] - 1 \right\} + \\ & + \frac{L^4}{6 \cdot n^4} \cdot \left\{ \sum_{j=2}^{i-1} y_j \cdot k_j \cdot \left[\sum_{k=j+1}^{i-1} 6 \cdot \frac{(i-k) \cdot (k-j)}{B_k} + \frac{(i-j)}{B_i} \right] \right\} + y_i - \\ & - \varphi_1 \cdot L_1 \cdot \frac{i-1}{n} + M_1 \cdot \left(\frac{L^2}{6 \cdot n^2} \right) \cdot \left[\frac{(3 \cdot i - 4)}{B_1} + 6 \cdot \sum_{j=2}^{i-1} \frac{i-j}{B_j} + \frac{1}{B_i} \right] = ; \\ & = (\delta_i - \delta_1), \quad (i = 2, \dots, n+1); \\ & \frac{L}{n} \cdot \sum_{i=1}^{n+1} y_i \cdot k_i = \bar{Y}; \\ & \left(\frac{L}{n} \right)^2 \cdot \sum_{i=1}^n (n-i+1) \cdot y_i \cdot k_i + M_1 - M_{n+1} = \bar{M}_{n+1}; \\ & \Phi(y, k, \delta, M_1, \varphi_1) = 0. \end{aligned} \right\} \quad (4.9)$$

В этих формулах: $\bar{Y}$ – сумма проекций всех сил на ось Y ; M_1 – изгибающий момент в сечении $i=1$ (при шарнирном опирании $M_1 = 0$); M_{n+1} – изгибающий момент в сечении $i=n+1$ (при шарнирном опирании $M_{n+1} = 0$); $\bar{M}_{n+1}$ – изгибающий момент в сечении $i=n+1$ от внешней нагрузки; $\Phi(y, k, \delta, M_1, \varphi_1) = 0$ – при отсутствии заделки в сечении $i=n+1$; φ_1 – угол поворота сечения $i=1$ (при жестком защемлении $\varphi_1 = 0$, при наличии заданного или прогнозируемого угла поворота $\varphi_1 = \theta_1$). Если в сечении $i=n+1$ расположена заделка, функция $\Phi(y, k, \delta, M_1, \varphi_1)$ имеет вид:

$$\begin{aligned} \Phi(y, k, \delta, M_1, \varphi_1) &= \left(\frac{L^3}{2 \cdot n^3} \right) \cdot \left\{ \sum_{j=1}^{n-1} y_j \cdot k_j \cdot \left[2 \cdot \sum_{k=j+1}^n \frac{(k-j)}{B_k} + \frac{n-j+1}{B_{n+1}} \right] + \frac{y_n \cdot k_n}{B_{n+1}} \right\} + \\ &+ M_1 \cdot \left(\frac{L}{2 \cdot n} \right) \cdot \left(\frac{1}{B_1} + 2 \cdot \sum_{j=2}^n \frac{1}{B_j} + \frac{1}{B_{n+1}} \right) - \left(\frac{L}{2 \cdot n} \right) \cdot \left(\frac{M_{p,1}}{B_1} + 2 \cdot \sum_{j=2}^n \frac{M_{p,j}}{B_j} + \frac{M_{p,n+1}}{B_{n+1}} \right) = \\ &= \theta_{n+1}, \end{aligned} \quad (4.10)$$

где θ_{n+1} – заданный (прогнозируемый) угол поворота $i=n+1$ сечения.

Расчеты по определению несущей способности и прогнозу ресурса выполняются как для эксплуатируемых, так и для проектируемых конструкций.

Для конструкций, находящихся в эксплуатации, устанавливаются параметры технического состояния (геометрические размеры, армирование, прочностные и деформативные характеристики материалов, схемы действующих нагрузок, реальные прогибы и перемещения и т.п.). На основании собранных материалов определяются зависимости «момент-кривизна», обосновывается возможность разрушения или потери местной устойчивости поясов или стенок балок вследствие износа. При наличии данных (в том числе и прогнозных) о характере деградации материала (изменении физико-механических характеристик, коррозии и т.п.) находят зависимости «момент–кривизна» для определенных моментов времени с учетом деградации.

В связи с неопределенностью входящих в формулы (4.9) и (4.10) величин жесткостей сечений и опор задача решается итерационным путем по следующему алгоритму.

1. Задаются исходными данными: параметрами сечения, схемой приложения нагрузки, характеристиками материалов и т.п.

2. Определяют зависимости «момент–кривизна» для сечений и жесткостные характеристики опор. На первом этапе задаются упругими жесткостными характеристиками сечений и опор.

3. Формируют и решают систему уравнений (4.9) и (4.10).

4. По результатам выполненных расчетов уточняют величины действующих усилий и жесткостные характеристики сечений и опор.

5. Расчет по п.п. 3–4 продолжают до тех пор, пока для двух смежных итераций расчета распределение жесткостей и величин кривизны определятся с достаточной для практических целей точностью.

6. При наличии информации о деформировании конструкции, находящейся в эксплуатации, последовательно уточняя жесткостные характеристики опор, добиваются соответствия реальной конструкции и модели. Оценивают состояние конструкции, полученное по результатам расчета. При наличии данных о прогнозе деградации материала и/или развития осадок основания выполняют расчет на прогнозные воздействия.

7. Расчеты по п.п. 3–6 производят до тех пор, пока не выполнится хотя бы один из критериев исчерпания несущей способности. На основании выполненных расчетов делают выводы о ресурсе конструкции, необходимости усиления или замены как отдельных элементов, так и балки в целом.

Проектируемые конструкции рассчитываются по предложенной выше расчетной схеме с той разницей, что в процессе расчета имеется возможность

моделировать деградацию элемента и уже на стадии проектирования внести соответствующие коррективы (подобрать сечения элементов с запасом, предусмотреть защитные мероприятия и т.п.).

Общее решение справедливо при любых сочетаниях поперечной нагрузки и условиях на контакте и концах балки.

4.2. Зависимость «момент – кривизна» стальных балок при наличии остаточных напряжений

Как известно, величины кривизны сечений зависят от распределения изгибающих моментов по длине балки. Кроме того, собственно кривизна является функцией внутренних усилий и деформаций в сечении.

Связь между внутренними усилиями в расчетном сечении и внешними силами может быть установлена при рассмотрении условий равновесия, т.е. $\sum X = 0$ и $\sum M_0 = 0$, где $\sum X = 0$ – сумма проекций всех внутренних и внешних сил на продольную ось X ; $\sum M_0 = 0$ – сумма моментов всех сил относительно нейтральной оси (рис. 4.2).

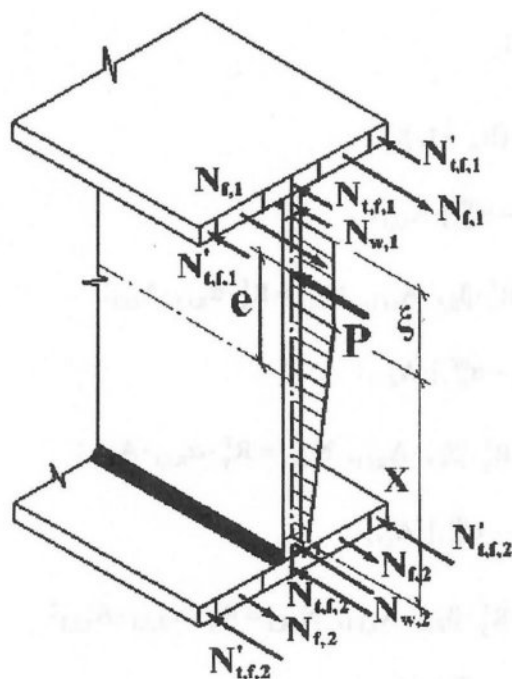


Рис. 4.2. Схема действующих усилий в сечении изгибаемого элемента

Тогда для всех форм равновесия из первого ($\sum X = 0$) и второго ($\sum M_0 = 0$) условий можно записать выражения для определения внешних продольных и действующих внутренних усилий в двутавровом сечении

$$2 \cdot (N'_{t,f,1} + N_{d,f,1}) + N_{t,f,1} + 2 \cdot (N'_{t,f,2} + N_{d,f,2}) + N_{t,f,2} + (N_{f,1} + N_{f,2}) + \\ + (N_{w,1} + N_{w,2}) + \frac{\sigma_{w,1} - \sigma_{w,2}}{2} \cdot t_w \cdot X + (\sigma_{w,1} - \sigma_{w,2}) \cdot t_w \cdot \xi + \\ + \sigma_{w,2} \cdot (h_w - 2 \cdot d_{t,w}) = P; \quad (4.11)$$

$$M = [2 \cdot (N'_{t,f,1} + N_{d,f,1}) + N_{t,f,1} - 2 \cdot (N'_{t,f,2} + N_{d,f,2}) - N_{t,f,2} + \\ + (N_{f,1} - N_{f,2})] \cdot (h_w + t_f) / 2 + (N_{w,1} - N_{w,2}) \cdot (h_w - 2 \cdot d_{t,w}) / 2 + \\ + (\sigma_{w,1} - \sigma_{w,2}) \cdot t_w \cdot \xi \cdot [(h_w - 2 \cdot d_{t,w}) / 2 - \xi / 2] + \\ + \frac{\sigma_{w,1} - \sigma_{w,2}}{2} \cdot t_w \cdot X \cdot [(h_w - 2 \cdot d_{t,w}) / 2 - \xi - X / 3]; \quad (4.12)$$

В этих формулах:

$$\varepsilon_{1,2} = \varepsilon_1 + \frac{\sigma_{\text{сост}}^{(f)}}{E_f}; \quad (4.13)$$

$$\varepsilon_{2,2} = \varepsilon_{1,2} - \kappa \cdot (h_w + t_f); \quad (4.14)$$

$$N'_{t,f,1} = [\varepsilon_{1,2} \cdot E_f - \sigma_{\text{стр},1}^{(f)}] \cdot A'_{t,f,1}; \quad (4.15)$$

$$\text{если } N'_{t,f,1} > R_y^f \cdot \beta_{R,f} \cdot A'_{t,f,1}, \quad N_{t,f,1} = R_y^f \cdot \alpha_{R,f,1} \cdot A'_{t,f,1};$$

$$N_{d,f,1} = [\varepsilon_{1,2} \cdot E_f - \sigma_{\text{стр},1}^{(f)}] \cdot A_{d,f,1}; \quad (4.16)$$

$$\text{если } N_{d,f,1} > R_y^f \cdot \beta_{R,f} \cdot A_{d,f,1}, \quad N_{d,f,1} = R_y^f \cdot \alpha_{R,f,1} \cdot A_{d,f,1};$$

$$N_{t,f,1} = [\varepsilon_{1,2} \cdot E_f - \sigma_{\text{стр},1}^{(f)}] \cdot A_{t,f,1}; \quad (4.17)$$

$$\text{если } N_{t,f,1} > R_y^f \cdot \beta_{R,f} \cdot A_{t,f,1}, \quad N_{t,f,1} = R_y^f \cdot \alpha_{R,f,1} \cdot A_{t,f,1};$$

$$N'_{t,f,2} = [\varepsilon_{2,2} \cdot E_f - \sigma_{\text{стр},2}^{(f)}] \cdot A'_{t,f,2}; \quad (4.18)$$

$$\text{если } N'_{t,f,2} > R_y^f \cdot \beta_{R,f} \cdot A'_{t,f,2}, \quad N_{t,f,2} = R_y^f \cdot \alpha_{R,f,2} \cdot A'_{t,f,2};$$

$$N_{d,f,2} = [\varepsilon_{2,2} \cdot E_f - \sigma_{str,2}^{(f)}] \cdot A'_{t,f,2}; \quad (4.19)$$

$$\text{если } N_{d,f,2} > R_y^f \cdot \beta_{R,f} \cdot A_{d,f,2}, \quad N_{d,f,2} = R_y^f \cdot \alpha_{R,f,2} \cdot A_{d,f,2};$$

$$N_{t,f,2} = [\varepsilon_{2,2} \cdot E_f - \sigma_{str,2}^{(f)}] \cdot A_{t,f,2}; \quad (4.20)$$

$$\text{если } N_{t,f,2} > R_y^f \cdot \beta_{R,f} \cdot A_{t,f,2}, \quad N_{t,f,2} = R_y^f \cdot \alpha_{R,f,2} \cdot A_{t,f,2};$$

$$N_{f,1} = \varepsilon_{1,2} \cdot E_f \cdot (b_{f,1} \cdot t_{f,1} - 2 \cdot A'_{t,f,1} - 2 \cdot A_{d,f} - A_{t,f}); \quad (4.21)$$

$$\text{если } N_{f,1} > R_y^f \cdot \beta_{R,f} \cdot (b_{f,1} \cdot t_{f,1} - 2 \cdot A'_{t,f,1} - 2 \cdot A_{d,f} - A_{t,f,1});$$

$$N_{f,1} = R_y^f \cdot \alpha_{R,f,1} \cdot (b_{f,1} \cdot t_{f,1} - 2 \cdot A'_{t,f,1} - 2 \cdot A_{d,f} - A_{t,f});$$

$$N_{f,2} = \varepsilon_{2,2} \cdot E_f \cdot (b_{f,2} \cdot t_{f,2} - 2 \cdot A'_{t,f,2} - 2 \cdot A_{d,f,2} - A_{t,f,2}); \quad (4.22)$$

$$\text{если } N_{f,2} > R_y^f \cdot \beta_{R,f} \cdot (b_{f,2} \cdot t_{f,2} - 2 \cdot A'_{t,f,2} - 2 \cdot A_{d,f,2} - A_{t,f,2});$$

$$N_{f,2} = R_y^f \cdot \alpha_{R,f,2} \cdot (b_{f,2} \cdot t_{f,2} - 2 \cdot A'_{t,f,2} - 2 \cdot A_{d,f,2} - A_{t,f,2});$$

$$N_{w,1} = [\varepsilon_{1,2} \cdot E_w - \kappa \cdot \frac{(t_f + d_{t,w})}{2} \cdot E_w - \sigma_{str,1}^{(w)}] \cdot A_{t,w}; \quad (4.23)$$

$$\text{если } N_{w,1} > R_y^w \cdot \beta_{R,w} \cdot A_{t,w}, \quad N_{w,1} = R_y^w \cdot \alpha_{R,w,1} \cdot A_{t,w};$$

$$N_{w,2} = [\varepsilon_{2,2} \cdot E_w - \kappa \cdot \frac{(t_f + d_{t,w})}{2} \cdot E_w - \sigma_{str,2}^{(w)}] \cdot A_{t,w}; \quad (4.24)$$

$$\text{если } N_{w,2} > R_y^w \cdot \beta_{R,w} \cdot A_{t,w}, \quad N_{w,2} = R_y^w \cdot \alpha_{R,w,2} \cdot A_{t,w};$$

$$\sigma_{w,1} = [\varepsilon_{1,2} - \kappa \cdot \frac{(t_f + d_{t,w})}{2}] \cdot E_w; \quad (4.25)$$

$$\sigma_{w,2} = [\varepsilon_{2,2} + \kappa \cdot \frac{(t_f + d_{t,w})}{2}] \cdot E_w; \quad (4.26)$$

$$X = X_1 - X_2; \quad (4.27)$$

$$X_1 = \frac{\sigma_{w,1}}{E_w \cdot \kappa}; \quad (4.28)$$

$$X_2 = \frac{\sigma_{w,2}}{E_w \cdot \kappa}; \quad (4.29)$$

$$\xi = \{[\varepsilon_{1,2} - \frac{(t_f + 2 \cdot d_{t,w}) \cdot \kappa}{2}] \cdot \frac{E_w}{R_y^w} - 1\} \cdot X_1, \quad (4.30)$$

где: параметры с индексом 1 (2) – параметры НДС, относящиеся к сжатому (растянутому) поясу или участку стенки; величины ОСН и ОРН определяются по формулам (2.79)–(2.84).

Величины коэффициентов $\beta_{r,w}(\beta_{r,f})$ и $\alpha_{r,w,i}(\alpha_{r,f,i})$ определяются в зависимости от принятой диаграммы работы материала [212]:

– если принята диаграмма Прандтля (см. рис. 2.2, кривая 1):

$$\beta_{r,w}(\beta_{r,f}) = 1; \quad \alpha_{r,w,i}(\alpha_{r,f,i}) = 1; \quad (4.31)$$

– если принята унифицированная диаграмма (см. рис. 2.2, кривая 2):

$$\beta_{r,w}(\beta_{r,f}) = 0,8; \quad \alpha_{r,w,i}(\alpha_{r,f,i}) = 0,286 + 0,84 \cdot (\varepsilon_s / \varepsilon_{cl}) - 0,247 \cdot (\varepsilon_s / \varepsilon_{cl})^2, \quad (4.32)$$

где ε_s – относительная деформация на соответствующем участке.

Решение задачи определения НДС изгибаемых и сжато-изгибаемых элементов в явном виде невозможно в силу наличия большого количества неизвестных, чем уравнений равновесия.

Задача решается итерационным путем по алгоритму ИЗГИБ в такой последовательности.

1. Задаются геометрическими и технологическими параметрами элемента (размерами сечения, катетом поясного шва, наличием наплавки валика или прогрева кромок), прочностными и деформативными характеристиками материалов поясов и стенки, условиями на концах.

2. Определяют ОНС по методике, изложенной в подразделе 2.4.

3. Задаются начальным значением радиуса кривизны наиболее нагруженного сечения ρ_0 и начальным шагом по радиусу кривизны $\Delta\rho$.

4. Задаются начальным значением фибровой деформации ε_1 в центре тяжести толщины верхнего (сжатого) пояса и начальным шагом по деформациям $\Delta\varepsilon$.

5. Последовательно изменяя величину фибровой деформации ε_1 при заданном радиусе кривизны ρ_0 , определяют величину продольного усилия P по формуле (4.11) и др. При этом $P \neq 0$, если рассчитывается рамный стержень, и $P = 0$ во всех остальных случаях.

6. По формуле (4.12) определяют величину изгибающего момента.

7. Изменяют радиус кривизны

$$\rho_{j+1} = \rho_j - \Delta\rho \quad (4.33)$$

и продолжают расчет по п.п. 4–6.

8. Расчеты по п.п. 4–7 производят до тех пор, пока не выполнится хотя бы один из критериев исчерпания несущей способности.

Полученные в результате расчета данные (кривизны κ_i и соответствующие им величины изгибающих моментов M_i) используют для построения графиков, позволяющих наглядно представить картину деформирования изгибаемого элемента и получить аналитические зависимости «момент–кривизна».

Влияние ОСН в поясах при расчете изгибаемых элементов в первом приближении можно учесть введением поправочного коэффициента

$$\gamma_{\text{res, str}} = 1 - 0,15 \cdot k_f / t_w. \quad (4.34)$$

Тогда формула (4.3) с учетом влияния ОСН, обусловленных сваркой поясных швов, запишется в виде

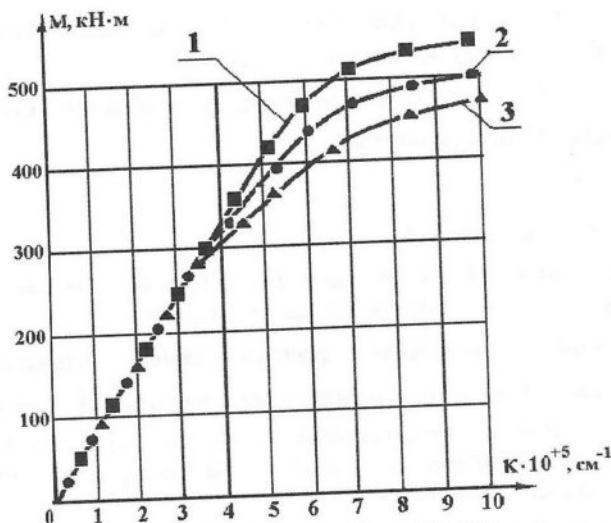
$$\frac{M}{\varphi_b \cdot \gamma_{\text{res, str}} \cdot W_c} \leq R_y \cdot \gamma_c. \quad (4.35)$$

Формулу (4.35) рекомендуется использовать при компоновке сечения балки. Исключение отрицательного влияния ОН возможно регулированием ОНС ЛТВ путем наплавки валиков по кромкам или прогрева кромок сжатого пояса, в том числе и на части длины.

