

Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение
высшего образования
«САНКТ-ПЕТЕРБУРГСКИЙ ГОСУДАРСТВЕННЫЙ
АРХИТЕКТУРНО-СТРОИТЕЛЬНЫЙ УНИВЕРСИТЕТ»

На правах рукописи

СМИРНОВ МАКСИМ ОЛЕГОВИЧ

**ПРОЧНОСТЬ И УСТОЙЧИВОСТЬ СТЕРЖНЕВЫХ
ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИЙ ИЗ ХОЛОДНОГНУТЫХ
ПРОФИЛЕЙ С ФАКТИЧЕСКИ РЕДУЦИРОВАННЫМ
СЕЧЕНИЕМ**

Специальность 2.1.1. Строительные конструкции, здания и сооружения

ДИССЕРТАЦИЯ

на соискание ученой степени кандидата технических наук

Научный руководитель
доктор технических наук,
профессор Г.И. Белый

Санкт-Петербург – 2021

ОГЛАВЛЕНИЕ

ВВЕДЕНИЕ.....	5
ГЛАВА 1. АНАЛИЗ ИССЛЕДОВАНИЙ НЕСУЩЕЙ СПОСОБНОСТИ ТОНКОСТЕННЫХ ХОЛОДНОГНУТЫХ СТАЛЬНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ.....	14
1.1 Общие сведения и область применения легких стальных тонкостенных конструкций (ЛСТК).....	14
1.2 Особенности работы тонкостенных холодногнутых элементов	21
1.3 Анализ исследований пространственной устойчивости тонкостенных стержней.....	23
1.4 Анализ исследований влияния потери местной устойчивости и формы сечения на работу элементов ЛСТК.....	26
1.5 Особенности расчета элементов ЛСТК по СП (EN) на прочность при общем случае нагружения	31
1.6 Особенности расчета стальных тонкостенных холодногнутых стержней на общую устойчивость по действующим нормам	33
1.6.1 Расчет общей устойчивости при центральном сжатии	33
1.6.2 Расчет общей устойчивости плоской формы изгиба	37
1.6.3 Расчет общей устойчивости при внецентренном сжатии	38
1.7 Выводы по главе	39
ГЛАВА 2. ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЧНОСТИ СТЕРЖНЕЙ ЛСТК ПРИ ОБЩЕМ СЛУЧАЕ ЗАГРУЖЕНИЯ	41
2.1 Постановка задачи исследования.....	41
2.2 Влияние потери местной устойчивости на несущую способность тонкостенных холодногнутых элементов.....	44

2.3	Определение влияния местной потери устойчивости на эффективные характеристики сечения по Eurocode и СП	49
2.4	Влияние потери устойчивости формы сечения на несущую способность тонкостенных холодногнутых элементов.....	50
2.5	Методика определения фактической редукции сечения тонкостенных холодногнутых элементов при совместном действии нескольких силовых факторов.....	55
2.6	Прямой метод расчета на прочность ЛСТК с учетом реальной работы элемента и его фактической редукции.....	63
2.7	Обратный метод расчета на прочность ЛСТК с учетом действительной работы их элементов по фактической редукции	70
2.8	Сравнение результатов прямого и обратного численно-аналитических методов расчета на прочность ЛСТК.....	73
2.9	Сравнение результатов расчета на прочность по предлагаемой методике с СП (Eurocode)	80
2.10	Выводы по главе	86
ГЛАВА 3.	ИССЛЕДОВАНИЕ ОБЩЕЙ УСТОЙЧИВОСТИ	
	СТЕРЖНЕВЫХ ЭЛЕМЕНТОВ ЛСТК.....	87
3.1	Постановка задачи исследования общей устойчивости тонкостенных холодногнутых составных стержневых элементов конструкций	87
3.2	Аналитическое решение задач устойчивости тонкостенных стержней с нередуцированным сечением.....	88
3.3	Обратная численно-аналитическая методика расчета стержневых элементов ЛСТК на устойчивость	93
3.4	Программный алгоритм для определения коэффициентов потери общей устойчивости ЛСТК обратным методом	96

3.5 Сравнение результатов расчета на общую устойчивость по предлагаемой методике с МКЭ и СП (Eurocode)	101
3.5.1 Определение коэффициентов потери общей устойчивости методом конечных элементов.....	102
3.5.2 Результаты сравнительного анализа методов расчета.....	107
3.5.3 Проверочный расчет стержня с несимметричным сечением	111
3.6 Инженерная методика расчета ЛСТК на общую устойчивость с учетом фактической редукции.....	113
3.7 Выводы по главе	115
ГЛАВА 4. СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ ПРЕДЛАГАЕМОЙ ЧИСЛЕННО-АНАЛИТИЧЕСКОЙ МЕТОДИКИ С ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫМИ РЕЗУЛЬТАТАМИ ЗАРУБЕЖНЫХ И ОТЕЧЕСТВЕННЫХ ИССЛЕДОВАТЕЛЕЙ.....	117
4.1. Экспериментальные исследования прочности S. Torabian, B. Zheng, B.W. Schafer.....	117
4.2. Экспериментальные исследования устойчивости C. Wang, Q. Guo, Z. Zhang, Y. Guo.....	124
4.3. Экспериментальные исследования устойчивости А.Ю. Кузнецов.....	129
4.4. Выводы по главе	134
ЗАКЛЮЧЕНИЕ	136
СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ	139
ПРИЛОЖЕНИЕ 1.....	157

ВВЕДЕНИЕ

Актуальность темы исследования. В настоящее время легкие стальные тонкостенные конструкции (ЛСТК) получили значительное распространение на территории России. Они широко используются в строительстве малоэтажных жилых и общественных зданий, производственных и складских сооружений, опорах линий электропередач, покрытиях существующих и новых строений, дорожных конструкциях (рамные металлические опоры, каркасы защитных экранов, ограждения) и др. Тонкостенные холодногнутые профили, как элементы ЛСТК, изготавливаются методом холодного формообразования из углеродистой или низколегированной прокатной листовой стали на станках для холодной прокатки или с помощью гибочного прессы. Толщина таких элементов обычно составляет от 1 до 4 мм, что, при сравнении с горячекатаными профилями, обуславливает ряд преимуществ ЛСТК: легкость, высокая прочность и жесткость, простота изготовления и массовость производства, быстрый и легкий монтаж, экономия на транспортировке и погрузочно-разгрузочных работах.

Основным недостатком тонкостенных холодногнутых стальных элементов является склонность к потере местной устойчивости и формы сечения, которая происходит до достижения предельного состояния.

С появлением отечественных норм проектирования СП 260.1325800.2016 «Конструкции стальные тонкостенные из холодногнутых оцинкованных профилей и гофрированных листов. Правила проектирования» у рядового инженера появился инструмент для расчета и конструирования конструкций подобного рода. Однако многие разделы СП базируются на соответствующих европейских нормах проектирования и требуют выполнения расчетов по достаточно трудоемким методикам, противоречащим некоторым основным принципам строительной механики, которые могут приводить к недостоверным результатам. Указанные факторы существенно затрудняют проектирование ЛСТК, что, в свою очередь, ограничивает их широкое применение.

Таким образом, совершенствование, уточнение и упрощение существующих методик расчета тонкостенных холодногнутых стальных стержневых элементов на прочность и общую устойчивость является одним из актуальных направлений исследований.

Степень разработанности темы исследования. Теоретические основы изучения пространственных деформаций и общей устойчивости ЛСТК базируются на технической теории тонкостенных стержней В.З. Власова и деформационной теории расчета упругих стержней Л.Н. Воробьева, Б.М. Броуде, Г.В. Воронцова. Обобщив эти исследования, Е.А. Бейлиным была получена система деформационных уравнений равновесия тонкостенных стержней открытого профиля по пространственно-деформированной схеме. Однако решение данной системы в замкнутом виде получить невозможно, что побуждало многих авторов к поиску различных приближенных решений. Среди них численно-аналитический подход, предложенный Г.И. Белым, благодаря которому удалось достаточно точно получить решения задачи пространственной устойчивости с учетом как упругих, так и упругопластических деформаций. Позднее данный подход использовался и развивался в работах Н.Н. Родикова, С.Н. Пичугина, С. Н. Сергеева, П.А. Пяткина, В.Б. Мазура, И.В. Астахова, В.В. Михаськина, А.Ю. Кузнецова, А.В. Аскинази и других.

Как известно, основной особенностью работы тонкостенных холодногнутых стержней является потеря местной устойчивости до достижения предельного состояния. Исследования в данном направлении в рамках теории жестких и гибких оболочек проводились В.З. Власовым, Ф. Блейхом, Б.М. Броуде и другими. Однако наибольший вклад в развитие инженерной методики расчета внесли Т. Карман и Д. Винтер. Предложенная ими модель «эффективной ширины» является основой определения степени влияния потери местной устойчивости в существующих европейских и отечественных нормативных документах. Другой немаловажной особенностью работы ЛСТК является потеря устойчивости формы сечения, при которой происходит нарушение первоначальной геометрии профиля. Основной

вклад в исследование этого явления внесли С. Тимошенко и Д. Гир, которые предложили способ определения критического напряжения потери устойчивости формы, заложенный в действующие зарубежные и отечественные нормы.

В разные годы исследование работы тонкостенных холодногнутых стальных элементов активно велось за рубежом. Среди иностранных исследователей стоит выделить Б. Шафера, К. Раамунсена, Г.Д. Хенкока, Д. Янга, Р. Лабуба, Т. Пекоза и других. В основном они были посвящены поиску наиболее рациональных форм профилей, изучению влияния упрочнения и остаточных напряжений при гибке, а также созданию собственных расчетных методик. Данным вопросом также занимались и в России. Среди отечественных авторов стоит выделить Г.И. Белого, И.И. Ведякова, А.Ю. Кузнецова, И.В. Астахова, Э.Л. Айрумяна, А.Р. Туснина, В.В. Зверева и других.

Следует также отметить, что появление свода правил СП 260.1325800.2016, который по сути является адаптацией европейских норм, также положительно сказалось на распространении легких стальных тонкостенных конструкций на территории России. Однако, трудоемкость и сложность представленных методик расчета, которые к тому же отличаются от исторически сложившихся в отечественном проектировании подходов, их несоответствие фактической работе элементов ЛСТК, а также серьезные временные затраты для расчета тонкостенных холодногнутых профилей методом конечных элементов, побуждают развивать альтернативные более быстрые и точные методы расчета.

В настоящей диссертации на основе обратного численно-аналитического метода решения деформационных задач Г.И. Белого предлагается методика расчета элементов ЛСТК на прочность и общую устойчивость по фактической редукации сечения.

Цель исследования – разработка метода расчета тонкостенных холодногнутых стальных элементов на прочность и общую устойчивость при общем характере загрузки с учетом фактической редукации поперечного сечения.

В соответствии с поставленной целью решались следующие задачи:

1. Разработка программы, позволяющей определять фактическую редуцированную поперечную площадь легких стальных тонкостенных элементов, которая возникает в следствии потери местной устойчивости и формы сечения.
2. Разработка методики и программы для расчета тонкостенных холодногнутых стальных элементов на прочность при действии нескольких силовых факторов с учетом фактической редуцированной площади сечения.
3. Анализ влияния редуцированной площади сечения на прочность при общем случае нагружения стержневых элементов, составленных из холодногнутых профилей.
4. Сравнение предлагаемой методики расчета на прочность с результатами расчета по действующим европейским и отечественным нормам проектирования.
5. Разработка методики и программы расчета на общую устойчивость элементов ЛСТК по изгибной, изгибно-крутильной и пространственной формам с учетом фактической редуцированной поперечной площади сечения.
6. Сравнение предлагаемой методики расчета на общую устойчивость с расчетами по европейским и отечественным нормативным документам.
7. Сравнение результатов расчета на прочность и общую устойчивость по предложенным методикам с экспериментальными исследованиями, а также с методом конечных элементов.
8. Разработка инженерной методики расчета тонкостенных холодногнутых стальных элементов, испытывающих сжатие с двухосными эксцентриситетами на прочность и общую устойчивость.