По данному алгоритму можно построить зависимость «момент–кривизна» и для элемента без ОН: для этого достаточно принять величины всех зон ОРН равными нулю.

Пример 3. С применением разработанного алгоритма определены зависимости «момент–кривизна» для сечений сварных балок 50Б1–С по ТУ ИЭС-001-91 (рис. 4.3). Предел текучести стали при расчетах был принят равным 300 МПа. Расчет выполнен для установления степени влияния ОН на параметры диаграммы «момент–кривизна».

Зависимости «момент–кривизна» определялись для балок без ОН (№1) и с разными катетами поясных швов (разной энергией сварки и разным уровнем ОН) соответственно 6 мм (балка №2) и 10 мм (балка №3).



Зависимости "М-К" для балок 50Б1-С:
 1 - без учета влияния остаточных напряжений;
 2 - с катетом поясного шва 6 мм;
 3 - с катетом поясного шва 10 мм

Рис. 4.3. Зависимости «момент–кривизна» («М–к») для сварных балок

Как следует из рис. 4.3, на начальных этапах нагружения, когда напряжения в сжатых элементах не достигли величин, соизмеримых с пределом текучести, зависимости «момент–кривизна» для всех балок похожи. Начиная с уровня примерно $0,8 \cdot M_{\text{max}}$ начинало сказываться влияние ОСН в поясах, т.е. происходило развитие пластических деформаций; при этом зависимости «М–к» для балок с поясными швами (№ 2 и № 3) становились более пологими. Снижение величины предельного момента для балки № 3 в сравнении с балкой № 1 составило примерно 16%.

Расхождения в результатах расчета объясняются наличием и величиной ОСН. Так, для балки № 2 величины ОСН в поясах составили 85 МПа, а в

стенке – 30 МПа. Для балки № 3 величины ОСН в поясах и стенке составили соответственно 161 МПа и 63 МПа.

4.3. Принципы компоновки составных сечений изгибаемых элементов из сталей различных марок

Компоновка сечений изгибаемых элементов начинается с определения расчетной высоты сечения. Такой высотой может быть наибольшая высота h_{opt} , получаемая из условий прочности (в большинстве случаев диктуется экономическими соображениями), или минимальная высота h_{min} , которая обеспечивает необходимую жесткость при полном использовании несущей способности материала [228 и др.].

Приравнявая $h_{opt} = h_{min}$ и решая уравнения прочности и деформативности относительно R_y , можно получить оптимальную прочность стали R_{opt} [228 и др.], т.е. уже на стадии проектирования решать задачу о выборе марки стали оптимальной прочности.

Опыт проектирования свидетельствует, что применение сталей высокой прочности сдерживается ограничениями по деформативности. Из этой ситуации есть два выхода:

- создание предварительного выгиба конструкции на стадии раскроя поясных и стеночных листов;
- создание предварительного выгиба за счет предварительного напряжения.

Предварительный выгиб на стадии раскроя не совсем технологичен при массовом выпуске изделий, так как требует применения раскроя листов по заданным кривым и приводит к неоправданному перерасходу материала.

Предварительное напряжение упреждающим разогревом осуществляется промышленными методами в заводских условиях путем деформирования отдельных элементов сечения (поясов или стенки) и фиксации деформаций сваркой. После остывания происходит выгиб изделия [228 и др.]. Выгиб может быть получен также после регулирования ЛТВ.

Основные принципы компоновки составных сечений сварных двутавров из сталей различных марок, разработанные с участием автора настоящей работы, изложены в рекомендациях [228]. В связи с тем, что эта методика используется при компоновке сечений элементов, имеющих остаточное напряженное состояние, ниже приводятся ее основные положения. Подбор сечений осуществляется в такой последовательности (алгоритм ИЗГИБ-1).

1. Задаются прочностными и деформативными характеристиками материалов поясов и стенки (при проектировании сечений балок,

скомпонованных из различных марок сталей) или принимают марку стали, соответствующую оптимальной прочности.

2. Определяют оптимальную высоту сечения (при проектировании моностальной балки из стали, соответствующей R_{opt}), оптимальную и минимальные высоты h_{opt} и h_{min} без учета влияния остаточного напряженного состояния и остаточного выгиба [228 и др.]. При определении относительной гибкости стенки $\bar{\lambda}_w$ следует пользоваться предложениями по назначению эффективной высоты стенки (подраздел 3.1).

При проектировании предварительно напряженных балок из сталей различных марок оптимальную высоту сечения определяют по формуле [228]

$$h_w^{opt} = \sqrt{\frac{M \cdot [\bar{\lambda}_w] \cdot \sqrt{\frac{E_w}{R_y^w} \cdot (n_3 + 1)}}{\gamma_c \cdot \gamma_{res, str} \cdot R_y^{f, ten} \cdot \left[1 + \frac{1}{3} \cdot (n_1 + n_2) - \frac{1}{6} \cdot (n_2 \cdot n_3 + \frac{n_1}{n_3})\right]}}. \quad (4.36)$$

В этой формуле:

$$n_1 = [\sigma_w^{com}] / R_y^{f, com}; \quad (4.37)$$

$$n_2 = R_y^w / R_y^{f, ten}; \quad (4.38)$$

$$n_3 = R_y^{f, ten} / R_y^{f, com}, \quad (4.39)$$

где $0,3 \cdot R_y^w \leq \sigma_w^{com} \leq R_y^w$ – допускаемые напряжения в стенке (при проектировании стенок повышенной гибкости) рекомендуется принимать близкими к нижнему пределу; $R_y^{f, com}$, $R_y^{f, ten}$, R_y^w – расчетные сопротивления стали соответственно сжатого, растянутого поясов и стенки;

$[\bar{\lambda}_w]$ – предельное значение относительной гибкости стенки, при которой устойчивость стенки не требуется проверять в соответствии с п. 7.3 [5]; M – максимальный изгибающий момент в сечениях балки; γ_c – коэффициент условий работы, принимаемый в соответствии с требованиями раздела 4 [5]. Напряженное состояние сечений балок приведено на рис. 4.4.

3. Находят минимальную толщину стенки

$$t_w^{min} = \frac{h_w \cdot \sqrt{\frac{\sigma_w^{com}}{E_w}}}{[\bar{\lambda}_w]}, \quad (4.40)$$

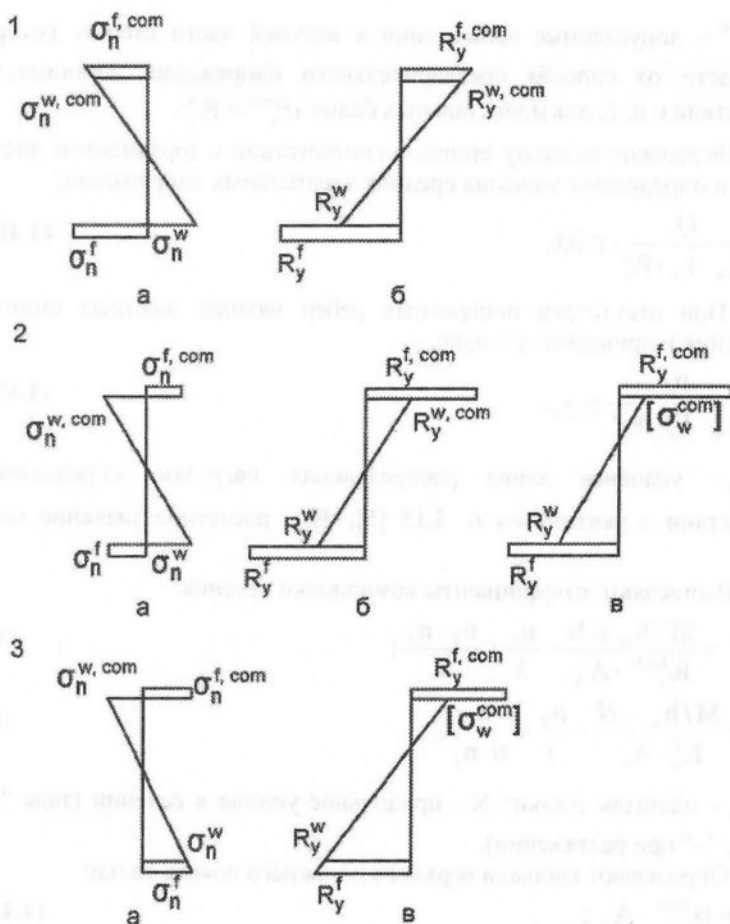


Рис. 4.4. Напряженное состояние сечений предварительно напряженных балок [228]:

1 – вытяжкой нижнего пояса;

2 – изгибом стенки;

3 – вытяжкой участка стенки;

а – распределение ОН после изготовления балок;

б, в – распределение напряжений в сечениях балок в предельном состоянии соответственно при достижении в сжатой фибре стенки напряжений $R_y^{w, com}$ и с ограничением напряжений $[\sigma_w^{com}]$

где σ_w^{com} – допускаемые напряжения в верхней части стенки, которые, в зависимости от способа предварительного напряжения, принимаются в соответствии с п. 2; для моностальных балок $\sigma_w^{\text{com}} = R_y^w$.

4. Назначают толщину стенки в соответствии с сортаментом листового проката и определяют значения средних касательных напряжений:

$$\frac{\tau_x}{R_y^w} = \frac{Q_x}{h_w \cdot t_w \cdot R_y^w} \leq 0,6. \quad (4.41)$$

5. При отсутствии поперечных ребер находят местные сминающие напряжения и проверяют условие

$$\frac{\sigma_{\text{loc}}}{R_y^w} = \frac{P_{\text{loc}}}{t_w \cdot l_{\text{ef}} \cdot R_y^w} \leq \gamma_c, \quad (4.42)$$

где l_{ef} – условная длина распределения нагрузки, определяемая в соответствии с указаниями п. 5.13 [5]; P_{loc} – расчетное значение нагрузки (силы).

6. Вычисляют коэффициенты компоновки сечения:

$$\alpha_{\text{f}}^{\text{com}} = \frac{M/h_w + N}{R_{\text{f}}^{\text{com}} \cdot A_w} - \frac{n_1}{3} + \frac{n_2 \cdot n_3}{6}; \quad (4.43)$$

$$\alpha_{\text{f}} = \frac{M/h_w - N}{R_{\text{f}} \cdot A_w} - \frac{n_2}{3} + \frac{n_1}{6 \cdot n_3}, \quad (4.44)$$

где A_w – площадь стенки; N – продольное усилие в сечении (знак "+" при сжатии, "-" при растяжении).

7. Определяют площади верхнего и нижнего поясов балки:

$$A_{\text{f}}^{\text{com}} = \alpha_{\text{f}}^{\text{com}} \cdot A_w; \quad (4.45)$$

$$A_{\text{f}} = \alpha_{\text{f}} \cdot A_w. \quad (4.46)$$

8. В случае проектирования составных сечений балок, скомпонованных из сталей различных марок, определяют параметры предварительного напряжения:

– для верхнего пояса

$$\beta_{\text{f}}^{\text{com}} = 1 - \frac{(1 - n_1) \cdot (4 \cdot \alpha_{\text{f}} + 1) - 2 \cdot \alpha_{\text{f}} \cdot n_3 \cdot (1 - n_2)}{(4 \cdot \alpha_{\text{f}}^{\text{com}} + 1) \cdot (4 \cdot \alpha_{\text{f}} + 1) - 4 \cdot \alpha_{\text{f}}^{\text{com}} \cdot \alpha_{\text{f}}}; \quad (4.47)$$

– для нижнего пояса

$$\beta_{\text{f}} = 1 - \frac{1 - n_2 - [2 \cdot \alpha_{\text{f}}^{\text{com}} \cdot (1 - \beta_{\text{f}}^{\text{com}}) / n_3]}{4 \cdot \alpha_{\text{f}} + 1}; \quad (4.48)$$

– для кромки стенки, прилегающей к верхнему (сжатому) поясу,

$$\beta_w^{\text{com}} = \beta_f^{\text{com}} / n_1; \quad (4.49)$$

– для кромки стенки, прилегающей к нижнему (растянутому) поясу,

$$\beta_w = \beta_f / n_2. \quad (4.50)$$

9. Определяют установившиеся напряжения в стенке:

$$\sigma_w = [\sigma_w^{\text{com}}] \cdot (\beta_w^{\text{com}} - 1) \leq R_y^w. \quad (4.51)$$

Если условие (4.51) не выполняется, необходимо либо уменьшить расчетное сопротивление материала верхнего пояса, либо увеличить расчетное сопротивление материала стенки и повторить расчет. Если условие (4.51) выполняется, продолжают расчет по п. 10.

10. Находят требуемые размеры поясов (рис. 4.5)

$$b_f^{\text{com}} = \sqrt{A_f^{\text{com}} \cdot \sqrt{\frac{E_f}{R_{y_f}^{\text{com}}}}}; \quad (4.52)$$

$$t_f^{\text{com}} = \frac{A_f^{\text{com}}}{b_f^{\text{com}}}; \quad (4.53)$$

$$b_f = \sqrt{A_f \cdot \sqrt{\frac{E_f}{R_{y_f}}}}; \quad (4.54)$$

$$t_f = \frac{A_f}{b_f}. \quad (4.55)$$

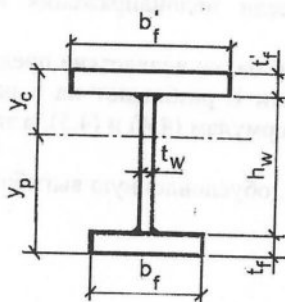


Рис. 4.5. К определению геометрических характеристик сечений составных сварных двутавров

11. По сортаменту подбирают сечения поясов и определяют:

$$\alpha_f^{\text{com}} = A_f^{\text{com}} / A_w; \quad (4.56)$$

$$\alpha_f = A_f / A_w, \quad (4.57)$$

где A_f^{com} , A_f , A_w — фактические площади соответственно верхнего, нижнего поясов и стенки.

12. Вычисляют геометрические характеристики сечений.

13. Определяют напряжения в поясах и стенке:

$$\sigma_f^{\text{com}} = \frac{M \cdot y_c}{I_x} + \frac{N}{A} \leq \gamma_c \cdot \beta_f^{\text{com}} \cdot R_y^{f, \text{com}}; \quad (4.58)$$

$$\sigma_f^{\text{ten}} = \frac{M \cdot y_c}{I_x} - \frac{N}{A} \leq \gamma_c \cdot \beta_f \cdot R_y^f; \quad (4.59)$$

$$\sigma_w^{\text{com}} = \frac{M \cdot (y_c - t_f^{\text{com}})}{I_x} + \frac{N}{A} \leq \gamma_c \cdot \beta_w^{\text{com}} \cdot [\sigma_w^{\text{com}}]; \quad (4.60)$$

$$\sigma_w^{\text{ten}} = \frac{M \cdot (y_p - t_f)}{I_x} - \frac{N}{A} \leq \gamma_c \cdot \beta_w \cdot R_y^w, \quad (4.61)$$

где σ_f^{com} , σ_f^{ten} , σ_w^{com} , σ_w^{ten} — напряжения соответственно в сжатом поясе, растянутом поясе, кромке стенки, прилегающей к сжатому и растянутому поясам; I_x , A — момент инерции и площадь сечения; y_c , y_p — расстояния от центра тяжести балки соответственно до сжатой и растянутой граней.

14. Если неравенства (4.58)–(4.61) не удовлетворяются, увеличивают размеры поясов и стенки и выполняют расчеты по пп. 10–13. Расчет считается оконченным, если недонапряжения в поясах или стенке не превышают 5%.

15. Определяют выгиб балки вследствие предварительного напряжения. Для этой цели длину балки L разбивают на n равных участков (при этом учитывают пояснения к формулам (4.4) и (4.5), а также принимают $n=2 \cdot k$, где k — целое число больше 3).

Начальную кривизну, обусловленную выгибом элемента, определяют по формуле

$$\kappa_n = \frac{\sigma_w^{\text{com}} + \sigma_w^{\text{ten}}}{h_w \cdot E_w}, \quad (4.62)$$

где σ_w^{com} , σ_w^{ten} определяются по формулам (4.60) и (4.61).

Кривизны сечений на приопорных участках длиной, примерно равной h_w , изменяются от $\kappa_i = \kappa_n$ при $x = h_w$ до $\kappa_i = 0$ при $x = 0$ по линейному закону. По формуле (4.5) определяют угол поворота φ_i , приравнявая $\varphi_{k+1} = 0$. Находят выгиб балки f^{cur} по формуле (4.4), при этом $f^{\text{cur}} = y_{k+1}$.

16. Проверяют деформативность балки

$$f - f_{\text{ср}} \leq [f], \quad (4.63)$$

где f – прогиб балки, определяемый либо по формуле (4.4) от действия только внешней нагрузки, либо по любой другой известной методике; $[f]$ – допускаемый прогиб, величина которого определяется в соответствии с требованиями ДСТУ Б В.1.2-3:2006 [252].

Сечение считается оптимально подобранным, если недонапряжения не превышают 5%, а прогиб меньше предельного не более, чем на 20%.

Если условие (4.63) не удовлетворяется, следует принять либо другую схему предварительного напряжения (например, уменьшить допускаемые напряжения на кромке стенки, примыкающей к сжатому поясу), либо для стенки принять сталь более низкой прочности [на пределе выполнения условия (4.41)].

4.4. Результаты экспериментальных исследований предварительно напряженной балки

Экспериментальные образцы-балки (в дальнейшем балки), предварительно напряженные вытяжкой нижнего пояса, были изготовлены на ДЗМК им. И.В. Бабушкина в 1981 г. [67, 68]. Длина образцов составляла 2820 мм, сечение показано на рис. 4.6.

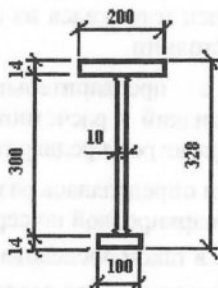


Рис. 4.6. Сечение экспериментальной балки

Подбор сечений балок производился на основе разработанных расчетных методик и предложений, которые в дальнейшем были изложены в работе [228].

Все опытные образцы группировались таким образом, чтобы они могли получиться путем разрезки на мерные длины сварных стволов длиной 6 м.

В пределах серии образцы изготавливались из одного листа, а листы были подобраны из стали одной марки.

Для получения полуфабрикатов листы металла распускались огневой резкой и на гильотинных ножницах. Кромки поясов строгались, что позволило снизить влияние термического нагрева и наклепа.

Сборка образцов проводилась в такой последовательности.

1. На первом этапе по заводской технологии собирались верхний пояс и стенка в тавр. С помощью упругих металлических пластин закреплялся нижний пояс. Сборка контролировалась измерением геометрических размеров.

2. На втором этапе собранный образец помещался в стенд и закреплялся в горизонтальном положении на упорах. Для измерения температурных деформаций в точке начала движения нагревательных устройств разогреваемый нижний пояс со стенкой скреплялись сварочной скрепкой.

Нижний пояс разогревался двумя горелками. Одновременно шел процесс сварки двух швов. Температурные деформации измерялись прогибомером ПАО-6. Скорость сварки составляла 28...30 см/мин.

Контроль температуры осуществлялся термопарами, впаянными в среднем сечении пояса, с последующей записью на регистрирующий прибор КСП-4.

Сварка двух швов выполнялась синхронно двумя полуавтоматами кремнемаргонцовистой проволокой в среде углекислого газа катетом 5 мм.

3. На третьем этапе образец извлекался из стенда. Два оставшихся шва варились в освобожденном состоянии.

Балки, выполненные с предварительным напряжением, после изготовления имели выгиб, близкий к расчетному, что свидетельствовало о реализации установленных параметров предварительного напряжения.

Стадия полной готовности определялась разрезкой на проектные длины, приваркой ребер жесткости и маркировкой по сериям.

ОНС балок определялось в такой последовательности.

1. Разрезался участок образца с одной стороны на длину, позволяющую освободить элементы с ОН в пределах наклеенного тензорезистора, и производился съем показаний по прибору СИИТ-3.

2. Производилась разрезка участка образца с другой стороны на длину, позволяющую освободить элементы с ОН в пределах одного наклеенного тензорезистора, и производился съем показаний.

3. После окончательной разрезки поясов двутавровых элементов производилась поперечная разрезка стенки с поэтапным снятием отсчетов по прибору СИИТ-3 в пределах одного тензорезистора.

После каждого этапа выдерживалась пауза продолжительностью 15...20 мин, а затем брались отсчеты по всем тензорезисторам сопротивления, наклеенным на исследуемый образец.