Объект исследования – тонкостенный стержень, составленный из холодногнутых стальных профилей различной формы.

Предмет исследования – влияние фактической редуцированной площади сечения на прочность и общую устойчивость.

Область исследования соответствует требованиям Паспорта научной специальности ВАК – 2.1.1. «Строительные конструкции, здания и сооружения»,

пункт 3 «Создание и развитие эффективных методов расчета и экспериментальных исследований вновь возводимых, восстанавливаемых и усиливаемых строительных конструкций наиболее полно учитывающих специфику воздействий на них, свойства материалов, специфику конструктивных решений и другие особенности».

Научная новизна исследования.

1. Разработана программа, позволяющая определять фактическую редуцированную поперечную сечение легких стальных тонкостенных элементов, которая возникает в следствии потери местной устойчивости и формы сечения.

2. Разработана методика и программа для расчета тонкостенных холодногнутых стальных элементов на прочность при действии нескольких силовых факторов и учетом фактической редуцированной сечения.

3. Получены результаты исследования влияния редуцированной сечения на прочность элементов ЛСТК при различных напряженных состояниях и геометрических соотношениях.

4. Произведено сравнение предложенной методики расчета на прочность с расчетами по европейским и отечественным нормативным документам.

5. Разработана методика и программа расчета на устойчивость элементов ЛСТК по изгибной, изгибно-крутильной и пространственной формам при общем характере загрузки с учетом фактической редуцированной сечения.

6. Выполнено сравнение предлагаемой методики расчета на общую устойчивость с расчетами по европейским и отечественным нормативным документам.

7. Произведено сравнение результатов расчета на прочность и общую устойчивость по предложенным методикам с экспериментальными исследованиями, а также с методом конечных элементов.

8. Разработана инженерная методика расчета на прочность и общую устойчивость элементов ЛСТК при внецентренном сжатии с двухосными эксцентриситетами, учитывающая фактическую редуцированную сечения.

Теоретическая значимость работы. Предложенные программы и методики расчета позволяют на несколько порядков ускорить процесс решения задач прочности и общей устойчивости элементов ЛСТК, а также получать достоверные результаты с большей точностью и значительно меньшими трудозатратами, чем по действующему СП 260.1325800.2016.

Практическая значимость работы. Инженерная методика, разработанная на основе предложенных алгоритмов, не является адаптацией европейских норм, а соответствует традиционным для отечественного проектирования концепциям, которые, в частности, заложены в СП 16.13330.2017.

Разработанные методики, программы и алгоритмы позволяют получать результаты в безразмерных параметрах в табличном или графическом виде, что дает возможность интегрировать их в существующие программные расчетно-графические комплексы.

Методология и методы исследования. Методологической основой диссертационного исследования являются положения технической теории тонкостенных стержней открытого профиля и деформационной теории расчета упругих стержней, метод «эффективной ширины», теория упругой устойчивости, обратный численно-аналитический метод.

Положения, выносимые на защиту:

- автоматизированный алгоритм определения фактической редукции сечения по СП 260.1325800 и EN 1993-1-3 при совместном действии и взаимном влиянии всех действующих усилий;
- обратная численная методика расчета на прочность стержневых элементов ЛСТК при общем случае загрузки с учетом фактической редукции сечения;
- обратная численная методика расчета на прочность тонкостенных холодногнутых стальных стержней при действии сжатия с двухосными эксцентриситетами и учетом фактической редукции сечения;

- инженерная методика расчета на общую устойчивость элементов ЛСТК при действии продольной силы с двухосными концевыми эксцентриситетами;
- результаты исследования прочности и устойчивости элементов ЛСТК в зависимости от относительных эксцентриситетов, а также условных гибкостей, геометрических параметров и формы сечения;
- сравнение результатов расчета на прочность и общую устойчивость по предложенным методикам с экспериментальными исследованиями, а также с методом конечных элементов.

Достоверность полученных результатов обеспечивается:

- использованием при определении редукции метода «эффективной ширины», принятом в действующих европейских и отечественных нормах;
- применением технической и деформационной теории расчета тонкостенных стержней открытого профиля при постановке задач исследования;
- верификацией результатов аналитических расчетов с данными натурных испытаний отечественных и зарубежных авторов;
- верификацией теоретических результатов с данными численных расчетов методом конечных элементов в программе ANSYS.

Личный вклад автора диссертации. Все результаты диссертационной работы получены лично автором. Во всех работах, опубликованных в соавторстве, автору в равной степени принадлежит постановка задач и формулировка основных положений, определяющих научную новизну исследований.

Апробация результатов исследования.

Основные выводы и результаты диссертационной работы были представлены на международных и всероссийских конференциях:

- Международная научно-практическая конференция «Строительные конструкции здания и сооружения. От науки до инноваций», посвященная 90-летию кафедр деревянных, железобетонных и каменных, и металлических конструкций, Санкт-Петербург, СПбГАСУ, 10-11 июня 2021 г.

- 75-я научная конференция профессорско-преподавательского состава и аспирантов университета «Архитектура – строительство – транспорт», Санкт-Петербург, СПбГАСУ, 19-20 ноября 2019 г.
- 74-я научная конференция профессорско-преподавательского состава и аспирантов университета, Санкт-Петербург, СПбГАСУ, 3-5 октября 2018 г.
- 72-я Всероссийская научно-практическая конференция студентов, аспирантов и молодых ученых «Актуальные проблемы современного строительства», Санкт-Петербург, СПбГАСУ, 3-5 апреля 2019 г.
- 73-я Всероссийская научно-практическая конференция студентов, аспирантов и молодых ученых «Актуальные проблемы современного строительства», Санкт-Петербург, СПбГАСУ, 8-10 апреля 2020 г.
- 74-я Всероссийская научно-практическая конференция студентов, аспирантов и молодых ученых «Актуальные проблемы современного строительства», Санкт-Петербург, СПбГАСУ, 5-9 апреля 2021 г.

Публикации. Материалы диссертационного исследования опубликованы в 4 печатных работах общим объемом 4,18 п.л., лично автором – 2,72 п.л., в том числе 4 работы опубликованы в изданиях, входящих в перечень ведущих рецензируемых научных журналов, утвержденный ВАК РФ.

Внедрение результатов работы. Результаты исследований в практической области подтверждаются: справкой о внедрении в практическую работу ООО «ЦНИИ ПроектСтальКонструкция».

Теоретические положения и полученные результаты исследований используются в учебном процессе ФГБОУ ВО «СПбГАСУ» при выполнении выпускных квалификационных работ, дипломных проектов и магистерских диссертаций.

Структура и объем работы. Диссертация состоит из введения, четырех глав, заключения, списка литературы и приложения. Объем работы – 156 страниц машинописного текста, включая 25 таблиц, 53 рисунка и 77 формул. Список литературы содержит 171 наименование, в том числе 73 – на иностранных языках.

Работа выполнена при Федеральном государственном образовательном учреждении высшего образования «Санкт-Петербургский государственный архитектурно-строительный университет» (ФГБОУ ВО СПбГАСУ).

ГЛАВА 1. АНАЛИЗ ИССЛЕДОВАНИЙ НЕСУЩЕЙ СПОСОБНОСТИ ТОНКОСТЕННЫХ ХОЛОДНОГНУТЫХ СТАЛЬНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ

1.1 Общие сведения и область применения легких стальных тонкостенных конструкций (ЛСТК)

В настоящее время конструкции из холодногнутого тонкостенных профилей получили значительное распространение на территории России. С появлением отечественных нормативных документов [89] количество организаций, использующих данный вид конструкций в своей проектной документации, неуклонно растет. Это обусловлено рядом конкурентных преимуществ легких стальных тонкостенных конструкций (ЛСТК) – малым удельным весом конструктивных элементов, сочетающимся с прочностью и устойчивостью; возможностью создавать разнообразные сечения профилей; сокращением сроков строительства, за счет быстрого, всепогодного монтажа; широкими архитектурными возможностями [58].

ЛСТК проектируются на основе тонкостенных (толщиной до 4 – 6 мм) оцинкованных элементов, которые могут иметь открытое, составное или закрытое сечение (см. рис. 1.1).

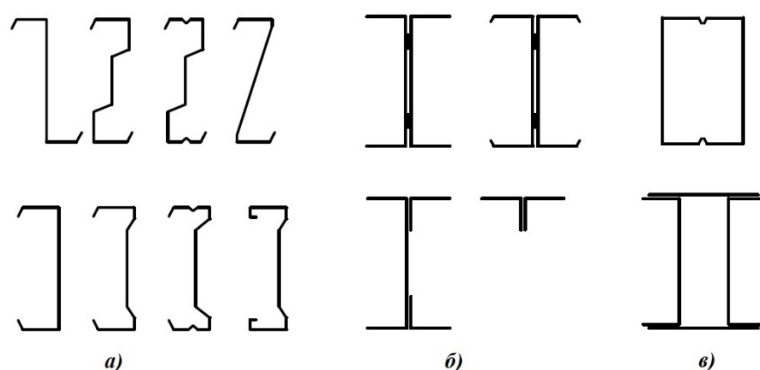


Рис. 1.1. а) одиночные профили открытого сечения; б) открытые составные сечения; в) закрытые составные сечения

Многообразие форм холодногнутых профилей позволяет регулировать несущую способность элементов не только за счет площади поперечного сечения, но и их конструктивных особенностей [75].

Изготовление элементов обычно происходит одним из двух способов:

- Профилегибочное формование;
- Гибка или штамповка.

Профилирование представляет собой непрерывную подачу стального листа через ряд противостоящих друг другу валков для постепенной пластической деформации стали с получением желаемой формы. Каждая пара противоположных валков, называемых ступенью, последовательно деформирует лист на фиксированную величину, тем самым создавая заданную форму (см. рис. 1.2, а). Как правило, чем сложнее форма поперечного сечения, тем больше требуется ступеней. Существенным ограничением профилегибочных станков является время, необходимое для замены валков на секции другого размера. Следовательно, часто используются регулируемые валки, которые позволяют быстро менять ширину или глубину профиля.

При штамповке или использовании кромкозагибочных станков сечение формируется из тонкого листа путем вдавливания между фасонными штампами для формирования формы профиля. Обычно каждый изгиб производится отдельно. С помощью листоштамповочного прессы (см. Рисунок 1.2, б) можно создавать большое разнообразие форм поперечного сечения, однако размеры заготовки ограничены габаритами станка, а скорость производства существенно уступает процессу профилирования, которое обычно используется для изготовления большого количества элементов заданной формы. Тем не менее, кромкозагибочные станки имеют более широкое распространение в силу своей низкой стоимости и универсальности, поэтому используются в мелкосерийном производстве, тогда как в промышленном изготовлении ЛСТК превалирует использование профилегибочных станков. Кроме того, последний способ изготовления профилей является предпочтительным в связи с более высоким качеством получаемой

продукции из-за меньших отклонений в геометрических размерах изделий, а также меньшем влиянии остаточных напряжений от деформации листа из-за поэтапного процесса формообразования. [98].



Рис. 1.2. а) профилегибочный стан; б) листогибочный пресс [99]

Сталь, используемая для элементов ЛСТК, может иметь предел текучести от 250 до 550 МПа [100]. Стали с более высоким пределом текучести также становятся все более распространенными, однако их использование не всегда приводит к положительному эффекту в силу специфики работы тонкостенных элементов.

Для защиты ЛСТК от коррозии в качестве материала рекомендуется применять оцинкованную сталь. Преимущество холодногнутой стали состоит в том, что защитные покрытия можно наносить на лист во время производства и перед профилированием. Следовательно, оцинкованный лист может проходить через валки и не требует дополнительной обработки. Стальные профили обычно оцинковываются методом горячего цинкования с использованием 275 г цинка на квадратный метр, что соответствует толщине цинка 20 мк с каждой стороны, что регулируется ГОСТ 14918-2020 [56]. Гальванического слоя достаточно для защиты стальных профилей от коррозии в течение всего срока службы здания.