Окончательный сьем показаний производился после разрезки образца и выдержки в течение 24 ч.

Эпюра ОН в сечении балки показана на рис. 4.7. Величины деформаций получены как среднее значение деформаций смежных плоскостей элементов. Приращения деформаций в единицах показаний прибора были переведены в напряжения (единица измерения – МПа) путем умножения на коэффициент тензочувствительности $K_t=0,376$ МПа.



Рис. 4.7. Эпюра ОН в сечении балки после разрезки

Кроме того, в процессе испытаний измерялись начальный выгиб балки и выгибы оставшихся после разрезки двух фрагментов. Кривизна сечения:

$$\kappa = \frac{(\sigma_s - \sigma_n)}{E_s \cdot h} = \frac{(12,4 + 209)}{206000 \cdot 20} = 5,37 \cdot 10^{-5} \text{ см}^{-1},$$

где $h=20$ см— расстояние между двумя крайними тензорезисторами, наклеенными на стенке.

По формулам (4.4) и (4.5) был определен выгиб балки. Его величина при количестве участков разбиения $n=10$ и значениях кривизны во всех сечениях $\kappa=5,37 \cdot 10^{-5} \text{ см}^{-1}$, кроме $i=1$ и $i=11$, у которых $\kappa=0$, оказалась равной 5,2 мм. Измеренный перед разрезкой прогиб был равен 5,5 мм. Как видно, точность определения выгиба балки составляет

$$\frac{5,5 - 5,2}{5,5} \cdot 100\% = 5,5\%,$$

что достаточно для такого рода измерений.

После разрезки были определены выгибы оставшихся фрагментов. Их величины оказались равными соответственно 1,3 мм и 1,4 мм. Определенный по формулам (4.4) и (4.5) выгиб оказался равным 1,3 мм. Как видно, опытные и полученные в результате расчета величины прогибов практически совпали.

После анализа эпюры ОН в элементах балки после разрезки сделан вывод о том, что величины ОН, в том числе и в районе сварных швов, далеки от предела текучести. Так, в верхнем поясе максимальная величина ОРН составила 54 МПа, а предел текучести – 265 МПа. Для нижнего пояса эти величины составили соответственно 109 МПа и 577 МПа. В стенке в зоне сжатия напряжения составили 209 МПа, а расчетное сопротивление стали – 351 МПа. Таким образом, упреждающий разогрев нижнего пояса перед сваркой поясных швов способствовал регулированию ОНС предварительно напряженной балки.

Пример 4. Полученные в ходе проведения эксперимента параметры ОНС сравнивались с данными, полученными в результате расчетов по методике, изложенной в подразд. 4.3.

Расчет выполнялся в такой последовательности.

1. По формулам (4.37)–(4.39) определены коэффициенты для стальных поясов и стенки с характеристиками $[\sigma_w^{\text{com}}] = R_y^w = 351$ МПа; $R_y^{\text{f,com}} = 265$ МПа; $R_y^{\text{f,ten}} = 595$ МПа:

$$n_1 = 351/265 = 1,325; \quad n_2 = 351/595 = 0,590; \quad n_3 = 595/265 = 2,245.$$

2. По формулам (4.56)–(4.57) найдены коэффициенты компоновки:

$$\alpha_f^{\text{com}} = 28/30 = 0,933; \quad \alpha_f = 14/30 = 0,467.$$

3. По формулам (4.47)–(4.50) определены параметры предварительного напряжения:

$$\beta_f^{\text{com}} = 1 - \frac{(1 - 1,325) \cdot (4 \cdot 0,467 + 1) - 2 \cdot 0,467 \cdot 2,245 \cdot (1 - 0,590)}{(4 \cdot 0,933 + 1) \cdot (4 \cdot 0,467 + 1) - 4 \cdot 0,933 \cdot 0,467} = 1,151;$$

$$\beta_f = 1 - \frac{1 - 0,59 - [2 \cdot 0,933 \cdot (1 - 1,151)/2,245]}{4 \cdot 0,467 + 1} = 0,813;$$

$$\beta_w^{\text{com}} = 1,151/1,325 = 0,869;$$

$$\beta_w = 0,813/0,590 = 1,378.$$

4. С использованием формул (4.58)–(4.61) найдены установившиеся напряжения в поясах и стенке:

$$\sigma_f^{\text{com,уст}} = (1,151 - 1) \cdot 265 = 40 \text{ МПа};$$

$$\sigma_f^{\text{ten,уст}} = (1 - 0,813) \cdot 595 = 111,3 \text{ МПа};$$

$$\sigma_w^{\text{com,уст}} = (1 - 0,869) \cdot 351 = 46 \text{ МПа};$$

$$\sigma_w^{\text{ten,уст}} = (1 - 1,378) \cdot 351 = -132,7 \text{ МПа}.$$

Результаты расчетов в сравнении с экспериментальными данными приведены на рис. 4.7. Как видно из рисунка, получено хорошее качественное и количественное соответствие результатов. В нижнем поясе ОРН составили $\sigma_f^{\text{ten,уст}} = 111,3 \text{ МПа}$, что хорошо согласуется с экспериментально полученными данными. Предварительное напряжение упреждающим разогревом способствовало уменьшению величин ОРН в районе поясных швов.

В верхнем поясе получены $\sigma_f^{\text{com,уст}} = 40 \text{ МПа}$, величина которых также хорошо согласуется с экспериментальными данными. В месте примыкания стенки к нижнему поясу $\sigma_w^{\text{ten,уст}} = -132,7 \text{ МПа}$, что позволяет сделать вывод о необходимости учета наличия ОСН, обусловленных сваркой поясных швов.

Используя результаты испытаний аналогичной балки на изгиб, приведенные в отчете [68, с. 78], в соответствии с которыми начальный выгиб балки-близнеца составил 5,2 мм, можно сделать вывод о том, что для стальных предварительно напряженных конструкций изменения ОНС за 20 лет, прошедших с первого испытания, практически не произошло.

5. ОСНОВНЫЕ ПОЛОЖЕНИЯ ПО РАСЧЕТУ И ПРИНЦИПЫ КОМПОНОВКИ СЕЧЕНИЙ СЖАТЫХ ЭЛЕМЕНТОВ С УЧЕТОМ НАЛИЧИЯ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ

5.1. Общие положения по расчету сжатых элементов стальных конструкций

Расчет на устойчивость внецентренно-сжатых и сжато-изгибаемых элементов выполняется как в плоскости действия момента (плоская форма потери устойчивости), так и из плоскости (изгибно-крутильная форма потери устойчивости).

Расчет на устойчивость внецентренно-сжатых и сжато-изгибаемых элементов постоянного сечения в плоскости действия момента, совпадающей с плоскостью симметрии, выполняется по формуле

$$\frac{N}{\varphi_e \cdot A} \leq R_y \cdot \gamma_c. \quad (5.1)$$

В этой формуле коэффициент φ_e для сплошностенчатых элементов определяется по табл. 74 [5] в зависимости от условной гибкости $\bar{\lambda}$ и приведенного относительного эксцентриситета m_{ef} . Величины условной гибкости и приведенного эксцентриситета определяются по формулам

$$\bar{\lambda} = \lambda \cdot \sqrt{\frac{R_y}{E}}; \quad (5.2)$$

$$m_{ef} = \eta \cdot m, \quad (5.3)$$

где η – коэффициент влияния формы сечения, определяемый по табл. 73 [5];

$m = \frac{e \cdot A}{W_e}$ – относительный эксцентриситет (здесь e – эксцентриситет; W_e – момент сопротивления сечения для наиболее сжатого волокна).

При вычислении эксцентриситета $e = M/N$ значения M и N принимаются согласно требованиям п. 5.29 [5].

Расчетные значения продольной силы N и изгибающего момента M принимаются для одного и того же сочетания нагрузок из расчета системы по недеформированной схеме в предположении упругих деформаций стали.

При этом значения изгибающего момента M принимаются равными:

— для колонн постоянного сечения рамных систем — наибольшему моменту в пределах длины колонн;

— для колонн с одним защемленным, а другим свободным концом — моменту в заделке, но не менее момента в сечении, отстоящем на треть длины колонны от заделки;

— для сжатых верхних поясов ферм и структурных плит, воспринимающих внеузловую нагрузку, — наибольшему моменту в пределах средней трети длины панели пояса, определяемому из расчета пояса как упругой неразрезной балки.

Для сжатых двутавровых элементов с шарнирно опертыми концами и сечениями, имеющими две оси симметрии, расчетные значения эксцентриситетов определяются по табл. 76 [5].

Расчет на устойчивость внецентренно-сжатых элементов постоянного сечения из плоскости действия момента при изгибе их в плоскости наибольшей жесткости ($I_x > I_y$), совпадающей с плоскостью симметрии, выполняется по формуле:

$$\frac{N}{c \cdot \varphi_y \cdot A} \leq R_y \cdot \gamma_c, \quad (5.4)$$

где c — коэффициент, вычисляемый согласно требованиям п. 5.31 [5]; φ_y — коэффициент, вычисляемый согласно требованиям п. 5.3 [5].

Коэффициент c в формуле (5.4) определяется:

— при значениях относительного эксцентриситета $m_x \leq 5$:

$$c = \frac{\beta}{1 + \alpha \cdot m_x}, \quad (5.5)$$

где α , β — коэффициенты, принимаемые по табл. 10 [5];

— при значениях относительного эксцентриситета $m_x \geq 10$:

$$c = \frac{1}{1 + \frac{m_x \cdot \varphi_y}{\varphi_b}}, \quad (5.6)$$

где φ_b — коэффициент, определяемый согласно требованиям п. 5.15 и приложения 7* [5] как для балки с двумя и более закреплениями сжатого пояса; для замкнутых сечений $\varphi_b = 1,0$;

— при значениях относительного эксцентриситета $5 < m_x < 10$:

$$c = c_5 \cdot (2 - 0,2 \cdot m_x) + c_{10} \cdot (0,2 \cdot m_x - 1), \quad (5.7)$$

где C_5 определяется по формуле (5.5) при $m_x = 5$, C_{10} – по формуле (5.6) при $m_x = 10$.

При определении относительного эксцентриситета m_x за расчетный момент M принимается:

– для элементов с шарнирно опертыми концами, закрепленными от смещения перпендикулярно плоскости действия момента, – максимальный момент в пределах средней трети длины (но не менее половины наибольшего по длине стержня момента);

– для элементов с одним защемленным, а другим свободным концом – момент в заделке (но не менее момента в сечении, отстоящем на треть длины элементов от заделки).

При гибкости $\lambda_y > \lambda_c = 3,14 \cdot \sqrt{\frac{E}{R_y}}$ коэффициент C для элементов двутаврового сечения с двумя осями симметрии не должен превышать значений, определяемых по формуле

$$C_{\max} = \frac{2}{\left[1 + \delta + \sqrt{(1 - \delta)^2 + \left(\frac{M_x}{N \cdot h} \right)^2 \cdot \frac{16}{\mu}} \right]}, \quad (5.8)$$

$$\delta = \frac{4 \cdot \rho}{\mu}; \quad \rho = \frac{(I_x + I_y)}{A \cdot h^2}; \quad \mu = 2 + 0,156 \cdot \frac{I_t \cdot \lambda_y^2}{A \cdot h^2}; \quad I_t = 0,433 \cdot \sum b_i \cdot t_i^3, \quad (5.9)$$

где b_i и t_i – соответственно ширина и толщина листов, образующих сечение;
 h – расстояние между осями поясов.

Для двутавровых и тавровых сечений с одной осью симметрии коэффициенты C не должны превышать значений, определяемых по формуле (173) приложения 6 [5].

Внецентренно-сжатые элементы, изгибаемые в плоскости наименьшей жесткости ($I_y < I_x$ и $e_y \neq 0$), при $\lambda_x > \lambda_y$ рассчитываются по формуле (5.1), а также проверяются на устойчивость из плоскости действия момента, как центрально-сжатые элементы по формуле

$$\frac{N}{\varphi_x \cdot A} \leq R_y \cdot \gamma_c, \quad (5.10)$$

где φ_x — коэффициент, принимаемый согласно требованиям п. 5.3 [5]. При $\lambda_x \leq \lambda_y$ проверку устойчивости из плоскости действия момента выполнять не требуется.

Значения коэффициентов продольного изгиба определяются по формулам [4]:

— при $0 < \bar{\lambda} \leq 2,5$

$$\varphi = 1 - \left(0,073 - 5,53 \cdot \frac{R_y}{E} \right) \cdot \bar{\lambda} \cdot \sqrt{\bar{\lambda}}; \quad (5.11)$$

— при $2,5 < \bar{\lambda} \leq 4,5$

$$\varphi = 1,47 - 13,0 \cdot \frac{R_y}{E} - \left(0,371 - 27,3 \cdot \frac{R_y}{E} \right) \cdot \bar{\lambda} + \left(0,0275 - 5,53 \cdot \frac{R_y}{E} \right) \cdot \bar{\lambda}^2; \quad (5.12)$$

— при $\bar{\lambda} > 4,5$

$$\varphi = \frac{332}{\bar{\lambda}^2 \cdot (51 - \bar{\lambda})}. \quad (5.13)$$

Анализ рекомендуемых методик [4, 5] приводит к следующему.

1. Влияние ОН при расчетах на устойчивость сжатых элементов в должной мере не учитывается.

2. Методики расчета сплошностенчатых элементов на устойчивость основаны на условном снижении расчетного сопротивления стали умножением на коэффициент продольного изгиба φ или φ_e . Наличие ОН и их влияние на устойчивость может быть учтено путем увеличения или уменьшения коэффициентов φ или φ_e .

3. Учитывая изложенное в п. 1.8 СНиП II-23-81* [5], расчет на устойчивость необходимо выполнять по деформированной схеме с учетом возможного развития пластических деформаций.

В дополнение к изложенным в подразделе 2.1 (п. 1–8) принимаются предпосылки и допущения, позволяющие выполнить расчет по деформированной схеме с учетом наличия ОН [2, 7, 10, 46, 59, 181–183, 186, 193, 197–200, 212 и др.].

9. Исследуется устойчивость II рода (деформации и прогибы растут с начала приложения нагрузки). Нагружение однократное, без разгрузки.

10. Закрепление элемента обеспечивает сохранение плоской формы изгиба (изгибно-крутильная форма потери устойчивости невозможна).

Условия на концах элемента учитываются коэффициентом приведения длины или условиями на концах в формуле (4.5).

5. Зная кривизну расчетного сечения и прогиб элемента, находят величину действующего продольного усилия, используя известные уравнения равновесия внутренних и внешних сил в сечении: $\sum X = 0$ и $\sum M_0 = 0$.

6. Последовательно уточняя параметры НДС «второго расчетного сечения», а при условно-точном решении - кривизны всех сечений, кроме наиболее нагруженного, для которого $\kappa_i = \kappa_j$ (где i – номер сечения по длине стержня), получают опорную (j) точку зависимости "Р – f" («нагрузка–прогиб»).

7. Изменяют радиус кривизны наиболее нагруженного сечения $\rho_{j+1} = \rho_j - \Delta\rho$ ($\Delta\rho$ – шаг по радиусу кривизны) и по формуле (5.16) находят кривизну κ_{j+1} .

8. Производят вычисления по пп. 5–6 алгоритма и получают новое значение опорной ($j+1$)-й точки кривой "Р – f".

9. Сравнивают значение нагрузки Р на двух смежных этапах расчета:

- если $P_{j+1} - P_j > 0$, производят вычисления по п. 7;
- если $P_{j+1} - P_j < 0$, возвращаются на предыдущее значение радиуса кривизны ρ_j , изменяют $\Delta\rho = 0,5 \cdot \Delta\rho$ и продолжают вычисления по п. 7.

Расчет считается законченным после выполнения условия

$$\left| \frac{P_{j+1} - P_j}{P_j} \right| < \eta, \quad (5.17)$$

где $\eta = 0,001 - 0,01$ – необходимая точность расчета.

Дальнейший расчет при увеличивающейся кривизне позволяет получить точки на ниспадающей (после потери устойчивости сжатого элемента) ветви кривой деформирования "Р – f".

Расчет с применением данного алгоритма был выполнен для сварных колонн Н-образного сечения. Результаты расчетов (условно-приближенное решение) в сравнении с данными экспериментальных исследований [185] показаны на рис. 5.2. При выполнении расчетов принята величина начального эксцентриситета $e=2,5$ мм.

В качестве экспериментальных образцов были использованы сварные колонны Н-образного сечения [стенка (200х10) мм, пояса – (285х12) мм, катет шва 6 мм]. Предел текучести стали образцов 240 МПа.

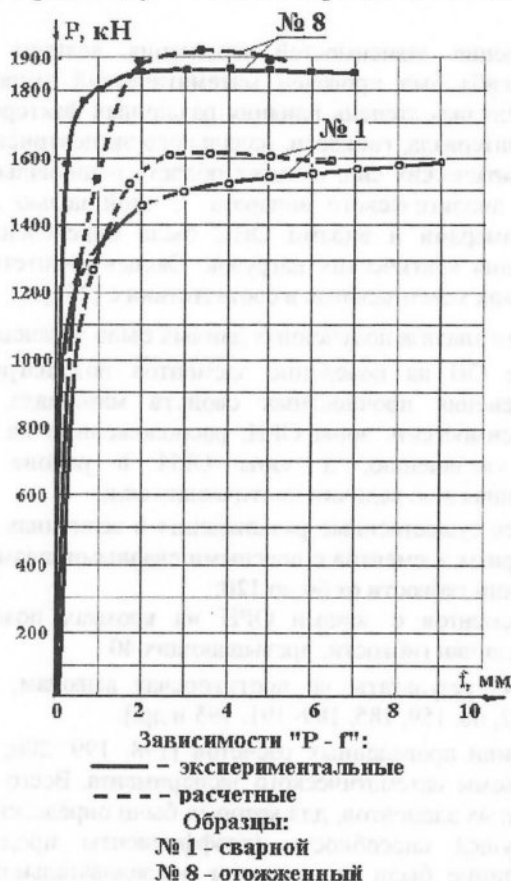


Рис. 5.2. Зависимости «Р – f» для сварных двутавровых колонн [185]

Образцы №1 и №8 были изготовлены из стали с одинаковым пределом текучести. Образец № 1 представлял собой обычную сварную колонну с ОСН в поясах. В образце №8 ОСН были сняты отпуском (нагрев в нефтяной печи до температуры 600...650 °С, выдержка при этой температуре в течение 4 ч и остывание вместе с печью). Как следует из рис. 5.2, наличие ОСН в образце №1 способствовало снижению величины критической силы на 23% по сравнению с аналогичной величиной для образца №8, у которого эти напряжения отсутствовали.

5.2. Практический метод расчета элементов двутаврового сечения при действии момента в плоскости меньшей жесткости

Для получения зависимостей изменения величин коэффициентов продольного изгиба был проведен математический эксперимент, в ходе которого определялись степень влияния различных факторов (прочностных характеристик материала, гибкости, начального эксцентриситета, вида ОНС) на величины критических сил, а также область рационального применения разработанного аналитического аппарата. С этой целью для элементов с различными размерами и видами ОНС были определены по алгоритму ЦЕНТР-1 значения критических нагрузок. Эксцентриситеты были приняты равными 10 мм как максимальные в соответствии с [255].

В результате анализа полученных данных было установлено следующее:

- влияние ОН на поведение элементов под нагрузкой для всего диапазона изменения прочностных свойств материала характеризуется похожими зависимостями: зоны ОРН, расположенные на кромках поясов, способствуют увеличению, а зоны ОРН в районе поясных швов способствуют снижению величин критических сил,

- наиболее существенные расхождения в величинах критических сил для сжатых сварных элементов с поясными сварными швами наблюдаются в диапазоне величин гибкости от 60 до 120;

- для элементов с зонами ОРН на кромках поясов расхождения начинаются с величин гибкости, превышающих 40.

Полученные результаты не противоречат выводам, содержащимся в публикациях [67, 68, 159, 185, 189–191, 195 и др.].