Привычные методы соединения, используемые в стальных конструкциях, такие как болтовое соединение и сварка, не достаточно хорошо подходят для холодногнутой стальной профилей из-за их небольшой толщины. Чаще всего элементы ЛСТК соединяют между собой самонарезающими винтами или вытяжными заклепками. Такой способ крепления обладает высокой скоростью изготовления, однако не является достаточно надежным, а также может приводить

к нарушению цинкового слоя. Существуют альтернативные способы соединения такие, как пуклевки [144] и «Розетт» [137], при которых элементы соединяются посредством продавливания с последующей развальцовкой стального листа соединяемых деталей. Однако такой способ является весьма дорогостоящим и возможен только в заводских условиях [68]. На рисунке 1.3 представлены наиболее распространенные методы крепления.

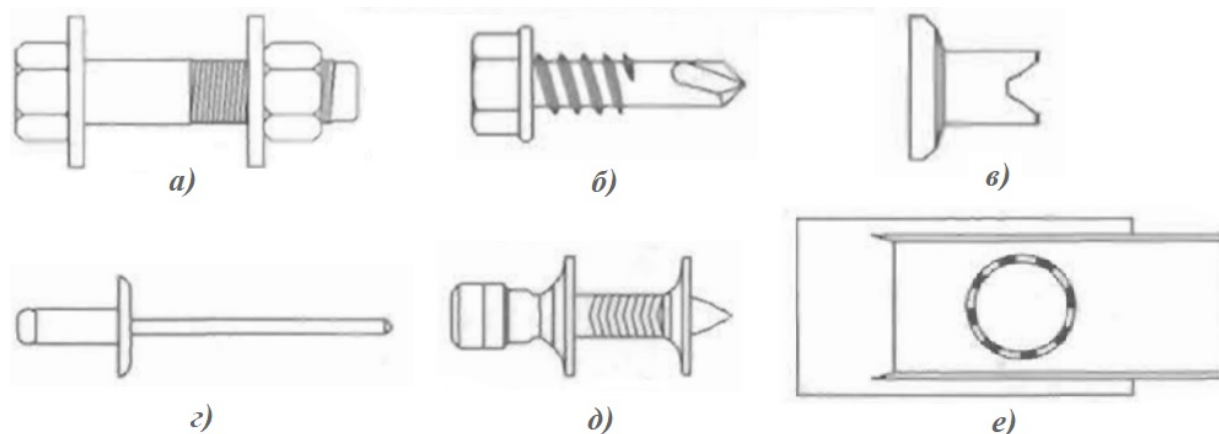


Рис. 1.3. а) болты; б) самонарезающие винты; в) пуклевки; г) вытяжные заклепки; д) пороховые монтажные дюбели; е) пресс-соединения (Розетт)

Исследования, направленные на оценку актуальности использования ЛСТК, демонстрируют неуклонный рост использования данной технологии [140, 146, 149].

Чаще всего тонкостенные холодногнутые профили используются в качестве второстепенных элементов конструкций [121, 149]. К ним относятся: прогоны кровли (см. рис. 1.4, а), фахверк промышленных зданий (см. рис. 1.4, б) и т. д. Как правило, такие конструкции выполняются с использованием Z-образного сечения (и его вариантов), которое упрощает крепеж и допускает нахлест профилей.

Кроме того, в промышленных зданиях в качестве кровельного материала часто применяется профнастил, который также может выполнять роль несъемной опалубки в комбинации с железобетоном при устройстве перекрытий (см. рис. 1.4, в).

ЛСТК широко используются при изготовлении стеллажей для складских и промышленных помещений. Большинство таких конструкций имеют специальные зажимы или болтовые соединения для облегчения сборки (см. рис. 1.4, г).

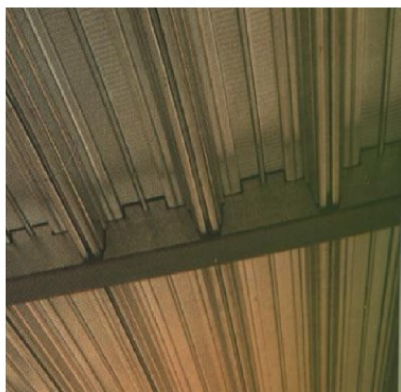
Использование элементов ЛСТК в перечисленных выше сферах обуславливается в первую очередь легкостью в сочетании с быстрым монтажом и наличием цинкового покрытия (нет необходимости красить конструкции).



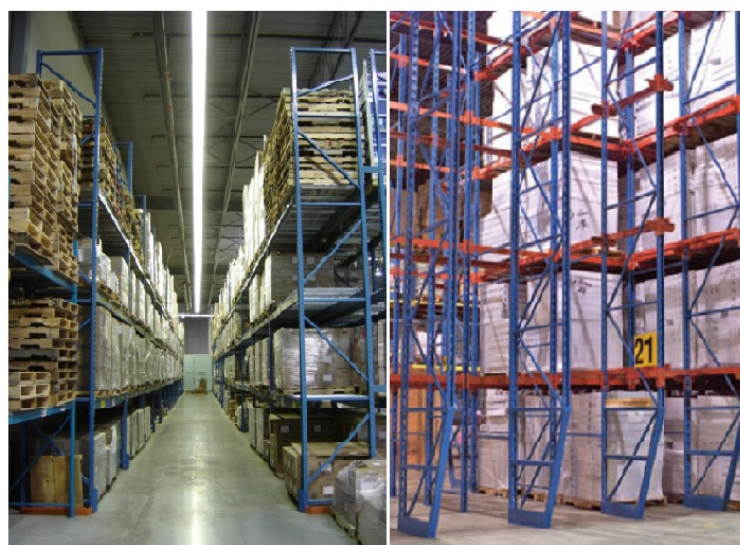
а)



б)



в)



г)

Рис. 1.4. Второстепенные конструкции из элементов ЛСТК а) прогоны кровли; б) стеновой фахверк; в) профлист; г) складские стеллажи

За последние три десятилетия наблюдается растущая тенденция к использованию тонкостенных холодногнутых стальных профилей в качестве основных конструктивных элементов при строительстве жилых домов низкой и

средней этажности, многоэтажных коммерческих зданий и производственных зданий с небольшим пролетом [132, 171].

Одно из основных направлений – это использование ЛСТК в качестве несущих каркасов жилых зданий [1]. Особенное развитие такая технология получила в Северной Америке. Это связано в первую очередь с быстрой выводимостью зданий на таком каркасе, удобством монтажа, а также, в отличие от зданий на деревянном каркасе, отсутствием вредоносного воздействия со стороны насекомых (термитов). Такие каркасы можно возводить поэлементно, либо с использованием готовых стеновых панелей, изготовленных на заводе (см. рис. 1.5 а, в). Сборка каркасов обычно производится с использованием самонарезающих винтов или заклепок.

Широкое распространение элементы ЛСТК получили при реконструкции существующих зданий, возведении надстроек и мансардных этажей (см. рис. 1.5, б). Это связано в первую очередь с легкостью данных элементов по сравнению с другими конструктивными решениями, что позволяет использовать существующие нижележащие конструкции без дополнительного усиления [2].

Относительно новым направлением в использовании ЛСТК являются композитные элементы. При таком подходе тонкостенные холодногнутые профили выступают в качестве основных конструктивных элементов при использовании в сочетании с другими материалами [133]. Существует два основных направления распространения этой технологии – это применение ЛСТК в сочетании с ячеистым бетоном взамен привычной арматуры [4] или в качестве несъемной опалубки (см. рис. 1.5, г) и использование готовых стеновых панелей, сочетающих в себе каркас из ЛСТК, утепляющий наполнитель и обшивку из деревянных конструкционных панелей или стального листа, изготовленных методом холодной штамповки [133] (см. рис. 1.5, в).

Тонкостенные холодногнутые элементы в последние годы стали активно использоваться в качестве несущих конструкций промышленных и складских помещений. Если ранее они в основном применялись в качестве второстепенных

элементов (фахверк, кровельные прогоны), то с развитием отечественных нормативных документов [89] все чаще можно встретить решения с использованием рам [54] (см. рис. 1.5, д) или ферм [64] (см. рис. 1.5, е) пролетом до 24 м из элементов ЛСТК, которые, по результатам исследований [57, 83], демонстрируют бóльшую экономическую эффективность, по сравнению с горячекатаными.

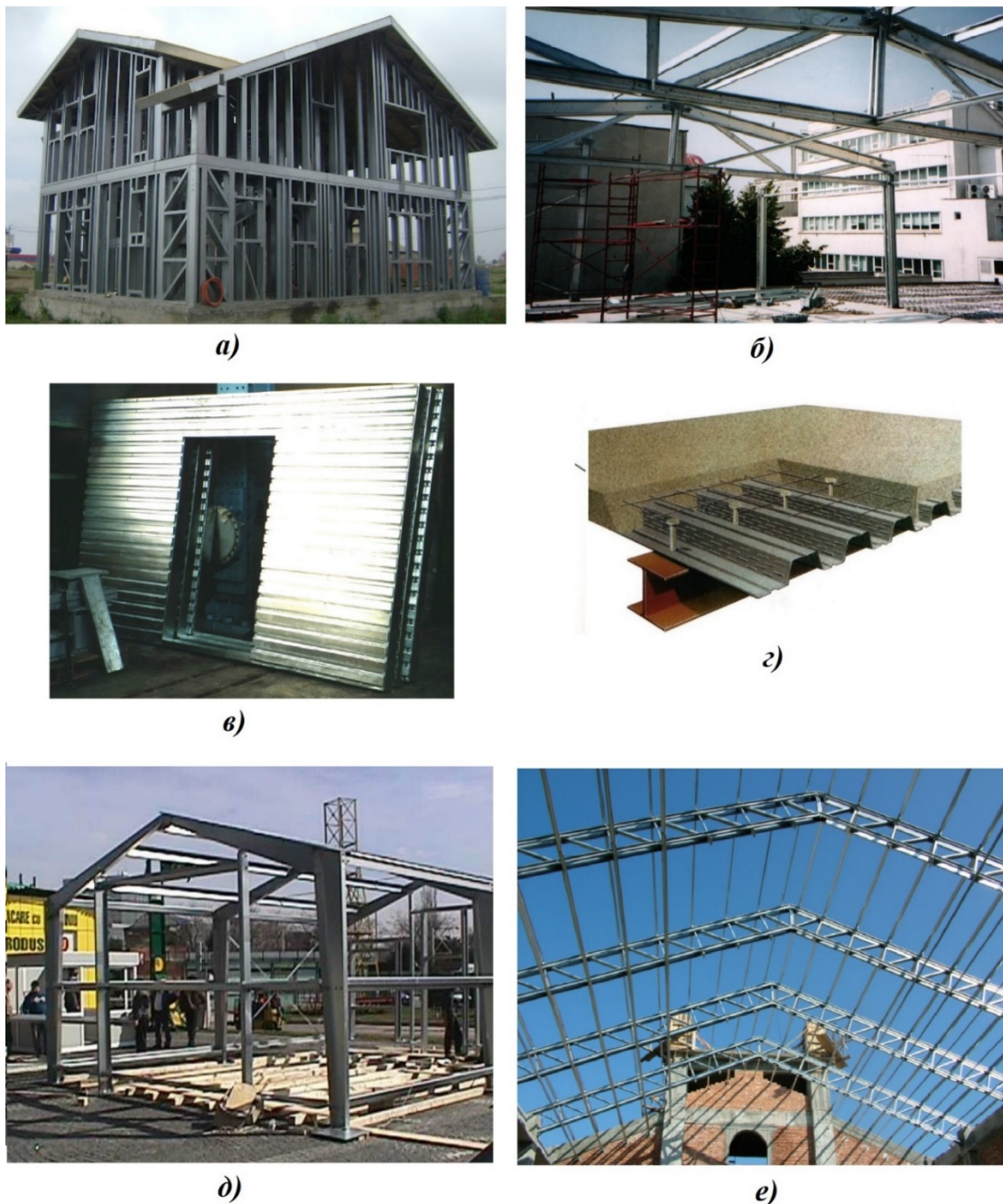


Рис. 1.5. Основные конструкции из элементов ЛСТК а) каркас жилых зданий; б) мансардные надстройки; в) несущие стеновые панели; г) несъемная опалубка; д) рамный каркас; е) несущая ферма

1.2 Особенности работы тонкостенных холодногнутых элементов

Применение тонкостенных холодногнутых профилей имеет ряд особенностей работы, которые обычно не возникают при использовании горячекатаных профилей.