На основании проведенных расчетов [198, 199, 200, 205 и др.] были определены объемы математического эксперимента. Всего было просчитано 504 модели сжатых элементов, для которых были определены относительные величины несущей способности (коэффициенты продольного изгиба). Полученные данные были подвергнуты последовательной аппроксимации методом наименьших квадратов. Сначала была получена функция изменения величины коэффициента продольного изгиба φ_0 при отсутствии ОН. Для интервала величин гибкости $60 \leq \lambda \leq 120$ и расчетных сопротивлений стали $200 \leq R_y \leq 400$ МПа эта функция имеет вид:

$$\varphi_0 = (0,162 \cdot \bar{R} - 0,254) \cdot (\bar{\lambda})^2 + (0,587 - 0,617 \cdot \bar{R}) \cdot (\bar{\lambda}) + (0,36 \cdot \bar{R} + 0,596), \quad (5.18)$$

где $\bar{R} = R_y / 200$; $\bar{\lambda} = \lambda / 60$ – соответственно относительное сопротивление стали (R_y – расчетное сопротивление стали – принимается в МПа) и относительная гибкость элемента.

Затем были подвергнуты последовательной аппроксимации дополнительные слагаемые в уравнении коэффициента продольного изгиба, полученные как разность между относительными величинами несущей способности при $d \neq 0$ и при $d = 0$ (здесь d – относительные величины зон ОРН на кромках, определяются по алгоритмам, изложенным в подразделах 2.3 и 2.4). Были получены дополнительные функции, которые имеют вид

– для зон ОРН на кромках поясов

$$\varphi_{d,1} = [(0,776 \cdot \bar{R} - 2,651) \cdot (\bar{\lambda})^2 + (9,44 - 2,993 \cdot \bar{R}) \cdot \bar{\lambda} + (2,813 \cdot \bar{R} - 7,38)] \cdot d_k^2 + [(0,0933 \cdot \bar{R} + 0,375) \cdot (\bar{\lambda})^2 - (1,577 + 0,105 \cdot \bar{R}) \cdot \bar{\lambda} + (1,592 - 0,126 \cdot \bar{R})] \cdot d_k, \quad (5.19)$$

где $d_k = 2 \cdot d_t / b_f$, причем d_t – ширина зоны ОРН, определяется по формуле (2.59) или (2.61);

– для поясных сварных швов

$$\varphi_{d,2} = [(0,0207 \cdot \bar{R} - 0,0176) \cdot (\bar{\lambda}) - (0,0024 + 0,0221 \cdot \bar{R})] \cdot d_p^2 + [(0,015 - 0,041 \cdot \bar{R}) \cdot (\bar{\lambda})^2 + (0,0806 + 0,0904 \cdot \bar{R}) \cdot \bar{\lambda} - (0,00454 \cdot \bar{R} + 0,249)] \cdot d_p, \quad (5.20)$$

где $d_p = (k_f + \delta) / t_w$; k_f и δ – соответственно катет сварного шва и глубина проплавления металла, см. экспликацию к формулам (2.39)–(2.61); t_w – толщина стенки.

Тогда относительная величина несущей способности (коэффициент продольного изгиба)

$$\varphi_f = \varphi_0 + \varphi_d, \quad (5.21)$$

где φ_d ($\varphi_{d,1}$ или $\varphi_{d,2}$) определяются соответственно по формуле (5.19) или (5.20) в зависимости от вида ОНС.

Аппроксимирующие функции были подвергнуты последующей статистической обработке с целью определения математического ожидания коэффициента $K = \varphi_f / \varphi_m$ и его среднеквадратического отклонения σ , где φ_f , φ_m – относительные величины несущей способности, полученные соответственно по формуле (5.21) и в ходе проведения математического эксперимента. В ходе расчетов (обработке подверглась выборка из 504 значений φ_f и φ_m) математическое ожидание коэффициента K оказалось равным 1,000845, а его среднеквадратическое отклонение $\sigma = 0,0153$. При вероятности $P = 0,99$ $\sigma = \pm 2,6 \times 0,0153 = \pm 0,0398$, а коэффициенты продольного изгиба φ при коэффициенте надежности $\gamma_d = 1,000845 + 0,0398 \approx 1,04$

$$\varphi = \varphi_f / 1,04 = 0,962 \cdot \varphi_f. \quad (5.22)$$

Некоторые результаты расчетов с применением формул (5.18) – (5.22) приведены на рис. 5.3 и 5.4.

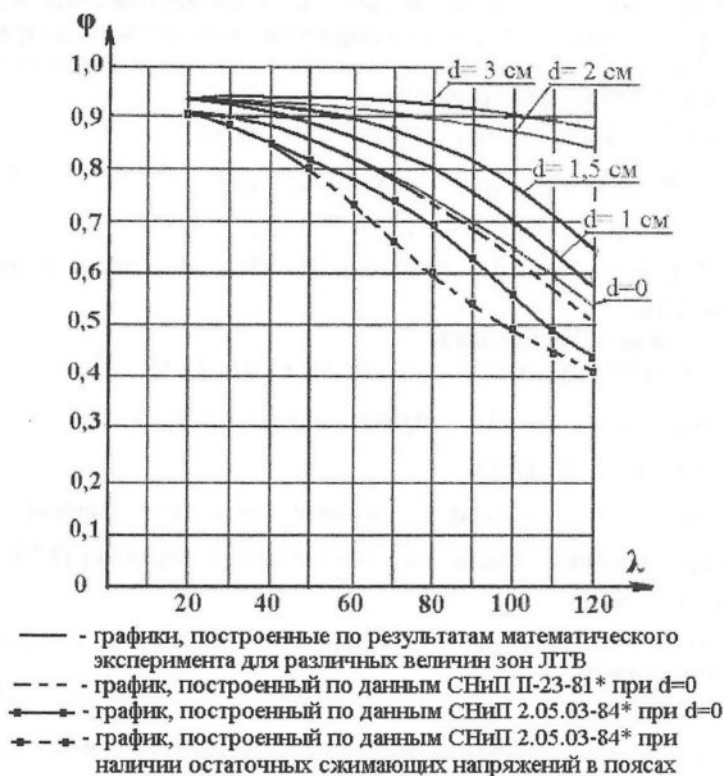


Рис. 5.3. Графики зависимостей коэффициента продольного изгиба φ от гибкости λ для стальных двутавровых элементов, имеющих зоны ОРН на кромках поясов (после регулирования ЛТВ) при эксцентриситете $e = 1$ см [255] и расчетном сопротивлении стали $R_s = 200$ МПа

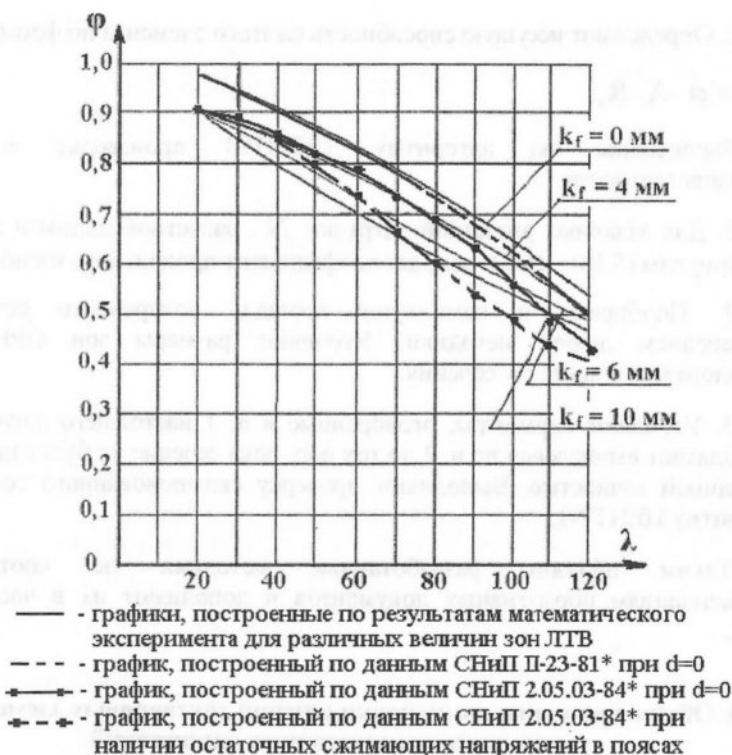


Рис. 5.4. Графики зависимостей коэффициента продольного изгиба φ от величин гибкости λ для стальных двутавровых элементов, имеющих зоны ОРН в районе сварных швов при эксцентриситете $e=1$ см [255] и расчетном сопротивлении стали $R_s = 200$ МПа

Расчеты можно выполнять в двух вариантах:

- по геометрическим параметрам, прочностным характеристикам материалов и схемам размещения зон ОРН определяют несущую способность (алгоритм ЦЕНТР-2);
- по заданной величине продольной силы, прочностным характеристикам материала и схемам размещения зон ОРН подбирают сечение (алгоритм ЦЕНТР-3).

Вычисления по алгоритму ЦЕНТР-2 производят в такой последовательности.

1. Для заданных параметров (геометрических размеров, прочностных характеристик материалов и схем размещения зон ОРН) по формулам (5.18) – (5.22) находят коэффициент продольного изгиба φ .

2. Определяют несущую способность сжатого элемента по формуле

$$P = \varphi \cdot A \cdot R_s. \quad (5.23)$$

Вычисления по алгоритму ЦЕНТР-3 производят в такой последовательности.

1. Для заданных расчетной нагрузки N , расчетной длины и гибкости по формулам (5.18) – (5.22) находят коэффициент продольного изгиба φ .

2. Подбирают и компонуют площадь поперечного сечения с применением любой методики. Уточняют размеры зон ОРН и их расположение в пределах сечения.

3. Уточняют параметры, оговоренные в п. 1 настоящего алгоритма, и продолжают вычисления по п. 2 до тех пор, пока сечение не будет подобрано с заданной точностью. Выполняют проверку скомпонованного сечения по алгоритму ЦЕНТР-1.

Таким образом, разработанные методики не противоречат рекомендациям нормативных документов и дополняют их в части учета ОНС.

5.3. Общие принципы компоновки сечений двутавровых элементов с учетом влияния остаточных напряжений

Общие принципы компоновки сечений обычных и предварительно напряженных различными способами сжатых элементов изложены в работах [4, 228, 271 и др.]. При проектировании конструкций минимальной массы элементы сечения двутавра должны иметь оптимальные отношения высоты стенки h_w к ее толщине t_w [228, 256–258]: такое отношение рекомендуется принимать не более предельных значений гибкости стенки

$$\frac{h_w}{t_w} \leq [\bar{\lambda}_w] \cdot \sqrt{\frac{E_w}{[\sigma_w]}}, \quad (5.24)$$

где $[\bar{\lambda}_w] = 2,5 \cdot (1,4 - \varphi_x^2)$ – предельно допускаемая величина приведенной гибкости стенки; φ_x – коэффициент продольного изгиба в плоскости большей жесткости; $[\sigma_w] = R_y^w$, если проектируется стенка нормальной гибкости, $0 < [\sigma_w] < R_y^w$, если проектируется стенка повышенной гибкости; E_w – модуль упругости стали стенки.

Рассматриваются такие схемы предварительного напряжения (рис. 5.5):

- вытяжкой поясов [69, 228, 256 и др.];
- вытяжкой стенки [30, 71, 224–228, 256].

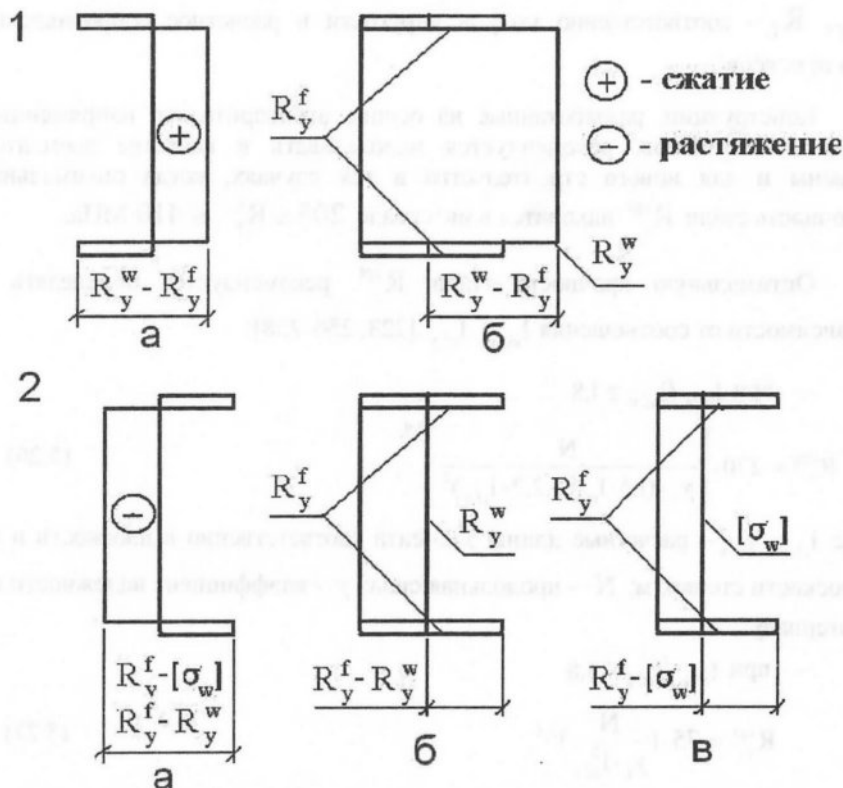


Рис. 5.5. Напряженное состояние сечений предварительно напряженных колонн:

- 1 – вытяжкой поясов;
- 2 – вытяжкой стенки;
- а – распределение ОН после изготовления;
- б, в – распределение напряжений в сечениях колонн в предельном состоянии соответственно при достижении в сжатой фибре стенки напряжений $R_y^{w, \text{com}}$ и с ограничением напряжений $[\sigma_w^{\text{com}}]$.

Для поясов отношение ширины пояса к толщине принимается по возможности равным, но не более предельных значений

$$\frac{b_f}{t_f} = 1,477 \cdot (1,56 - \varphi_y) \cdot \sqrt{\frac{E_f}{R_y^f}}, \quad (5.25)$$

где φ_y – коэффициент продольного изгиба в плоскости меньшей жесткости;

E_f , R_f – соответственно модуль упругости и расчетное сопротивление стали поясов.

Конструкции, разработанные на основе предварительно напряженных сварных двутавров, рекомендуется использовать в качестве элементов замены и для нового строительства в тех случаях, когда оптимальная прочность стали R_y^{opt} находится в интервале $205 \leq R_y^{\text{opt}} \leq 410$ МПа.

Оптимальную прочность стали R_y^{opt} рекомендуется определять в зависимости от соотношения $l_{\text{ef},x}$, $l_{\text{ef},y}$ [228, 256–258]:

$$\begin{aligned} & \text{— при } l_{\text{ef},x}/l_{\text{ef},y} \geq 1,8 \\ R_y^{\text{opt}} &= 270 \cdot \left[\frac{N}{\gamma_c \cdot (1,5 \cdot l_{\text{ef},x} + 2,2 \cdot l_{\text{ef},y})^2} \right]^{0,4}, \end{aligned} \quad (5.26)$$

где $l_{\text{ef},x}$, $l_{\text{ef},y}$ – расчетные длины элемента соответственно в плоскости и из плоскости стенки, м; N – продольная сила; γ_c – коэффициент надежности по материалу;

$$\begin{aligned} & \text{— при } l_{\text{ef},x}/l_{\text{ef},y} < 1,8 \\ R_y^{\text{opt}} &= 75 \cdot \left(\frac{N}{\gamma_c \cdot l_{\text{ef},y}^2} \right)^{0,4}. \end{aligned} \quad (5.27)$$

Предварительное напряжение позволяет обеспечивать экономичность сечений сжатых элементов в случае применения двух марок стали, при этом должно выполняться условие $R_y^w < R_y^{\text{opt}} < R_y^f$ или $R_y^w > R_y^{\text{opt}} > R_y^f$.

Использование эффекта предварительного напряжения даст возможность получить среднюю прочность (с учетом влияния ОН), приближающуюся по значению к оптимальной,

$$\beta_f \cdot R_y^f = \beta_w \cdot [\sigma_w] \approx R_y^{\text{opt}}, \quad (5.28)$$

где $[\sigma_w]$ – максимальные допускаемые напряжения в стенке ($0 < [\sigma_w] \leq R_y^w$); β_f, β_w – параметры предварительного напряжения соответственно поясов и стенки, учитывающие наличие ОН (σ_{res}^f и σ_{res}^w):

$$\beta_f \cdot R_y^f = R_y^f \pm \sigma_{res, str}^{(f)}; \quad (5.29)$$

$$\beta_w \cdot R_y^w = R_y^w \pm \sigma_{res, str}^{(w)}. \quad (5.30)$$

Для случая предварительного напряжения вытяжкой стенки принимаются:

$$[\sigma_w] \leq R_y^w < R_y^{opt}; \quad (5.31)$$

$$R_y^f > R_y^{opt}. \quad (5.32)$$

Для случая предварительного напряжения вытяжкой поясов принимаются:

$$R_y^w > R_y^{opt}; \quad (5.33)$$

$$R_y^f < R_y^{opt}. \quad (5.34)$$

Ненапрягаемое сечение подбирается, если $R_y^f = R_y^w$.

Компоновку сечения рекомендуется производить в такой последовательности (алгоритм СЕЧЕНИЕ-К).

1. Задаются исходными данными для проектирования: $N, l_{ef, x}, l_{ef, y}, \varphi$ (здесь φ – начальное значение коэффициента продольного изгиба, принимается в пределах $\varphi = 0,7 \dots 0,8$).

2. Задаются прочностными и деформативными характеристиками материалов поясов и стенки в зависимости от способа предварительного напряжения (вытяжка поясов, вытяжка стенки).

3. Принимают $[\sigma_w] = R_y^w$ (для случая предварительного напряжения вытяжкой поясов) или вычисляют (для случая предварительного напряжения вытяжкой стенки):

$$[\sigma_w] = 70 \cdot (1,4 - \varphi^2)^2. \quad (5.35)$$

4. Определяют оптимальное значение коэффициента компоновки сечения по формуле:

$$\alpha = 2,54 \cdot \xi \cdot \left(1 + \sqrt{1 + \frac{0,131}{\xi}}\right), \quad (5.36)$$

$$\xi = \left(\frac{1,4 - \varphi_x^2}{1,56 - \varphi_y}\right) \cdot \left(\frac{l_{\text{ef},y}}{l_{\text{ef},x}}\right)^2 \sqrt{\frac{R_y^{\text{opt}}}{[\sigma_w]}}. \quad (5.37)$$

5. Находят высоту сечения колонны (расстояние между центрами сечения поясных листов):

$$h = \sqrt{\frac{2,5 \cdot N \cdot (1,4 - \varphi_x^2)}{\varphi \cdot R_y^{\text{opt}} \cdot (1 + 2 \cdot \alpha)}} \sqrt{\frac{E_w}{[\sigma_w]}}. \quad (5.38)$$

6. Подбор сечения колонны производится в такой последовательности.

6.1. Вычисляют требуемую толщину стенки:

$$t_w = \frac{h}{2,5 \cdot (1,4 - \varphi^2)} \sqrt{\frac{[\sigma_w]}{E_w}}. \quad (5.39)$$

6.2. Находят площадь одного пояса:

$$A_f = 0,5 \cdot \left(\frac{N}{\varphi \cdot R_y^{\text{opt}}} - h_w \cdot t_w \right). \quad (5.40)$$

6.3. Определяют размеры пояса, причем толщину определяют по формуле (5.25):

$$b_f = h \cdot \left(\frac{l_{\text{ef},y}}{l_{\text{ef},x}}\right) \cdot \sqrt{\frac{1 + 6 \cdot \alpha}{2 \cdot \alpha}}. \quad (5.41)$$

6.4. По сортаменту подбирают сечения поясов и стенки, вычисляют:

$$\alpha = \frac{b_f \cdot t_f}{h_w \cdot t_w}. \quad (5.42)$$

6.5. Находят геометрические характеристики сечений, величины гибкости $(\bar{\lambda}_x, \bar{\lambda}_y)$, коэффициенты продольного изгиба (φ_x, φ_y) и параметры предварительного напряжения:

$$\beta_f = \frac{n + 2 \cdot \alpha}{\frac{\varphi_y}{\varphi_x} + 2 \cdot \alpha}, \quad (5.43)$$

$$\beta_w = \frac{\beta_f \cdot R_y^i}{[\sigma_w]}, \quad (5.44)$$

где $n = \frac{[\sigma_w]}{R_y^f}$ – отношение предельных напряжений в стенке к расчетному

сопротивлению стали поясов.

6.6. Вычисляют установившиеся напряжения в стенке

$$[\sigma_w^{yct}] = [\sigma_w] \cdot (\beta_f - 1) \leq R_y^w. \quad (5.45)$$

В случае предварительного напряжения вытяжкой стенки назначают марку стали стенки, при этом $R_y^w \geq \sigma_w^{yct}$.

6.7. Определяют геометрические характеристики подобранного сечения.

7. В соответствии с указаниями СНиП II-23-81* [5] или по формулам (5.18) – (5.22) находят коэффициенты продольного изгиба, считая $R_y = R_y^{opt}$.

8. Вычисления по п.п. 3–7 продолжают, пока не выполнится условие:

$$|\varphi^j - \varphi^{j-1}| \leq 0,001, \quad (5.46)$$

где j – номер итерации расчета.

9. Проверяют несущую способность скомпонованного сечения:

$$\sigma_f = \frac{N}{\varphi \cdot A} \leq \gamma_c \cdot \beta_f \cdot R_y^f; \quad (5.47)$$

$$\sigma_w = \frac{N}{\varphi \cdot A} \leq \gamma_c \cdot \beta_w \cdot [\sigma_w], \quad (5.48)$$

где σ_f , σ_w – фактические напряжения соответственно в поясах и стенке от действующей нагрузки.

Если $b_f > h_w$, сечение проектируется из условия $b_f = h_w$, в такой последовательности.

1. Вычисляют требуемую площадь поясов:

$$A_f^{tp} = \frac{N}{\varphi \cdot \gamma_c \cdot R_y^{opt} \cdot \left[2 + \frac{1,56 - \varphi}{1,69 \cdot (1,4 - \varphi^2)} \right] \cdot \sqrt{\frac{[\sigma_w]}{R_y^f}}}. \quad (5.49)$$

2. Вычисляют требуемые толщину и ширину пояса:

$$t_f = \sqrt{\frac{A_f}{1,477 \cdot (1,56 - \varphi)}}; \quad (5.50)$$

$$b_f = \frac{A_f}{t_f}. \quad (5.51)$$

3. Находят требуемую толщину стенки:

$$t_w^{\min} = \frac{b_f}{2,5 \cdot (1,4 - \varphi^2)}. \quad (5.52)$$

4. Назначают толщину поясов и стенки с учетом сортамента листового проката, определяют коэффициент компоновки и гибкость элемента:

$$\alpha = \frac{A_f}{A_w}; \quad (5.53)$$

$$\bar{\lambda}_y = \frac{l_{ef,y}}{b_f} \cdot \sqrt{\frac{6 \cdot (1 + 2 \cdot \alpha) \cdot R_y^{\text{opt}}}{\alpha \cdot E_f}}. \quad (5.54)$$

5. Выполняют проверку сечения по формулам (5.47) и (5.48).

Учет влияния ОН в двутаврах на стадии компоновки сечения выполняется путем введения коэффициентов продольного изгиба φ , полученных по формулам (5.18) – (5.22). После подбора сечения выполняют проверку несущей способности колонны по алгоритму ЦЕНТР-2.

Пример 5. Требуется подобрать сечение двутавровой колонны на нагрузку 680 кН. Эксцентриситет приложения нагрузки 65 мм. Расчетная длина колонны в плоскости большей жесткости 2900 мм, в плоскости меньшей жесткости – 1450 мм. Материал – сталь марки 09Г2С с расчетным сопротивлением $R_y = 333$ МПа.

По опыту проектирования принимаются $\varphi_e = 0,543$; $m_{ef} = 1,40$. Находят оптимальное значение коэффициента компоновки по формулам (5.36), (5.37):

$$\xi = \left(\frac{1,4 - 0,543^2}{1,56 - 0,543} \right) \cdot \left(\frac{1450}{2900} \right)^2 \sqrt{\frac{333}{333}} = 0,272;$$

$$\alpha = 2,54 \cdot 0,272 \cdot \left(1 + \sqrt{1 + \frac{0,131}{0,272}} \right) = 1,532.$$

Высота сечения колонны по формуле (5.38):

$$h = \sqrt{\frac{2,5 \cdot 680 \cdot (1,4 - 0,543^2)}{0,543 \cdot 330 \cdot 1000 \cdot (1 + 2 \cdot 1,532)}} \sqrt{\frac{206000}{333}} = 0,252 \text{ м.}$$

Требуемая толщина стенки по формуле (5.39):

$$t_w = \frac{0,252}{2,5 \cdot (1,4 - 0,543^2)} \cdot \sqrt{\frac{333}{206000}} = 0,00367 \text{ м.}$$

Принято $t_w = 0,004$ м, тогда площадь одного пояса по формуле (5.40):

$$A_f = 0,5 \cdot \left(\frac{680}{0,543 \cdot 333 \cdot 1000} - 0,252 \cdot 0,004 \right) = 0,00138 \text{ м}^2.$$

Размеры поясов по формулам (5.41), (5.25)

$$b_f = 0,252 \cdot \left(\frac{1450}{2900} \right) \cdot \sqrt{\frac{1+6 \cdot 1,532}{2 \cdot 1,532}} = 0,23 \text{ м};$$

$$t_f = \frac{0,230}{1,477 \cdot (1,56 - 0,543)} \cdot \sqrt{\frac{333}{210000}} = 0,00615 \text{ м}.$$

Приняты сечения поясов и стенки. По формуле (5.42):

$$\alpha = \frac{0,16 \cdot 0,008}{0,24 \cdot 0,004} = 1,33.$$

Геометрические характеристики скомпонованного сечения:

$$A = 2 \cdot 0,16 \cdot 0,008 + 0,24 \cdot 0,004 = 0,00352 \text{ м}^2 (35,2 \text{ см}^2);$$

$$I_x = 4397 \text{ см}^4; I_y = 546 \text{ см}^4; r_x = 11,18 \text{ см}; r_y = 3,94 \text{ см};$$

$$\bar{\lambda}_x = 1,042; m = 0,645; m_{ef} = 1,111; \varphi_e = 0,621; \varphi_y = 0,885; c = 0,694.$$

Проверка несущей способности сечения по формуле (5.47) без учета ОН:

$$\sigma_f = \frac{680}{0,621 \cdot 0,00352 \cdot 1000} = 311,1 \text{ МПа} \leq R_y^f = 333 \text{ МПа}.$$

Проверка из плоскости действия момента по формуле (5.4):

$$\sigma_f = \frac{680}{0,694 \cdot 0,885 \cdot 0,00352 \cdot 1000} = 314,5 \text{ МПа} \leq R_y^f = 333 \text{ МПа}.$$

Оба условия выполняются.

Величины ОСН и ОРН в поясах при $k_f = 4 \text{ мм}$ и $\delta = 2 \text{ мм}$ по формулам (2.64) и (2.67):

$$\sigma_{\text{res, str}}^{(f)} = \frac{333 \cdot \left[(16 - 1,6) + \sqrt{(16 - 1,6)^2 - 2 \cdot (4,9 - 1,6) \cdot 16} \right]}{2 \cdot 16} = 255 \text{ МПа};$$

$$\sigma_{\text{res, com}}^{(f)} = 333 - 255 = 78 \text{ МПа}.$$

Расчетное сопротивление стали поясов с учетом ОН по формуле (5.29):

$$\beta_f \cdot R_y^f = 333 - 78 = 255 \text{ МПа}.$$

Проверка несущей способности сечения по формуле (5.47):

$$\sigma_f = \frac{680}{0,621 \cdot 0,00352 \cdot 1000} = 311,1 \text{ МПа} \leq \gamma_c \cdot \beta_f \cdot R_y^f = 255 \text{ МПа.}$$

Проверка из плоскости действия момента по формуле (5.4):

$$\frac{680}{0,694 \cdot 0,885 \cdot 0,00352 \cdot 1000} = 314,5 \text{ МПа} \leq \gamma_c \cdot \beta_f \cdot R_y^f = 255 \text{ МПа.}$$

Условия (5.47) и (5.4) не выполняются, требуется продолжить подбор.

Геометрические характеристики увеличенного сечения:

$$A = 2 \cdot 0,18 \cdot 0,008 + 0,24 \cdot 0,004 = 0,00416 \text{ м}^2 (41,6 \text{ см}^2);$$

$$I_x = 5381 \text{ см}^4; I_y = 1067 \text{ см}^4; r_x = 11,37 \text{ см}; r_y = 5,1 \text{ см};$$

$$\bar{\lambda}_x = 1,025; m = 0,623; m_{ef} = 1,076; \varphi_e = 0,633; \varphi_y = 0,922, c = 0,702.$$

Величины ОСН и ОРН в поясах по формулам (2.64) и (2.67):

$$\sigma_{\text{res, str}}^{(f)} = \frac{333 \cdot \left[(20 - 1,6) + \sqrt{(20 - 1,6)^2 - 2 \cdot (4,9 - 1,6) \cdot 20} \right]}{2 \cdot 20} = 273 \text{ МПа};$$

$$\sigma_{\text{res, com}}^{(f)} = 333 - 273 = 60 \text{ МПа.}$$

Расчетное сопротивление стали поясов с учетом ОН по формуле (5.29):

$$\beta_f \cdot R_y^f = 333 - 60 = 273 \text{ МПа.}$$

Проверка несущей способности сечения по формуле (5.47):

$$\sigma_f = \frac{680}{0,633 \cdot 0,00416 \cdot 1000} = 258,2 \text{ МПа} \leq \gamma_c \cdot \beta_f \cdot R_y^f = 273 \text{ МПа.}$$

Проверка из плоскости действия момента по формуле (5.4):

$$\sigma_f = \frac{680}{0,694 \cdot 0,922 \cdot 0,00416 \cdot 1000} = 255,5 \text{ МПа} \leq \gamma_c \cdot \beta_f \cdot R_y^f = 273 \text{ МПа.}$$

Условия (5.47) и (5.4) выполняются.

При компоновке с учетом влияния ОСН площадь сечения оказалась на 18,2% больше. Этим подтверждается важность проблемы учета влияния ОН при проектировании двутавровых элементов.

Несущая способность колонны без учета влияния ОН составляет $P = 333 \cdot 0,694 \cdot 0,922 \cdot 0,00416 \cdot 1000 = 886 \text{ кН.}$

6. ТЕХНОЛОГИЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ЭФФЕКТИВНЫХ ПО РАСХОДУ МАТЕРИАЛА СТАЛЬНЫХ КОНСТРУКЦИЙ С РЕГУЛИРУЕМЫМ ОСТАТОЧНЫМ СОСТОЯНИЕМ

Устранение и искусственное регулирование ОНС любым из известных способов возможно в условиях типовых технологических процессов заводов или цехов металлоконструкций без существенного усложнения технологического процесса. Выбор конкретного способа устранения ОН остается за технологами и зависит от требований к точности изготовления и качеству изделия.

Изготовление стальных конструкций с регулируемым ЛТВ ОНС рекомендуется выполнять в заводских условиях. В условиях строительной площадки рекомендуется выполнять регулирование ЛТВ путем прогрева кромок или наплавки сварных швов на кромках поясов элементов усиления для включения их в работу совместно с усиливаемой конструкцией. При изготовлении конструкций следует руководствоваться общими требованиями и правилами, оговоренными в действующих нормативных документах [259].

Целенаправленное создание заданного ОНС в элементах двутаврового сечения, положительно влияющего на их работу под нагрузкой, возможно одним из следующих способов.

1. Регулирование ЛТВ (вариант – наплавка валиков) рекомендуется выполнять полуавтоматом под слоем флюса сварочной проволокой Св-08 или в среде углекислого газа проволокой Св-08Г2С. Валики рекомендуется наплавлять попарно на одном поясе. Наплавку сварных швов вручную (включение элементов усиления в работу) рекомендуется выполнять обратноступенчатым швом участками длиной не более 200 мм.

2. Регулирование ЛТВ (вариант – прогрев кромок до температуры выше критической точки A_{C3}) участков поясов рекомендуется выполнять в процессе изготовления на установке для изготовления сварных двутавров с предварительным напряжением поясов или осуществлять последовательным перемещением двух газовых горелок по длине поясов. При этом перемещение двух газовых горелок по поясу необходимо производить параллельно с одинаковой скоростью. Разогрев изделий следует осуществлять нагревательными устройствами одинаковой тепловой мощности.

Регулирование ОНС путем последовательного перемещения газовой горелки по одной кромке пояса по всей длине двутавра не допускается. В этом случае разогрев кромок одного пояса следует производить участками длиной не более 200 мм в обратноступенчатом порядке.

Регулирование ОНС в элементах усиления для включения их в работу совместно с усиливаемой конструкцией следует производить путем попеременного разогрева кромок одного пояса участками длиной не более 100 мм.

Регулирование ОНС путем ЛТВ производить в последовательности, изложенной в технологическом регламенте, который разрабатывается на выпуск конкретной индивидуальной или серийной конструкции.

При монтаже конструкций, изготовленных с применением сварных предварительно напряженных двутавров или конструкций с регулируемым ОНС, запрещается огневая резка, правка и сварка по всей длине элементов. Огневая резка допускается только при разрезке двутавров на мерные длины, сварка — только при креплении элементов конструктивного оформления в строгом соответствии с проектом.

Монтажные стыки рекомендуется проектировать и выполнять с применением накладок и высокопрочных болтов.

Примыкания элементов конструктивного оформления, выполняемые в соответствии с проектом с помощью сварки, следует производить только на фасонках, приваренных в соответствующих местах на заводе-изготовителе металлоконструкций.

Металлические конструкции с использованием предварительно напряженных двутавров, содержащих тонкостенные элементы повышенной гибкости, должны быть защищены от коррозии, тепловых излучений. Не допускается нагрев конструкций выше 100 °С.

Склаживать, транспортировать и монтировать конструкции, содержащие предварительно напряженные относительно гибкие элементы сечения, необходимо таким образом, чтобы избежать возникновения местных прогибов стенки или поясов двутавров.

Ориентировочный расчет эффективности применения регулирования путем наплавки валиков выполняется по двум показателям: снижение веса конструкции (экономия стали) и увеличение трудоемкости. Тогда

$$E = (G_s \cdot m_s - G_t \cdot T_s \cdot l_s) \cdot n, \quad (6.1)$$

где E — эффективность применения регулирования ОНС ЛТВ; G_s , m_s — соответственно стоимость 1 т металла и количество сэкономленного металла вследствие применения регулирования ЛТВ; G_t , T_s , l_s — соответственно цена единицы трудоемкости, трудоемкость наплавки 1 м валика и общая длина валиков при регулировании ЛТВ; n — количество однотипных конструкций.

Трудоемкость T_s наплавки 1 м сварного шва принимается по данным завода-изготовителя или по справочным данным [260, 261 и др.].

Пример 6. Экспериментальные образцы с наплавленными по кромкам поясов валиками показали несущую способность в среднем на 10% выше, чем образцы без наплавки [262]. С достаточной для практических целей точностью можно считать, что эффект наплавки валиков общей длиной 6 м вызывает уменьшение массы колонны на 10%. Масса образца составляет 82,6 кг, тогда снижение массы составит примерно 8 кг.

Увеличение трудоемкости изготовления составляет [260]: $6 \times 0,11 = 0,66$ чел.-ч. Стоимость 1 чел.-дня составляет 220 грн., следовательно, наплавка валиков увеличивает стоимость изделия на 17,7 грн. Снижение металлоемкости колонны позволит сэкономить $0,008 \times 4800 = 38,4$ грн. (отпускная цена металла составляла 4800 грн./т). Как видно из приведенных расчетов, применение наплавки валиков позволяет сэкономить на одном изделии 20,7 грн. или 250,6 грн. на 1 т колонн.

Пример 7. Масса ствола колонны павильона в прокатном варианте составляет $77,7 \times 6 = 466$ кг, а в сварном – $56,5 \times 6 = 339$ кг. Таким образом, вес конструкции уменьшен на 127 кг, а стоимость по материалу – на 609,6 грн.

Увеличение трудоемкости изготовления сварных конструкций связано с выполнением дополнительных технологических операций по сравнению с изготовлением колонн из широкополочных двутавров [260, 261 и др.].

К таким операциям относятся:

- при стыковке – разметка торцов с набивкой плавки;
- резка торцов секатором и зачистка кромок;
- правка листов;
- сборка и сварка заготовки (предварительная стыковка);
- фрезеровка стыкового шва;
- правка заготовки;
- разметка контура деталей и отверстий с набивкой плавки;
- роспуск заготовки на полосы (пятью резаками);
- зачистка кромок;
- правка на плоскость (на вальцах) и на ребро;
- сборка колонны в кондукторе;
- сварка четырех поясных швов с кантовкой колонны;
- правка грибовидности поясов;
- наплавка валиков.

Расчет трудоемкости изготовления сварной колонны выполнен в табличной форме (табл. 6.1).

При расчете трудоемкости не учитывались работы, которые присутствуют и при изготовлении колонн из прокатных двутавров (фрезеровка торцов, сверление отверстий и т.п.)

Расчет трудоемкости изготовления сварной колонны

№ п/п	Технологическая операция	Единица измерения	Объем	Трудоемкость единицы объема, чел.-ч	Трудоемкость операции, чел.-ч
1	Разметка торцов с набивкой плавки	1 торец	6	0,05	0,30
2	Резка торцов секатором и зачистка кромок	1 пог. м	6	0,06	0,36
3	Правка листов	м ²	4,2	0,06	0,25
4	Сборка и сварка заготовки	1 пог. м	12	0,10	1,2
5	Фрезеровка стыкового шва	1 пог. м	12	0,04	0,48
6	Правка заготовки	1 лист	2	0,05	0,10
7	Разметка контура деталей и отверстий с набивкой плавки	м ²	4,2	0,1	0,42
8	Роспуск заготовки на полосы	1 пог. м реза	30	0,08	2,4
9	Зачистка кромок	1 пог. м	30	0,015	0,45
10	Правка на плоскость (на вальцах) и на ребро	100 пог. м.	0,18	3,6	0,65
11	Сборка колонны в кондукторе	1 марка	1	0,86	0,86
12	Сварка четырех поясных швов с кантовкой колонны	1 пог. м шва	24	0,1	2,4
13	Правка грибовидности поясов	1 марка	1	0,5	0,5
14.	Наплавка валиков	1 пог. м	12	0,11	1,32
	ИТОГО				11,69

Таким образом, трудоемкость изготовления ствола колонны в сварном варианте составляет 11,69 чел.-ч или 1,43 чел.-дня. Стоимость изготовления изделия составляет $1,43 \times 220 = 314,6$ грн. Экономический эффект от замены прокатного элемента на сварной за счет снижения металлоемкости составляет $\Xi = 609,6 - 314,6 = 295$ грн., или 439 грн. на 1 т конструкций.

Как видно из приведенного расчета, эффект от снижения расхода стали при изготовлении конструкции практически в 2...4 раза превышает затраты на наплавку валиков.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Изложенные в монографии расчетные методики и предложения по регулированию ОНС в стальных колоннах и балках позволяют выпускать экономичные конструкции. Основные результаты работы могут быть сформулированы следующим образом.

1. Обобщены результаты теоретических и экспериментальных исследований в области определения ОНС в элементах двутаврового сечения, возникающего после изготовления, и его влияния на несущую способность и деформативность. На основе выполненного обобщения обоснована возможность регулирования ОНС стальных конструкций путем ЛТВ с целью оптимизации ОНС для повышения несущей способности.

2. Разработаны инженерные методы расчетного определения параметров ОНС, возникающего после изготовления и регулирования ЛТВ. Методы базируются на традиционно используемых для решения таких задач физических гипотезах и допущениях. Определение ОНС с применением разработанных методов отличается простотой по сравнению с более точными существующими методами, а результаты расчетов качественно и количественно согласуются с экспериментальными данными.

3. Решена задача определения критической нагрузки для прямоугольных пластин с учетом влияния ОНС и установлена возможность снижения устойчивости до 20% при наличии ОНС в пластине после наплавки сварных швов по контуру.

4. Изученные закономерности деформирования и усовершенствованные методы расчета изгибаемых элементов позволяют учесть повышенную (до 20%) деформативность сварных двутавровых балок. Методы базируются на традиционно используемых гипотезах и допущениях строительной механики, наиболее полно описывающих поведение элементов под нагрузкой, и распространяются на конструкции как для нового строительства, так и находящиеся в эксплуатации и требующие усиления. Общее решение справедливо при различных граничных условиях.