В общем случае, стальные профили могут подвергаться одному из четырех основных типов потери устойчивости, а именно местной, общей, потере устойчивости формы и сдвиговой (не характерна для ЛСТК).

Местная потеря устойчивости характерна для стальных профилей, подвергнутых холодной штамповке, и характеризуется относительно коротковолновым выпучиванием (изгибанием) отдельного пластинчатого элемента.

Общая потеря устойчивости характеризует устойчивость (продольный изгиб) по Эйлеру, потерю устойчивости по изгибно-крутильной форме и продольный изгиб с кручением. Иногда это называют продольным изгибом «твердого тела», потому что любое заданное поперечное сечение движется как твердое тело без какого-либо искажения поперечного сечения.

Потеря устойчивости формы сечения, как следует из терминов, представляет собой коробление, которое возникает в результате деформации поперечного сечения. Длина волны выпучивания потери устойчивости формы обычно является промежуточной между длиной волны местной и общей потери устойчивости.

Для перечисленных выше типов потери устойчивости длина волны выпучивания является параметром, отражающим характер работы того или иного стержневого элемента. Чем короче стержень, тем больше влияние типа потери устойчивости, который приводит к образованию коротких волн. И чем более однозначным является напряжённое состояние (например, центральное сжатие, чистый изгиб, чистое кручение и др.), тем больше выражен какой-либо конкретный тип потери устойчивости. Основную трудность для понимания работы тонкостенных холодногнутых профилей составляют сложные напряженные

состояния (например, сжатие с изгибом, внецентренное сжатие с двухосным эксцентриситетом и др.), т.к. в таких случаях достаточно сложно оценить взаимное влияние разных типов потери устойчивости друг на друга.

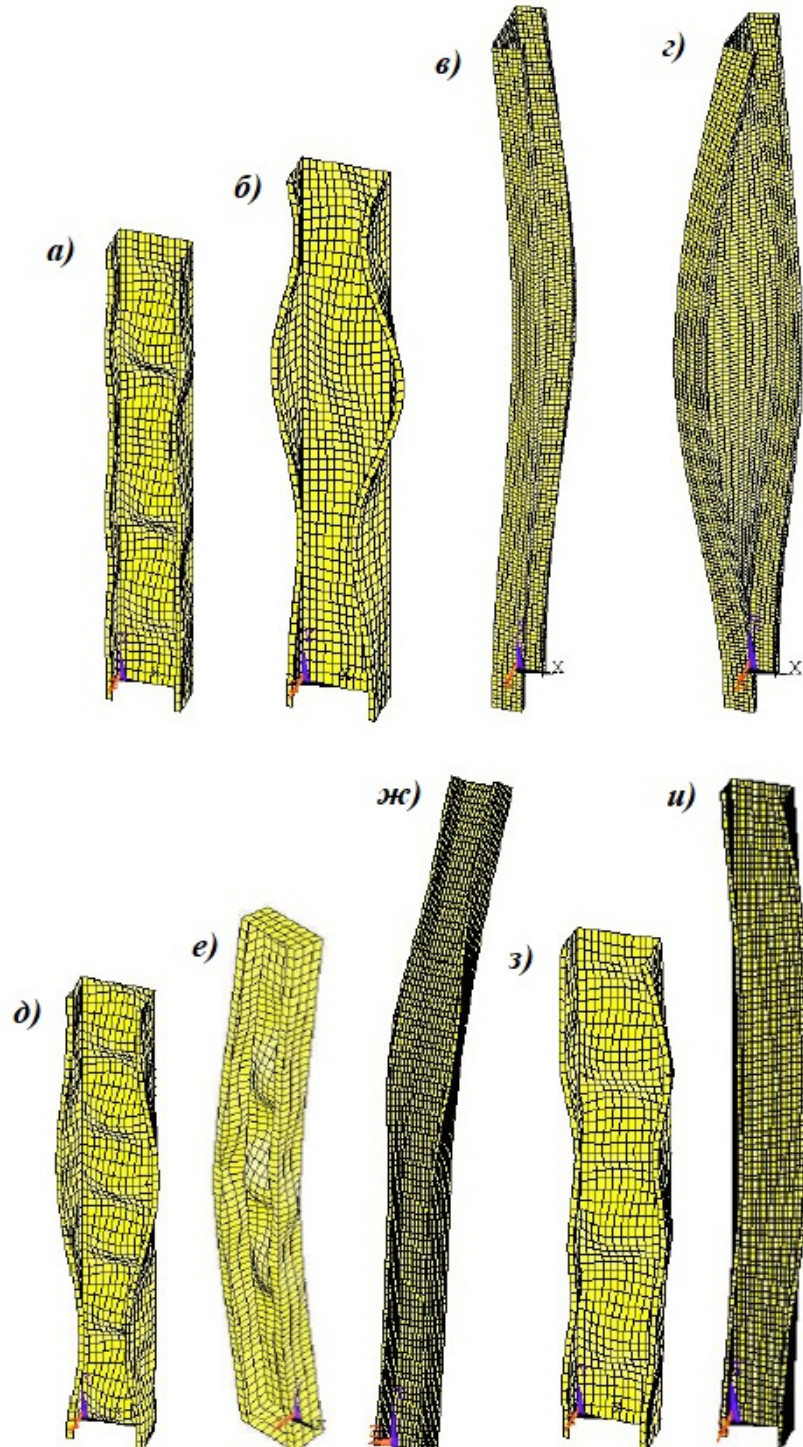


Рис. 1.6. Формы (типы) потери устойчивости С-образного профиля: а) местная потеря устойчивости; б) потеря устойчивости формы сечения; в) потеря устойчивости продольного изгиба; г) изгибно-крутильная форма потери устойчивости д) – и) комбинированные формы (типы) потери устойчивости [112]

Методики расчета и оценки несущей способности ЛСТК на прочность и устойчивость при сложном напряженном состоянии представлены в европейских и российских нормативных документах [89, 117]. Однако, по нашему мнению, они не соответствуют фактической работе элементов и требуют дополнительного изучения.