5. Изученные закономерности деформирования и усовершенствованные методы расчета сжатых стальных конструкций двутаврового сечения с учетом влияния ОНС позволяют оценить их несущую способность и деформативность. Методы базируются на традиционно используемых гипотезах и допущениях строительной механики, наиболее полно описывающих поведение элементов под нагрузкой. Общее решение справедливо при различных граничных условиях.

Расчетами доказана возможность и обоснована необходимость регулирования ОНС путем наплавки валиков по кромкам или прогрева кромок выше критической точки A_{C3} для повышения несущей способности

сжатых элементов на 10...37 %. Результаты расчетов хорошо согласуются с данными экспериментальных исследований.

6. Усовершенствованы методы учета влияния ОНС на определение оптимальных параметров при компоновке сечений обычных и предварительно напряженных сварных двутавровых колонн и балок. Подбор сечений выполняется с использованием известных предложений и дополнительных предпосылок, учитывающих наличие остаточных напряжений. Методы позволяют проектировать элементы меньшей (до 20%) массы за счет рационального размещения материала и положительного влияния ОН.

Изучено ОНС предварительно напряженной вытяжкой нижнего пояса двутавровой балки. Установлено, что вытяжка нижнего пояса упреждающим разогревом перед сваркой поясных швов способствовала не только появлению остаточного выгиба балки, но и выравниванию ОРН в нижнем поясе. Результаты расчетов ОНС хорошо согласуются с данными экспериментальных исследований.

7. На основе математического эксперимента установлена область рационального применения разработанных методов расчета устойчивости центрально сжатых двутавровых элементов при изгибе в плоскости меньшей жесткости. Влияние ОНС необходимо учитывать при расчетах элементов со значениями гибкости 60...120 и пределами текучести стали 205...410 МПа. Для этих диапазонов величин гибкости и пределов текучести стали установлены закономерности изменения коэффициента продольного изгиба и предложены формулы для его определения в зависимости от вида ОНС.

8. Сформулированы требования и разработана технология изготовления экономичных по расходу материала стальных конструкций двутаврового сечения. Снижение массы конструкций достигается за счет проведения операций по регулированию ОНС в определенной последовательности. Разработанная технология ориентирована на возможности существующих цехов и заводов металлических конструкций.

СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Техническое состояние строительных металлических конструкций в Украине / А.В. Шимановский, В.Н. Гордеев, А.И. Оглобля и др. // Автомат. сварка. – 2001. – № 9. – С. 33–38.
2. Стан та залишковий ресурс фонду будівельних металевих конструкцій в Україні / А.В. Перельмутер, В.М. Гордеев, Є.В. Горохов та ін.; За ред. д-ра техн. наук А.В. Перельмутера. – К.: Вид-во “Сталь”, 2002. – 166 с.
3. Металлические конструкции: В 3 т. Т. 1. Общая часть: Справочник проектировщика / Под общ. ред. В.В. Кузнецова / ЦНИИПроектсталь-конструкция им. Н.П. Мельникова. – М.: АСВ, 1998. – 576 с.
4. ДБН В.2.3-14:2006. Споруди транспорту. Мости та труби. Правила проектування / Мінбуд України. – К.: Мінбуд України, 2006. – 359 с.
5. СНиП II-23-81*. Стальные конструкции / Госстрой СССР. – М.: ЦИТП Госстроя СССР, 1990. – 96 с.
6. Сварные строительные конструкции. Т. 2. Типы конструкций / В.Н. Шимановский, Э.Ф. Гарф, В.А. Пермяков и др.; Под ред. Л.М. Лобанова. – Киев: ИЭС им. Е.О. Патона, 1997. – 680 с.
7. ДСТУ 2860-94. Надійність техніки. Терміни та визначення. – (Введено вперше). Введено 28.12.94. – К.: Держстандарт України, 1995. – 85 с.
8. Разработка технологии изготовления и методов расчета металлических стержней и пластин, предварительно напряженных локальными термическими воздействиями (ЛТВ): Отчет о НИР (промежуточ.) / Донбас. горно- металлург. ин-т; Руководитель темы А.И. Голоднов. – Тема №22 г/б; № ГР UA 01001668Р; Инв. № 0294U002445. – Алчевск, 1992. – 68 с.
9. Голоднов А.И. Строительная механика стержней и пластин, имеющих поля остаточных напряжений. – Алчевск: ДГМИ, 1997. – 112 с.
10. Николаев Г.А., Куркин С.А., Винокуров В.А. Сварные конструкции. Прочность сварных соединений и деформации конструкций: Учеб. пособие. – М.: Высш. школа, 1982. – 272 с.
11. Недосека А.Я. Основы расчета сварных конструкций. – К.: Вища шк., 1988. – 263 с.
12. Сагалевиц В.М. Методы устранения сварочных деформаций и напряжений. – М.: Машиностроение, 1974. – 248 с.
13. Гликман Л.А. Устойчивость остаточных напряжений и их влияние на механические свойства металла и прочность изделия // Тр. Ленингр. инж.-экон. ин-та. – Л.: Изд-во Ленингр. ун-та, 1956. – Вып. 13. – С. 145–203.
14. Гликман Л.А. Методы определения остаточных напряжений // Тр. Ленингр. инж.-экон. ин-та. – Л.: Изд-во Ленингр. ун-та, 1960. – Вып. 30. – С. 58–98.

15. Винокуров В.А., Григорьянц А.Г. Теория сварочных деформаций и напряжений. – М.: Машиностроение, 1984. – 280 с.

16. Байкова И.П. Использование обратных выгибов для предупреждения остаточных деформаций изгиба при сварке // Тр. Ленингр. политехн. ин-та. – Л.: ЛПИ, 1964. – Вып. 229. – С. 47–55.

17. Винокуров В.А. Сварочные деформации и напряжения (методы их устранения). – М.: Машиностроение, 1968. – 235 с.

18. Влияние предварительного упругого выгиба на деформации сферической оболочки при сварке фланцев / И.М. Жданов, И.М. Чертов, А.С. Карпенко и др. // Автомат. сварка. – 1974. – № 6. – С. 31–33.

19. Дремлюга А.И., Драган С.В., Подлясский В.В. О влиянии начальных растягивающих напряжений на величину остаточных деформаций при сварке элементов из сплава АМг61 // Тр. Николаев. кораблестроит. ин-та. – Николаев: НКИ, 1973. – Вып. 66. – С. 95–97.

20. Жуков М.Б., Карасева Л.В., Вяликова Л.В. Влияние поперечного сжатия околошовной зоны сварного соединения на продольные перемещения // Автомат. сварка. – 1981. – № 4. – С. 70–72.

21. Казимиров А.А., Терещенко В.И. Сборка и сварка двутавров с предварительным натяжением стенки // Автомат. сварка. – 1958. – № 7. – С. 8–18.

22. Кузьминов С.А. Сварочные деформации судовых корпусных конструкций. –Л.: Судостроение, 1974. – 286 с.

23. Михайлов В.С. Влияние предварительного упругого выгиба конструкции на величину остаточных угловых деформаций при выполнении угловых и стыковых сварных швов // Технология судостроения. – 1964. – №8. – С. 10–19.

24. Михайлов В.С. Правка судовых сварных корпусных конструкций. – Л.: Судостроение, 1972. – 153 с.

25. Мрыка Е. Устранение остаточных напряжений с помощью нагружения и вибрации // Соврем. пробл. сварки и спецэлектрометаллургии. – К.: Наук. думка, 1980. – С. 65–84.

26. Николаев Г.А. Методы борьбы с собственными напряжениями в сварных конструкциях // Автоген. дело. – 1945. – № 10. – С. 7–10.

27. Николаев Г.А., Шиганов Н.В. Устранение деформаций при сварке конструкций // Вестн. машиностроения. – 1950. – № 1. – С. 48–52.

28. Патон Е.О., Горбунов Б.Н., Бернштейн Д.И. Сварка тавров с предварительным выгибом // Автоген. дело. – 1936. – № 12. – С. 11–12.

29. Столбов В.И., Осянкин Г.В. Влияние сборочных напряжений в кромках на перемещения и остаточные напряжения при сварке тонколистовых алюминиевых сплавов // Свароч. пр-во. – 1974. – № 1. – С. 13–14.

30. Терещенко В.И. Продольные деформации в двутаврах с предварительным натяжением стенки // Автомат. сварка. – 1963. – № 7. – С. 50–59.

31. Терещенко В.И. Продольные сварочные деформации в предварительно растянутой и предварительно сжатой пластинах // Автомат. сварка. – 1959. – № 9. – С. 59–65.

32. Шиганов Н.В. Влияние активных сил на деформации при сварке // Напряжения и деформации при сварке // Тр. МВТУ им. Н.Э. Баумана. – М.: Машгиз, 1949. – Вып. 6. – С. 106–141.

33. Anderson J.W., Holt R.E. Prestressing for warpage control of welded steel sheet // Welding Journal. – 1974. – V. 53. – N 7. – P. 430–437.

34. Hill H. Residual welding stresses in aluminum alloys // Met. Progr. – 1961. – V. 80. – N 2. – P. 92–96.

35. Прохоров Н.Н. Технологическая прочность сварных швов в процессе кристаллизации. – М.: Металлургия, 1979. – 248 с.

36. Куркин С.А., Ануфриев В.И., Милехин Е.С. Улучшение механических свойств сварных соединений сплава АМгб путем пластического деформирования в процессе дуговой сварки // Свароч. пр-во. – 1980. – № 3. – С. 20–23.

37. Винокуров В.А. Отпуск сварных конструкций для снижения напряжений. – М.: Машиностроение, 1973. – 213 с.

38. Эффективность методов снижения остаточных сварочных напряжений / А.Я. Недосека, А.А. Грузд, О.И. Зубченко, С.Б. Ищенко // Автомат. сварка. – 1974. – № 3. – С. 66–69.

39. Новиков В.И. О местной термообработке стыковых швов для снятия остаточных напряжений // Автомат. сварка. – 1958. – № 7. – С. 29–35.

40. Подстригач Я.С., Колянко Ю.М. Неустановившиеся температурные поля и напряжения в тонкой пластине. – К.: Наук. думка, 1972. – 308 с.

41. Применение вибрационного нагружения для снятия остаточных напряжений в сварных рамах / О.И. Зубченко, А.А. Грузд, Г.Т. Орехов, А.Г. Состин // Автомат. сварка. – 1974. – № 9. – С. 64–67.

42. Сагалевиц В.М., Завалишин Н.Н., Нашивочников В.В. Устранение деформаций сварных балочных конструкций вибрацией // Свароч. пр-во. – 1979. – № 9. – С. 9–11.

43. Снижение остаточных сварочных напряжений ультразвуковой обработкой / И.Г. Полоцкий, А.Я. Недосека, Г.И. Прокопенко и др. // Автомат. сварка. – 1974. – № 5. – С. 74–75.

44. Янченко Ю.А., Сагалевиц В.М. Влияние ультразвуковой обработки на снижение остаточных напряжений и деформаций сварных соединений из высокопрочных сталей // Вестн. машиностроения. – 1978. – № 11. – С. 60–63.

45. Статников Е.Ш. Оптимизация технологии сборки и сварки металлоконструкций. Технологические аспекты применения виброактивной обработки с целью уменьшения остаточных сварочных напряжений и деформаций // Пути повышения эффективности использования ультразвукового технол. оборудования для обработки материалов: Сб. науч. тр. / ЛДНТП. – Л.: ЛДНТП, 1981. – С. 10–14.

46. Окерблом Н.О. Сварочные напряжения в металлоконструкциях. – М.; Л.: Машгиз, 1950. – 142 с.

47. Петушков В.Г., Пашин А.Н. Оценка эффективности снижения сварочных напряжений приложением внешней нагрузки // Автомат. сварка. – 1975. – №7. – С. 19–23.

48. Бакши О.А., Зайнуллин Р.С. О снятии сварочных напряжений в соединениях с механической неоднородностью приложением внешней нагрузки // Свароч. пр-во. – 1973. – № 10. – С. 10–11.

49. Казимиров А.А., Моргун В.Н., Хоменко В.Ф. Механизм уменьшения остаточных напряжений при импульсной обработке сварных соединений // Автомат. сварка. – 1974. – № 7. – С. 39–43.

50. Куркин С.А., Винокуров В.А. Устранение коробления тонколистовых сварных конструкций прокаткой роликами // Сварка цветных сплавов, редких металлов и пластмасс: Сб. тр. – М.: Оборонгиз, 1961. – С. 186–196.

51. Никифоров Г.Д. Металлургия сварки плавлением алюминиевых сплавов. – М.: Машиностроение, 1972. – 264 с.

52. Петушков В.Г., Кудинов В.М., Березина Н.В. Механизм перераспределения остаточных напряжений при взрывном нагружении // Автомат. сварка. – 1974. – № 3. – С. 37–39.

53. Труфяков В.И., Михеев П.П. Изменение сопротивления усталости сварных соединений под влиянием остаточных напряжений // Тр. Всесоюз. симпозиума по остаточн. напряжениям и методам регулирования. – Щербинка: НИИМАШ, 1982. – С. 386–394.

54. Петушков В.Г. О механизме снижения остаточных напряжений обработкой взрывом // Автомат. сварка. – 1982. – № 4. – С. 1–4.

55. Мернин Б.В., Оленин Е.П. Снижение остаточных сварочных напряжений электрогидравлической обработкой швов // Свароч. пр-во. – 1981. – № 1. – С. 2–3.

56. Опара В.С., Кудинов В.М., Петушков В.Г. Роль деформации изгиба в снижении остаточных сварочных напряжений электрогидроимпульсным методом // Автомат. сварка. – 1982. – № 3. – С. 20–23.

57. Снижение сварочных напряжений при электрогидроимпульсной обработке / В.С. Опара, В.Г. Петушков, В.М. Кудинов, А.С. Крыжановский // Автомат. сварка. – 1980. – № 7. – С. 1–4.

58. Остаточные напряжения в металлах и металлических конструкциях: Сб. статей / Под ред. В.Р. Осгуда. – М.: Изд-во иностр. лит., 1957. – 395 с.

59. Окерблом Н.О. Конструктивно-технологическое проектирование сварных конструкций. – М.; Л.: Машиностроение, 1964. – 420 с.

60. Всесоюзная научно-техническая конференция «Остаточные напряжения и несущая способность деталей машин»: Тез. докл., Харьков, 7–10 сентября 1969 года. – Харьков: Б.и., 1969. – 105 с.

61. Остаточные напряжения и прочность сварных соединений и конструкций. – М.: Машиностроение (МВТУ), 1969. – 243 с.

62. Труды Всесоюзного симпозиума по остаточным напряжениям и методам регулирования. – Щербинка: НИИМАШ, 1982. – 412 с.

63. Труды II Всесоюзного симпозиума «Остаточные технологические напряжения». – Щербинка: НИИМАШ, 1985. – 390 с.

64. Лебедь Д.П., Окара Н.Г. Автоматизация и механизация сварочного производства на Днепропетровском заводе металлоконструкций им. Бабушкина // Свароч. пр-во. – 1961. – № 10. – С. 3–6.

65. Установка для изготовления сварных двутавров с предварительным напряжением полок. Программа и методика приемочных испытаний / ДЗМК им. И.В. Бабушкина. – Днепропетровск: ДЗМК им. И.В. Бабушкина, 1984. – 14 с.

66. Установка для изготовления сварных двутавров с предварительным напряжением полок. Карта уровня / ДЗМК им. И.В. Бабушкина. – Днепропетровск: ДЗМК им. И.В. Бабушкина, 1984. – 7 с.

67. Создание и применение новых видов стальных несущих конструкций из составных двутавров с предварительным растяжением полок по А.с.729327 (центрально-сжатые элементы): Отчет о НИР (промежуточ.) / Коммунар. горн.-металлург. ин-т; Руководитель темы И.И. Набоков. – Тема № 1147; № ГР 76003772; Инв. № 0282.8047572. – Коммунарск, 1981. – 176 с.

68. Создание и применение новых видов стальных несущих конструкций из составных двутавров с предварительным растяжением полок (по А.с. 729327): Отчет о НИР (промежуточ.) / Коммунар. горн.-металлург. ин-т; Руководитель темы И.И. Набоков. – Тема № 1147; – № ГР 76003772; Инв. № 0283.0032798. – Коммунарск, 1982. – 179 с.

69. А.с. 729327 СССР, МКИ Е04 С 21/12. Способ предварительного напряжения металлических колонн / И.И. Набоков, Е.П. Лукьяненко, В.А. Нелидов, В.А. Муляев (СССР); Оpubл. 25.04.80, Бюл. № 14. – 2 с.

70. А.с. 1527393 СССР, МКИ Е04 С 3/10. Способ изготовления предварительно напряженной металлической балки / А.И. Голоднов, Е.П. Лукьяненко, И.И. Набоков (СССР); Оpubл. 07.12.89, Бюл. №45. – 2 с.

71. О разработке и опытно-промышленном освоении технологии индустриального изготовления сварных двутавров с предварительно

напряженной стенкой / М.И. Беккерман, В.Г. Кравченко, В.Д. Тихонов и др. // Эксперимент. исследования конструкций производств. зданий: Сб. науч. тр. / ЦНИИПроектстальконструкция им. Н.П. Мельникова. – М.: Изд. ЦНИИПроектстальконструкции им. Н.П. Мельникова, 1984. – С. 80–86.

72. Сварные строительные конструкции. Т. 1. Основы проектирования конструкций / Л.М. Лобанов, В.И. Махненко, В.И. Труфяков и др.; Под ред. Л.М. Лобанова. – К.: Наук. думка, 1993. – 416 с.

73. Недосека А.Я. Основы расчета и диагностики сварных конструкций. Киев: ИНДПРОМ, 2001. – 815 с.

74. Николаев Г.А., Рыкалин Н.Н. Деформации при сварке конструкций. – М.: Изд-во АН СССР, 1943. – 151 с.

75. Орехов Г.Т. Определение остаточных сварочных напряжений магнитоупругим методом // Автомат. сварка. – 1974. – №4. – С. 30–32.

76. Сагалевиц В.М., Козлов С.В., Шамотко Е.Г. Снижение деформаций при сварке ребристых панелей методом растяжения стенок // Свароч. пр-во. – 1975. – № 2. – С. 16–18.

77. Иванов А. Теоретическое исследование распределения усадочных напряжений при сварке встык в зависимости от направления ведения сварки // Автоген. работник. – 1934. – № 12. – С. 11–19.

78. Товпенек Е.С. Остаточные напряжения в стальных изделиях. – М.: Металлургиздат, 1941. – 82 с.

79. Николаев Г.А. Сварные конструкции. – М.: Машгиз, 1951. – 347 с.

80. Кузьминов С.А. Сварочные деформации судовых корпусных конструкций. – Л.: Судостроение, 1974. – 286 с.

81. Окерблом Н.О. Сварочные деформации и напряжения. – М.; Л.: Машгиз, 1948. – 252 с.

82. Окерблом Н.О. Расчет деформаций металлоконструкций при сварке. – М.; Л.: Машгиз, 1955. – 212 с.

83. Трочук И.П. Внутренние усилия и деформации при сварке. – М.: Машиностроение, 1964. – 247 с.

84. Кудрявцев И.В. Внутренние напряжения как резерв прочности в машиностроении. – М.: Машгиз, 1951. – 278 с.

85. Окерблом Н.О., Байкова И.П. Газовая вырезка точных деталей // Вестн. Машиностроения. – 1951. – № 5. – С. 54–59.

86. Окерблом Н.О. Расчетное определение деформаций при контактной точечной сварке // Свароч. пр-во. – 1962. – № 9. – С. 6–8.

87. Окерблом Н.О. Влияние остаточных напряжений, создаваемых сваркой, на местную и общую устойчивость элементов сварных конструкций // XIII Конгресс Междунар. ин-та сварки (13–19 июня 1960 года в г. Льеже). – М.: Гос. изд-во машиностр. лит., 1962. – С. 233–239.

88. Окерблом Н.О. О расчете общей устойчивости сжатых сварных стержней // Автомат. сварка. – 1963. – № 1. – С. 48–53.

89. Байкова И.П., Лебедев А.И. Теория сварочных деформаций и напряжений и ее практическое применение // Тр. Ленингр. политехн. ин-та. – Л.: Изд-во ЛПИ, 1967. – Вып. 281. – С. 66–77.

90. Большаков К.П. Исследование термомеханических процессов при сварке пролетных строений // Некоторые вопросы применения сварки в мостостроении. – М.: Трансжелдориздат, 1950. – Вып. 2. – С.89–94.

91. Выбор оптимального поля предварительного подогрева пластин при сварке / Я.И. Бурак, Я.П. Романчук, А.А. Казимиров, В.П. Моргун // Автомат. сварка. – 1979. – № 5. – С.15–19.

92. Игнатьева В.С. Напряженное состояние, возникающее при сварке кольцевых швов // Науч. докл. высш. шк. Строительство. – 1958. – № 3. – С. 156–166.

93. Рыкалин Н.Н. Расчеты тепловых процессов при сварке. – М.: Машгиз, 1951. – 296 с.

94. Винокуров В.А. Моделирование сварочных напряжений и деформаций // Изв. вузов. Машиностроение. – 1962. – № 10. – С. 174–177.

95. Винокуров В.А., Калинин В.М. Экспериментальные исследования временных перемещений цилиндрических обечаек при сварке кольцевого шва // Изв. вузов. Машиностроение. – 1974. – № 11. – С. 153–157.

96. Аладинский В.В., Павлович А.А., Винокуров В.А. Исследование остаточных напряжений при электрошлаковой сварке плит // Технология остаточн. напряжений: Матер. 3 Всесоюз. симпозиума. – М., 1988. – С. 6–10.

97. Винокуров В.А., Григорянц А.Г. Способ определения временных и остаточных напряжений при движении упругопластической зоны в пластине при помощи ЦВМ // Изв. вузов. Машиностроение. – 1967. – № 5. – С. 149–155.

98. Винокуров В.А., Николаев Г.А. Исследования деформативности и прочности элементов сварных конструкций // Технология изготовления заготовок в машиностроении. – М.: Машиностроение, 1971. – С. 24–40.

99. Винокуров В.А., Григорянц А.Г., Шубладзе Т.Г. Определение временных деформаций и напряжений при сварке для случая плоского напряженного состояния // Свароч. пр-во. – 1976. – №8. – С. 1–4.

100. Григорянц А.Г., Винокуров В.А. Воспроизведение на образце условий деформирования металла при сварке // Автомат. сварка. – 1977. – № 10. – С. 8–11.

101. Винокуров В.А. Программированное нагружение как метод определения свойств металла при решении сварочных задач о напряженно-

деформированном состоянии // Математ. методы в сварке. – К.: Наук. думка, 1981. – С. 55–64.

102. Недосека А.Я. Влияние деформаций по толщине на остаточные напряжения в пластине со сварной точкой // Автомат. сварка. – 1973. – № 7. – С. 30–34.

103. Недосека А.Я. Остаточные напряжения при сварке стыкового шва // Автомат. сварка. – 1974. – № 11. – С. 32–38.

104. Недосека А.Я., Горленко Г.И. Пластические деформации и остаточные напряжения при сварке одиночной точки // Автомат. сварка. – 1979. – № 6. – С. 1–4.

105. Махненко В.И. Расчетные методы исследования кинетики сварочных деформаций и напряжений. – Киев: Наук. думка, 1976. – 320 с.

106. Tall L. Residual stressed in Welded plates a theoretical study // Weld. Journ.-1964. – V. 43. – № 1. – P. 10–23.

107. Русин С.П. Об оптимизации остаточных напряжений в разнородных пластинах при диффузионной сварке // Изв. вузов. Машиностроение. – 1988. – № 10. – С. 119–123.

108. Леус Ю.Я. К вопросу определения остаточных сварочных напряжений и деформаций в стальных ортотропных плитах // Теорет. и эксперим. исследования напряж. состояния элементов строит. металлоконструкций. – М.: Стройиздат, 1989. – С. 51–56.

109. Талыпов Г.Б., Приближенная теория сварочных деформаций и напряжений. – Л.: ЛГУ, 1957. – 206 с.

110. Талыпов Г.Б. Сварочные деформации и напряжения. – Л.: Машиностроение, 1973. – 278 с.

111. Masubuchi K. Analysis of welded structures. Residual stresses, distortion and their consequences. – London: Pergamon Press, 1980. – 642 p.

112. Masubuchi K. Analytical investigation of residual stresses and distortions due to welding // Weld. Journ. – 1960. – V. 39. – № 12. – P. 525–537.

113. Прохоренко В.М. Приближенный расчетный метод определения остаточных напряжений при сварке // Автомат. сварка. – 1981. – № 10. – С. 5–13.

114. Махненко В.И. Перспективы применения численных методов расчета сварных конструкций на прочность. – К.: Знание, 1978. – 41 с.

115. Махненко В.И. Развитие теории сварочных напряжений и деформаций // Тр. Всесоюз. симпозиума по остаточн. напряжениям и методам регулирования. – Щербинка: НИИМАШ, 1982. – С. 271–294.

116. Моделирование деформационных процессов при компьютерном проектировании технологии точечной контактной сварки / В.И. Махненко,

Ю.А. Скосягин, Е.А. Великоиваненко и др. // Автомат. сварка. — 1994. — № 2. — С. 23–26.

117. Махненко В.И., Великоиваненко Е.А., Мусияченко А.В. Влияние неоднородности выполнения сварки кольцевого шва на остаточные напряжения и деформации в цилиндрической оболочке // Автомат. сварка. — 1994. — № 11. — С. 7–10.

118. Великоиваненко Е.А., Махненко О.В., Зайффарт П.И. Прогнозирование сварочных деформаций при сварке с ограниченным тепловыделением // Автомат. сварка. — 1995. — № 9. — С. 45–50.

119. Фомичев С.К., Осламовский Ю.А., Великоиваненко Е.А. Экспериментально-расчетный метод определения расчетных напряжений в зонах кольцевых швов оболочечных конструкций // Автомат. сварка. — 1998. — № 5. — С. 14–18.

120. Остаточные сварочные напряжения в зоне кольцевых сварных стыков трубопроводов из аустенитной стали / В.И. Махненко, Е.А. Великоиваненко, В.М. Шекера и др. // Автомат. сварка. — 1998. — № 11. — С. 32–39.

121. Применение математических методов в сварке: Сб. науч. трудов / Ин-т Электросварки АН УССР / Под ред. В.И. Махненко. — К.: Наук. думка, 1988. — 166 с.

122. Гатовский К.М. Кинетика образования пластических деформаций при автоматической сварке листов из малоуглеродистой стали // Свароч. пр-во. — 1971. — № 10. — С. 6–9.

123. Гатовский К.М. Расчет напряжений, деформаций, перемещений при сварке методом конечных элементов // Тр. Ленингр. кораблестроит. ин-та. — Л.: ЛКИ, 1974. — Вып. 92. — С. 119–125.

124. Михайлов В.С. Исследование угловых деформаций в стыковых и тавровых соединениях / Тр. ЦНИИТС. — Л.: Судпромгиз, 1959. — Вып. 22. — С. 32–77.

125. Махненко В.И., Шекера В.М., Скосягин Ю.А. Угловые деформации при сварочном нагреве пластин // Автомат. сварка. — 1972. — № 7. — С. 25–28.

126. Винокуров В.А., Григорьянц А.Г., Шубладзе Т.Г. Экспериментально- расчетное определение собственных деформаций и напряжений при сварке конструкций средних толщин // Тр. Всесоюз. симпозиума по остаточн. напряжениям и методам регулирования. — Щербинка: НИИМАШ, 1982. — С. 136–140.

127. Pritykin I.A., Romero M. de J. De formaciones longitudinales de soldadura cuando se sueldan planchas y perfiles // Construction Mag. — 1987. — V. 12. — № 3. — P. 48–54.

128. Oddx A.S., Gokan J.A. Medill J.M.J. Numerical analysis of transformation plasticity in finite element analysis of welds // Journal de mecanique. Theorique et appliquee. – 1990. – V. 9. – № 3. – P. 253–263.

129. Игнатьева В.С. Метод "фиктивных" температур как основа исследований в области напряженно-деформированного состояния сварных соединений // Метал. конструкции в стр-ве: Сб. тр. / МИСИ. – М.: МИСИ им. В.В. Куйбышева, 1979. – Вып. 152. – С.71–88.

130. Международная конференция «Сварные конструкции»: Тез. докл. / АН УССР. ИЭС им. Е.О.Патона, Киев, 24-28 сентября 1990 г. / Ред. кол.: Л.М. Лобанов (отв. ред.) и др. – К.: ИЭС им. Е.О. Патона, 1990. – 295 с.

131. Автоматическая сварка. – 2000. – № 9–10. – 250 с.

132. Патон Е.О., Шеверницкий В.В., Дзевалтовский К.И. Усадочные напряжения в круговых и продольных швах барабанов при разных способах сварки. – К.: Изд-во АН УССР, 1938. – 124 с.

133. Патон Е.О., Горбунов Б.Н., Берштейн Д.И. Влияние усадочных напряжений на прочность сварных конструкций // Автоген. дело. – 1937. – №7. – С. 4–15.

134. Левитанский И.В. Экспериментально-теоретическое исследование местной устойчивости натурных моделей центрально-сжатых поясов тяжелых сварных ферм из сталей высокой прочности // Третья конф. по сварке в стр-ве. Сб. № 1. Сварка метал. конструкций. – М.: Стройиздат, 1971. – С.112–115.

135. Левитанский И.В., Платов Г.С. О начальных сварочных напряжениях и их влиянии на местную устойчивость составных стержней из термоупругой стали // Третья конф. по сварке в стр-ве. Сб. № 1. Сварка метал. конструкций. – М.: Стройиздат, 1971. – С. 121–125.

136. Radaj D. Nennstrukturspannungen für gangige Schweißpunktproben // Konstruktion. – 1989. – V. 41. – № 8. – P. 255–259.

137. Hernandez J., Dehaut P., Vannes A.B. Determination des contraintes residuelles creees par rechargement par plasma a arc transfere. Etude de l'influence d'un post-traitement // Revue de metallurgie. Memoires et etudes scientifiques. – 1987. – V. 84. – № 7–8. – P. 387–395.

138. Великанов Н.Л. Определение остаточных сварочных напряжений в балочных конструкциях // Совершенствование техн. эксплуатации корпусов судов: Тез. докл. Всесоюз. науч.-техн. конф., посвященной 80-летию проф. А.Г. Архангородского. – Калининград: Б.и., 1989. – С. 69–71.

139. Schönbach W. Zur Ermittlung der Eigenspannungen in stabund scheibenartigen Bauteilen infolge von Quernahten und punktformigen Eigenspannungsquellen // Stalbau. – 1962. – V.31. – № 12. – P. 365–378.

140. Николаев Г.А. Научно-исследовательские работы МВТУ в области прочности сварных конструкций // Автомат. сварка. – 1970. – № 5. – С. 29–32.

141. Дьяков Ю.Г., Кархин В.А. Экспериментально-численный метод определения поля остаточных сварочных напряжений / Тр. Всесоюз. симпозиума по остаточн. напряжениям и методам регулирования. – Щербинка: НИИМАШ, 1982. – С. 181–187.

142. Игнатьев А.Г., Михайлов В.И., Гончаров В.Я. Определение остаточных сварочных напряжений методом вдавливания в сочетании с голографической интерферометрией // Технология свароч. пр-ва: Сб. тр. / ЧПИ им. Ленинского комсомола. – Челябинск: ЧПИ им. Ленинского комсомола, 1987. – С. 91–94.

143. Игнатьев А.Г., Пызин Г.П., Шахматов М.В. Голографические измерения остаточных сварочных напряжений с использованием оптической фазовой компенсации // Свароч. пр-во. – 1989. – № 6. – С.34–36.

144. Чернышев Г.Н., Антонов А.А. Определение остаточных напряжений при помощи создания отверстий и голографической интерферометрии // Тр. II Всесоюз. симпозиума “Остаточн. технолог. напряжения”. – М.: Б.и., 1985. – С. 348–356.

145. Makiro A., Neison D. Residual-stress determination by single-axis holographic interferometry and hole drilling. Pt.1. Theory // Exper. Mech. – 1994. – V.34. – № 1. – P. 66–78.

146. Residual stress determination by single-axis holographic interferometry and hole drilling. Pt.2. Experiments / D. Neison, E. Fuchs, A. Makiro, D. Williams // Exper. Mech. – 1994. – V. 34. – № 1. – P. 79–82.

147. Roy G. Orientation of prinsipal stress component // Exper. Mech. – 1994. – V. 18. – № 1. – P. 37–40.

148. Lin S.-T., Hsieh C.-T., Hu C.-T. Two holographic blindhole methods for measuring residual stress // Exper. Mech. – 1994. – V. 34. – № 2. – P. 141–147.

149. Маковецкий В.А., Клыков Н.А. Исследования концентраторов напряжений в сварных соединениях с угловыми швами методом фотоупругих покрытий: Сб. тр. / ЧПИ им. Ленинского комсомола. – Челябинск: ЧПИ им. Ленинского комсомола, 1968. – Вып. 63. – С. 156–163.

150. Моделирование сварочных напряжений на образцах из оптически активного материала / В.С. Игнатьева, В.А. Бобренко, А.И. Рошин, М.С. Хубиев: Сб. тр. / МИСИ им. В.В. Куйбышева. – М.: МИСИ им. В.В.Куйбышева, 1970. – Вып. 85. – С. 98–103.

151. Экспериментальные исследования сварочных напряжений и деформаций / Б.С. Касаткин, Л.М. Лобанов, В.В. Волков и др. – Киев: Наук. думка, 1976. – 148 с.

152. Гуща О.И., Лебедев В.К. Измерение остаточных напряжений в сварных соединениях без разрушения // Автоматическая сварка. – 1969. – №1. – С. 42–44.

153. Estuar F.R., Tall L. Experimental investigation of welded built-up columns // Weld. journ. – 1963. – V. 42. – № 4. – P. 164–176.

154. Cooper P.B., Lew H.S., Yen B.T. Welded constructional alloy steel plate girders // Proceeding of the American Society of civil engineers. Journal of the Structural Division. – 1964. – V. 90. – № 1. – Part.1. – P. 1–36.

155. Казимиров А.А., Недосека А.Я., Лобанов А.И. Аналитическое описание процесса образования продольных сварочных деформаций и напряжений // Автомат. сварка. – 1969. – № 2. – С. 39–44.

156. Серенко А.Н., Рамазанов С.Х. Исследование влияния сварочных напряжений на несущую способность сварных элементов из титанового сплава при статических и циклических нагружениях // Свароч. пр-во: Сб. тр. / ЛПИ. – Л.: ЛПИ, 1966. – Вып. 262. – С. 26–34.

157. Горохов Е.В., Васылев В.Н. Снижение деформаций при роспуске широкополочных двутавров на тавры // Свароч. пр-во. – 1985. – № 3. – С. 28.

158. Васылев В.Н., Писарский А.М. Горячекатаные уголки с гарантированной эпюрой внутренних напряжений // Междунар. конф. «Теория и практика метал. конструкций»: Сб. тр. Том 1, Донецк – Макеевка, 2–4 декабря 1997 года / Ред. кол.: Е.В. Горохов, В.П. Королев, А.М. Югов, С.В. Колесниченко. – Донецк; Макеевка: ДонГАСА, 1997. – С. 139–142.

159. Кихара Х., Фуджита Ю. Влияние остаточных напряжений на проблемы неустойчивости // XIII Конгресс Междунар. ин-та сварки (13–19 июня 1960 года в г. Льеже). – М.: Гос. изд-во машиностр. лит, 1962. – С. 240–249.

160. А.с. 909069 СССР, МКИ Е04 С 21/12 Способ предварительного напряжения металлической балки / К.Д. Басиев, С.С. Касабиев, И.Н. Мастерко (СССР); Оpubл. 28.02.82, Бюл. № 8. – 2 с.

161. Игнатьева В.С., Парлашкевич В.С., Смирнов В.Г. Инженерная методика расчета остаточных деформаций сварных двутавровых балок и колонн // Сб. тр. / МИСИ им. В.В. Куйбышева. – М.: МИСИ им. В.В. Куйбышева, 1975. – Вып. 119. – С. 129–137.

162. Напряженно-деформированное состояние при сварке стержней составного несимметричного сечения / Г.А. Доник, В.С. Игнатьева, В.С. Парлашкевич и др. // Сб. тр. / МИСИ им. В.В. Куйбышева. – М.: МИСИ им. В.В. Куйбышева, 1977. – Вып. 136. – С. 46–53.

163. Исследования распределения остаточных сварочных напряжений в сварной двутавровой балке / В.С. Игнатьева, В.Э. Абсиметов, В.С. Парлашкевич, И.Б. Гримберг // Конструкции и технологии строит. пр-ва. – Караганда: Б.и., 1979. – С. 116–122.

164. Альменов К.С. Исследования влияния остаточных сварочных напряжений на прогибы стальных балок: Автореф. дис ... канд. техн. наук: 05.23.01 / МИСИ им. В.В. Куйбышева. – Москва, 1981. – 23 с.

165. Игнатьева В.С., Вершинин В.П., Барышев В.М. Влияние остаточных сварочных напряжений на местную устойчивость стенки балки // Метал. конструкции. – М.: Стройиздат, 1984. – С. 91–103.

166. Махненко В.И., Пивторак Н.И., Шекера В.М. Расчет изгибно-крутильных деформаций при сварке тонкостенных стержней открытого профиля // Автомат. сварка. – 1973. – № 7. – С. 24–29.
167. Абсиметов В.Э. Исследование работы сварных балок с несимметричным расположением ребер жесткости и малой массой наплавленного металла: Автореф. дис ... канд. техн. наук: 05.23.01 / МИСИ им. В.В. Куйбышева. – Москва, 1979. – 21 с.
168. Трусов П.В., Няшин Ю.И., Скороходов А.Н. Определение остаточных напряжений в горячекатаных двутавровых балках. Сообщение 1 // Изв. вузов. Чер. металлургия. – 1977. – № 5. – С. 84–87.
169. Исследование остаточных напряжений в горячекатаных широкополочных двутаврах. Сообщение 1 / Ю.И. Няшин, П.В. Трусов, А.Н. Скороходов, Н.Ф. Грицук // Изв. вузов. Чер. металлургия. – 1977. – № 11. – С. 106–108.
170. Остаточные напряжения в профилях и способы их снижения / А.Н. Скороходов, Е.Г. Зудов, А.А. Киричков, Ю.П. Петренко. – М: Металлургия, 1985. – 184 с.
171. Рентгеновский метод и аппаратура для определения остаточных сварочных напряжений / А.С. Персидский, Ю.Н. Ефремов, В.Н. Крюковский и др. // Автомат. сварка. – 1975. – № 1. – С. 61–63.
172. Соломатин В.Е., Новоселова Т.М. Опыт применения рентгеновского метода определения остаточных напряжений в сварных соединениях // Автомат. сварка. – 1982. – № 2. – С. 72–73.
173. Ульянов Б.А., Загайнов Н.И. Состояние и перспективы развития метода рентгенотензометрии // Эксперим. методы исследований деформаций и напряжений. – К.: ИЭС им. Е.О. Патона, 1983. – С. 176–182.
174. Дель Г.Д. Определение напряжений в пластической области по распределению твердости. – М.: Машиностроение, 1971. – 200 с.
175. Белокур И.П., Коваленко В.А. Дефектоскопия материалов и изделий. – К.: Техн., 1989. – 192 с.
176. Степаненко С. Г., Жиготький Є.О. Використання магнітного методу для визначення причини вибуху газових балонів // Бюлетень пожежної безпеки. – 2002. – № 1. – С.13–14.
177. Магнитный контроль напряженно-деформированного состояния и остаточного ресурса сосудов, работающих под давлением / Б.Е. Попов, Е.А. Левин, В.С. Котельников и др. // Безопасность труда в пром. – 2001. – № 3. – С. 25–30.
178. Козлов С.В., Иванов А.П., Голоднов А.И. Оптимизация остаточных напряжений в сечениях прокатных уголков // Соврем. пробл. стр-ва: Ежегод. науч.-техн. сб. / Донецкий ПромстройНИИпроект. – Донецк: ООО «Лебедь», 2001. – С. 234–239.

179. Голоднов О.І., Іванов А.П., Козлов С.В. Дослідження напруженого стану в металевих елементах електромагнітним методом // Механіка і фізика руйнування будівельних матеріалів і конструкцій: Зб. наук. праць / Фіз.-мех. ін-т ім. Г.В. Карпенка НАН України. – Львів: Каменяр, 2002. – С. 231–236.

180. Остаточные напряжения в деформируемых твердых телах / Г.Н. Чернышев, А.Л. Попов, В.М. Козинцев, И.И. Пономарев. – М.: Наука, 1996. – 240 с.

181. Блейх Ф. Устойчивость металлических конструкций. – М.: Гос. изд-во физ.-мат. лит., 1959. – 544 с.

182. Геммерлинг А.В. Несущая способность стержневых стальных конструкций. – М.: Госстройиздат, 1958. – 207 с.

183. Лейтес С.Д. Устойчивость внецентренно сжатого упруго-пластического стержня Н-образного сечения // Матер. по метал. конструкциям. – М.: Изд-во лит. по стр-ву, 1966. – Выпуск 11. – С. 61–76.

184. Августын Я. Влияние остаточных напряжений на поведение сжатых стержней // Свароч. пр-во. – 1961. – № 11. – С. 15–18.

185. Шелестенко Л.П. Влияние собственных остаточных напряжений на общую устойчивость сжатых сварных Н-образных элементов // Железнодорож. стр-во. – 1954. – № 2. – С. 22–24.

186. Небылов В.М. Учет сварочных напряжений при расчете элементов конструкций на устойчивость // Автомат. сварка. – 1961. – № 2. – С. 3–14.

187. Трочун И.П. К вопросу о расчете на устойчивость элементов сварных конструкций // Автомат. сварка. – 1962. – № 5. – С. 47–54.

188. Ожигин В.В. Влияние остаточных напряжений на устойчивость центрально-сжатых сварных стержней // Тр. Ленингр. политехн. ин-та. – Л.: ЛПИ, 1966. – Вып. 262. – С. 35–45.

189. Луи Х., Массоне Ч. Влияние остаточных напряжений на явления неустойчивости металлоконструкций // XIII Конгресс Междунар. ин-та сварки (13–19 июня 1960 г. в г. Льеже). – М.: Гос. изд-во машиностр. лит., 1962. – С. 223–232.

190. Толл Л., Хьюбер А., Бидл Л. Остаточные напряжения и неустойчивость стержней при осевых нагрузках колонн // XIII Конгресс Междунар. ин-та сварки (13–19 июня 1960 года в г. Льеже). – М.: Гос. изд-во машиностр. лит., 1962. – С. 267–279.

191. Влияние остаточных напряжений от сварных швов на критическую нагрузку, вызывающую продольный изгиб двутавровых балок / Х. Луи, Ч. Массоне, П. Гийо, П. Галлэ, Г.Кайзер // XIII Конгресс Междунар. ин-та сварки (13–19 июня 1960 года в г. Льеже). – М.: Гос. изд-во машиностр. лит., 1962. – С. 280–295.

192. Байкова И.П. Деформации и напряжения сварных элементов при растяжении и сжатии // Третья конф. по сварке в стр-ве. Сб. № 1. Сварка метал. конструкций. - М.: Стройиздат, 1971. - С. 116-121.

193. Бельский Г.Е. О влиянии остаточных сварочных напряжений на общую устойчивость внецентренно-сжатых стержней // Третья конф. по сварке в стр-ве. Сб. № 1. Сварка метал. конструкций. - М.: Стройиздат, 1971. - С. 121-128.

194. А.с. 1523647 СССР, МКИ E04 C 3/10, E04 G 23/02. Способ усиления металлических колонн двутаврового сечения / И.И. Набоков, А.И. Голоднов, А.И. Филатов, В.П. Голоднова (СССР), Оpubл. 23.11.89, Бюл. № 43. - 2 с.

195. Гавриш В.С. Влияние остаточных напряжений на несущую способность внецентренно-сжатых сварных стержней / Запорож. индустр. ин-т. - Запорожье, 1993. - 5 с. - Деп. в ГНТБ Украины 14.06.93, № 1146 - Ук 93.

196. Шкураков Л.В. Прочность и устойчивость внецентренно сжатых тонкостенных стержней с учетом остаточных напряжений и развития пластических деформаций: Автореф. дис ... канд. техн. наук: 01.02.03 / КИСИ. - К., 1985. - 24 с.

197. Голоднов А.И., Набоков И.И., Хвортова М.Ю. Методика определения несущей способности центрально сжатых стержней, предварительно напряженных ЛТВ // Матер. междунар. науч.-техн. конф. «Новые методы расчета, материалы и технологии в стр-ве» (г. Алчевск, 13-16 сентября 1993 года). - Алчевск: ДГМИ, 1993. - С. 85-91.

198. Расчет и проектирование элементов металлических конструкций на основе двутавров с заданными полями начальных напряжений: Учеб. пособие / А.И. Голоднов, М.Ю. Хвортова. - Алчевск: ДГМИ, 1997. - 116 с.

199. Голоднов А.И., Хвортова М.Ю. Использование практических методик определения несущей способности сжатых стержней с учетом имеющихся полей начальных напряжений // Междунар. конф. «Теория и практика метал. конструкций» (г. Макеевка, 2-4 декабря 1997 года): Сб. тр. Т.1. - Донецк; Макеевка: ДГАСА, 1997. - С.65-67.

200. Голоднов А.И. К вопросу учета остаточных напряжений в сечениях сжатых двутавровых стержней при их расчетах // Автомат. сварка. - 2001. - № 5. - С. 8-10.

201. Голоднов А.И. К определению несущей способности стержней из сварных двутавров при совместном действии постоянных и ветровых нагрузок // Вісн. Донбас. держ. академії будівництва і архітектури: Зб. наук. праць: Будівельні конструкції, будівлі та споруди - Т. 1. - Вплив вітру на будинки і споруди. - Макіївка: ДонДАБА, 2001. - Вип. 2001-4 (29). - С. 99-101.

202. Голоднов А.И., Хвортова М.Ю. Экспериментальные исследования полей остаточных напряжений в составных и прокатных двутаврах // Автомат. сварка. – 2002. – № 3. – С. 29–31.

203. Голоднов А.И., Полишко С.Н. Повышение несущей способности внецентренно-сжатых стержней из сварных двутавров за счет оптимизации полей остаточных напряжений // Вісн. Придніпр. Держ. академії будівництва та архітектури. – Дніпропетровськ: ПДАБтаА, 2001. – №10. – С. 17–22.

204. Голоднов А.И., Замула А.А. Устойчивость сжатых стержней, имеющих поля остаточных напряжений в сечениях на части длины // Сб. науч. тр. / ДГМИ. – Алчевск: ДГМИ, 2002. – Вып. 15. – С. 291–298.

205. Голоднов А.И., Хвортова М.Ю. Устойчивость металлических стержней при наличии начальных напряжений // Наук.-практ. пробл. моделювання та прогнозування надзвичайних ситуацій: Зб. наук. статей / КНУБА. – К.: КНУБА, 2002. – Вип. 5. – С. 127–132.

206. Голоднов А.И. Повышение несущей способности сжатых стальных двутавровых стержней путем предварительного напряжения // Зб. наук. праць Луганського нац. аграр. ун-ту. Сер.: Техн. науки. – Луганськ: ЛНАУ, 2002. – С. 171–176.

207. Голоднов А.И. Устойчивость металлических стержней двутаврового сечения при изгибе в плоскости минимальной жесткости // Буд. конструкції: Міжвідом. наук.-техн. зб. / НДІБК. – К.: НДІБК, 2002. – Вип. 57. – С. 50–56.

208. Голоднов А.И., Набоков И.И. Несущая способность двутавровых стержней предварительно напряженных локальными термическими воздействиями // Теорет. основи будівництва: Зб. наук. праць / Придніпр. Держ. академія будівництва та архітектури і Варш. техн. ун-т. – Днепропетровск: ПГАСА, 2003. – Вип. 11. – С. 81–84.

209. Голоднов А.И. Повышение устойчивости эксплуатируемых колонн за счет оптимизации полей остаточных напряжений // Захист від корозії і моніторинг залишк. ресурсу промисл. будівель, споруд та інж. мереж: Матер. міжнар. конф. – Донецьк: УАМК, 2003. – С. 325–330.

210. Беленя Е.И. Предварительно напряженные металлические конструкции. – М: Стройиздат, 1975. – 415 с.

211. Беленя Е.И. Обзор исследований предварительно напряженных металлических конструкций // III Междунар. конф. по предварит. напряженным метал. конструкциям. Т. 1. – М.: Стройиздат, 1973. – С.57–74.

212. Металлические конструкции. Общий курс: учебник для ВУЗов / Е.И. Беленя, В.А. Балдин, Г.С. Веденников и др./ Под общ. ред. Е.И. Белени. – 6-е изд., перераб. и доп. – М.: Стройиздат, 1985. – 560 с.

213. Шимановский В.Н., Акимов А.А. Предварительное напряжение конструкций, напрягаемых методом упругого деформирования отдельных элементов // Изв. вузов. Стр-во и архитектура. – 1986. – № 10. – С.11–16.

214. Толмачев К.Х., Горынин Л.Г. Регулирование напряжений в основе оптимального проектирования // III Междунар. конф. по предварит. напряженным метал. конструкциям. Т. II. Проектирование предварит. напряженных металлических конструкций. – М.: Стройиздат, 1973. – С.113–121.

215. Бирюлев В.В. Металлические конструкции с регулируемым напряжением. – Новосибирск: Б.и., 1978. – 85 с.

216. Клячин А.З. Методика оптимального проектирования стальных предварительно изогнутых неразрезных подкрановых балок // III Междунар. конф. по предварит. напряженным метал. конструкциям. Т. II. Проектирование предварит. напряженных металлических конструкций. – М.: Стройиздат, 1973. – С.147–157.

217. Вайнштейн Е.И. Предварительно напряженные бестросовые конструкции: Учеб. пособие для студентов ПГС. – Челябинск: ЧПИ им. Ленинского комсомола, 1983. – 97 с.

218. Вахуркин В.М. К выбору формы стальной балки с предварительным напряжением // Строит. механика и расчет сооружений. – 1959. – № 2. – С. 35–39.

219. Беленя Е.И., Килимник Л.И. Работа предварительно напряженных балок при развитии пластических деформаций // Пром. стр-во. – 1965. – № 5. – С. 29–34.

220. Клинов И.Г. Оптимальные параметры металлических бестросовых предварительно напряженных балок // Изв. вузов. Стр-во и архитектура. – 1967. – № 3. – С. 19–23.

221. Кравчук В.А. Стальные балки, предварительно напряженные вытяжкой стенки // Изв. вузов. Стр-во и архитектура. – 1981. – № 1. – С. 15–19.

222. Мазо Б.И. Исследования стальных балок, предварительно напряженных термическим способом, без специальных напрягающих элементов: Автореф. дис ... канд. техн. наук: 05.480 / ЛИСИ. – Ленинград, 1972. – 25 с.

223. Ференчик Т.Р., Токачек А.Г. Предварительное напряжение стальных конструкций. – М.: Стройиздат, 1979. – 433 с.

224. Вайнштейн Е.И., Козьмин И.Б., Мартенс М.А. Предварительно напряженные бестросовые балки с верхним поясом-распоркой // Исследования по строит. механике и строит. конструкциям: Темат. сб. науч. тр. / ЧПИ им. Ленинского комсомола. – Челябинск: ЧПИ им. Ленинского комсомола, 1985. – С.56–60.

225. Вайнштейн Е.И., Дубовик В.Г., Козьмин Н.Г. Исследование внутренних напряжений в сварных двутаврах, изготовленных на сборосварочном стане ЗМК // Исследования по строит. механике и строит. конструкциям: Темат. сб. науч. тр. / ЧПИ им. Ленинского комсомола. – Челябинск: ЧПИ им. Ленинского комсомола, 1983. – С. 60–64.

226. Рекомендации по проектированию решетчатых колонн с ветвями из сварных двутавров с преднапряженной стенкой / ЦНИИПСК им. Н.П. Мельникова. – М.: Изд-во ЦНИИПСК им. Н.П. Мельникова, 1985. – 36 с.

227. Беккерман М.И., Кравченко Л.В., Тихонов В.Д. Экспериментально-теоретические исследования балок, изготовленных из сварных двутавров с преднапряженной стенкой // Эксперим. исследования конструкций производств. зданий: Сб. науч. тр. / ЦНИИпроектстальконструкция им. Н.П. Мельникова. – М.: Изд-во ЦНИИпроектстальконструкции им. Н.П. Мельникова, 1984. – С. 30–39.

228. Методические рекомендации по применению облегченных предварительно напряженных сварных двутавров для реконструкции промышленных предприятий / НИИСП Госстроя СССР; Сост. И.И. Набоков, А.И. Голоднов, Е.П. Лукьяненко и др. – К.: НИИСП, 1988. – 45 с.

229. Голоднов А.И., Филатова Л.Н., Набоков И.И. Принципы компоновки составных двутавровых сечений изгибаемых элементов из сталей различных марок // Соврем. проблемы стр-ва: Ежегод. науч.-техн. сб. / Донецкий ПромстройНИИпроект. – Донецк: ООО «Лебедь», 2001. – С. 234–239.

230. Голоднов А.И. Зависимость «момент–кривизна» для сварных двутавровых балок // Соврем. строит. конструкции из металла и древесины: Сб. науч. тр. / Одес. гос. академия стр-ва и архитектуры. – Одесса: ОГАСА, 2003. – С. 55–63.

231. Рекомендации по усилению каменных конструкций зданий и сооружений / ЦНИИСК им. В.А. Кучеренко. – М.: Стройиздат, 1984. – 36 с.

232. Лашченко М.И. Повышение надежности металлических конструкций зданий и сооружений при реконструкции. – Л.: Стройиздат, Ленингр. отделение, 1986. – 136 с.

233. Ребров И.С. Усиление стержневых металлических конструкций: Проектирование и расчет. – Л.: Стройиздат, 1988. – 288 с.

234. Рекомендации по оценке состояния и усилению строительных конструкций промышленных зданий и сооружений / НИИСК. – М.: Стройиздат, 1989. – 104 с.

235. Пособие по проектированию усиления стальных конструкций (к СНиП II-23-81*) / УкрНИИПроектстальконструкция. – М.: Стройиздат, 1989. – 159 с.

236. Пособие по контролю состояния строительных конструкций зданий и сооружений в агрессивных средах, проведению обследований и проектированию и восстановлению защиты конструкций от коррозии (к СНиП 2.03.11-85) / ЦНИИПроектстальконструкция им. Н.П. Мельникова. – М.: Стройиздат, 1989. – 51 с.

237. ДБН 362-92. Оценка технического состояния стальных конструкций эксплуатируемых производственных зданий и сооружений. – К.: Гос. комитет Украины по делам архитектуры, строительства и охраны исторической среды, 1993. – 47 с.

238. Нормативні документи з питань обстежень, паспортизації, безпечної та надійної експлуатації виробничих будівель і споруд. – К.: Держбуд України, 1999. – 152 с.

239. Металлические конструкции: В 3 т. – Т. 3. Стальные сооружения, конструкции из алюминиевых сплавов. Реконструкция, обследование, усиление и испытание конструкций зданий и сооружений: Справочник проектировщика / По общ. ред. В.В. Кузнецова / ЦНИИПроектстальконструкция им. Н.П. Мельникова. – М.: АСВ, 1999. – 528 с.

240. Настанови з визначення технічного стану мостів / Кер. розробки А.І. Лантух-Лященко– К.: НТУ, 2002. – 98 с.

241. Тихонов А.Н., Самарский А.А. Уравнения математической физики. – М.: Наука, 1966. – 724 с.

242. Прудников А.П., Брычков Ю.А., Маричев О.И. Интегралы и ряды. Элементарные функции. – М.: Наука, 1981. – 800 с.

243. Лурье А.И. Теория упругости. – М.: Наука, 1970. – 940 с.

244. Амензаде Ю.А. Теория упругости. – М.: Высшая школа, 1976. – 272 с.

245. Малинин Н.Н. Прикладная теория пластичности и ползучести. – М.: Машиностроение, 1975. – 400 с.

246. Писаренко Г.С., Можаровский Н.С. Уравнения и кривые задачи теории пластичности и ползучести. – Киев: Наукова думка, 1981. – 496 с.

247. Броуде Б.М. Устойчивость пластинок в элементах стальных конструкций. – М.: Из-во и тип. Машстройиздата в Лгр., 1949. – 240с.

248. Беляев Н.М. Сопротивление материалов. – М.: Гос. из-во физ.-мат. лит-ры, 1962. – 856 с.

249. Вайнберг Д.В., Вайнберг Е.Д. Пластины, диски, балки-стенки. – Киев: Госстройиздат УССР, 1959. – С.799–837.

250. Методические рекомендации по расчету системы "железобетонная балка-деформируемое основание" / НИИСК Госстроя СССР; Сост. В.Я. Бачинский, А.И. Голоднов. – К.: НИИСК Госстроя СССР, 1987. – 12 с.

251. Голоднов А.И. Деформирование сжато-изгибаемых элементов сооружений из упругопластических материалов при изменении условий закрепления // Буд. конструкції: Міжвідом. наук.-техн. зб. / НДІБК.– К.: НДІБК, 2004. – Вип. 60. – С. 627–632.

252. ДСТУ Б В.1.2-3:2006. Система забезпечення надійності та безпеки будівельних об'єктів. Прогини і переміщення. Вимоги проектування. – Введено вперше (із скасуванням в Україні розділу 10 СНиП 2.01.07-85); Введ. 01.01.2007. – К.: Мінбуд України, 2006. – 10 с.
253. ДБН В.1.1-5-2000. Здания и сооружения на подрабатываемых территориях и просадочных грунтах. Часть 1. Здания и сооружения на просадочных грунтах / Государственный комитет строительства, архитектуры и жилищной политики Украины. – К., 2000. – 87 с.
254. ДБН В.1.1-5-2000. Здания и сооружения на подрабатываемых территориях и просадочных грунтах. Часть 2. Здания и сооружения на подрабатываемых территориях / Государственный комитет строительства, архитектуры и жилищной политики Украины. – К., 2000. – 65 с.
255. СНиП 3.03.01-87. Несущие и ограждающие конструкции / Госстрой СССР. – М.: Стройиздат, 1989. – 192 с.
256. Голоднов А.И., Набоков И.И., Полишко С.Н. Принципы компоновки сечений сжатых стальных двутавровых стержней с учетом влияния остаточных напряжений // Теорет. основы будівництва: Зб. наук. праць. Т. II / Придніпр. держ. академія будівництва та архітектури і Варш. техн. ун-т. – Варшава: Варш. техн. ун-т, 2002. – Вип. 10. – С. 626–631.
257. Соболев Ю.В. Центральные сжатые стержни // Строит. механика и расчет сооружений. – 1988. – №2. – С. 69–73.
258. Соболев Ю.В. Прямой метод расчета стальных сжато-изгибаемых элементов // Строит. механика и расчет сооружений. – 1988. – №6. – С. 42–46.
259. СНиП III-18-75. Металлические конструкции. Правила производства и приемки работ / Госстрой СССР. – М.: Стройиздат, 1976. – 161 с.
260. Лихтарников Я.М. Металлические конструкции. Методы технико-экономического анализа при проектировании. – М.: Стройиздат, 1968. – 264 с.
261. Фигаровский А.В. Технология изготовления металлических конструкций: Учеб. пособие. – М.: МИСИ им. В.В. Куйбышева, 1978. – 119 с.
262. Голоднов А.И., Полишко С.Н. Эффективность применения сварных элементов вместо прокатных при реконструкции зданий и сооружений // Вісник Донбаської державної академії будівництва і архітектури: Збірник наукових праць / ДонДАБА. – Макіївка: ДонДАБА, 2005. – Вип. 2005–8(56). – С. 61–64.

Научное издание

Александр Иванович Голоднов

**Регулирование остаточных напряжений
в сварных двутавровых колоннах и балках**

Редактор Р. И. Гусячая
Оригинал-макет и верстка А. И. Голоднов

Подписано в печать 03.04.2008 г.
Формат 60х90/16. Бумага офсетная.
Печать офсетная. Усл. печ. л. 9,5.
Уч.-изд. л. 6,19. Тираж 300 экз.
Зак. № 0120.

02660, г. Киев, просп. Освободителей, 1
Издательство «Сталь»
Тел./факс 516-55-92, 543-45-02