1.3 Анализ исследований пространственной устойчивости тонкостенных стержней

Основополагающими в вопросе исследовании пространственной устойчивости тонкостенных стержней открытого профиля являются техническая теория В.З. Власова [43, 44] и деформационная теория Власова, Броуде [38], Бейлина [12]. Эта теория предлагает рассматривать тонкостенные стержни в качестве оболочек. При этом, предполагая, что в тонкостенных стержнях отсутствует сдвиг срединной поверхности, а также контур поперечного сечения остается неизменным, Власову удалось существенно упростить общие уравнения цилиндрических оболочек.

Также стоит отметить работу Голденвайзера [53], в которой стержневой элемент представлялся в виде цилиндрической оболочки, а также учитывались сдвиговые деформации срединной поверхности. Однако им было отмечено, что допущение о том, что контур поперечного сечения тонкостенного стержня не подвержен искажению, ведет к занижению несущей способности элемента.

Уравнения равновесия, пространственно-деформируемого тонкостенного стержня с учетом различных предположений получены в работах Б.М. Броуде [38-40], Л.Н. Воробьева [46], С.П. Вязьменского [48-50], Е.А. Бейлина [9-14].

В работе [38] Броуде, вывел уравнения равновесия, которые позволяли учесть разницу в кривизнах отдельных волокон, взяв за основу выражения деформационной теории тонких стержней Кирхгофа-Клебша. Кроме того, в исследовании [39] он продемонстрировал, что, рассматривая внецентренное

сжатие стержня, не корректно стремиться к тому, чтобы линеаризовать систему уравнений равновесия, так как это может приводить к неточностям. Им было отмечено, что «игнорирование квадратичных членов в дифференциальных уравнениях равновесия может при некоторых условиях привести к ошибочному заключению, что плоская форма изгиба сохраняется вплоть до момента потери устойчивости и лишь после этого появляются деформации кручения. В действительности кручение всегда наблюдается с самого начала нагружения, что непосредственно вытекает из рассмотрения нелинейных уравнений равновесия. Постепенное нарастание всех компонентов деформаций приводит к исчерпанию несущей способности стержня (потере устойчивости второго рода), что хорошо подтверждается экспериментом» [39].

Большой вклад в развитие деформационной теории внес Бейлин, который в работе [12], помимо различия в кривизнах, учел кручения, а именно различие в угле поворота.

Используя метод упругих решений А. А. Илюшина [67], А. З. Зарифьян [59-63] обобщил уравнения равновесия тонкостенных стержней открытого профиля с учетом упругопластических деформаций. Суть его подхода заключалась в том, что работа стержня представлялась как упругая, а пластическая составляющая заменялась на догружение дополнительной нагрузкой. В противовес методу упругих решений И. А. Биргером [36] предлагался метод переменных жесткостей, позволяющий варьировать жесткость системы, а также метод двух расчетных сечений, предложенный А. В. Геммерлингом [52].

Нельзя не упомянуть алгоритм В.П. Коломийца [70], позволяющий на основании зависимости между напряжениями и деформациями производить учет упругопластической составляющей, тем самым получая информацию о напряженно-деформированном состоянии в произвольном поперечном сечении элемента вне зависимости от соотношения внешних загрузок. Кроме того, предполагалось, что величина касательных напряжений достаточно мала и не оказывает должного влияния на развитие пластической составляющей

деформации. Этот алгоритм был распространен Г.И. Белым [23, 26], а также Р.А. Скрипниковой [85] (работы выполнялись независимо) на бимоментные усилия.

Отдельно стоит отметить работы Г.И. Белого [15-27], в них был произведен учет касательных напряжений на развитие пластических деформаций. «Алгоритм определения напряженно-деформированных и предельных состояний в сечениях тонкостенных стержней с учетом силовых факторов, вызывающих как нормальные, так и касательные напряжения, позволяющий использовать любую модель упругопластического материала, а также учитывать историю загрузки» получил название «Сечение» [71].

Учитывая описанные исследования, можно сделать вывод о том, что теория расчета элементов конструкций из стальных тонкостенных стержней довольно хорошо изучена и проработана. Тем не менее, системы дифференциальных уравнений равновесия по пространственно-деформированной схеме не предполагают решения в замкнутом виде, а также являются весьма громоздкими. Это подтверждается работами А.А. Пиковского [76], Р.А. Скрипниковой [85], А.З. Зарифьяна [61], А.Н. Дудченко [59], которые посвящены изучению несущей способности и напряженно-деформированного состояния стальных тонкостенных стержней, подверженных сжатию с двухосными эксцентриситетами.

Для решения данной проблемы Г.И. Белый в исследованиях [15-27], представил приближенный аналитически-численный метод расчета тонкостенных стержней по пространственно-деформированной схеме. Суть предложенного метода состояла в том, что пространственные формы деформирования представляются в виде аппроксимации частных форм, которые получаются из решения бифуркационной и недеформационной задач устойчивости по отдельности (алгоритм «Стержень»). «При этом неупругая работа материала учитывается введением дополнительных пространственных перемещений сечений стержня, которые определяются в процессе установления равновесных состояний при пошаговом увеличении нагрузки. Для определения значений «пластических»

составляющих кривизн используется специально-разработанный алгоритм «Сечение» [6].

Основываясь на алгоритме «Сечение» и приближенном аналитически-численном методе расчета тонкостенных стержней был проведен ряд экспериментальных и теоретических исследований [7, 71, 73, 78, 80], которые позволили решить ряд новых практических задач. Н.Н. Родиков [80] рассмотрел работу двутавровых стержней, подверженных внецентренному сжатию в двух плоскостях, и учел влияние начальных несовершенств и остаточных напряжений на несущую способность рассматриваемых элементов. И.В. Астахов [7] провел исследование пространственной устойчивости тонкостенных холодногнутых швеллеров толщиной до 4 мм, нагруженных сжимающей нагрузкой с двухосными эксцентриситетами. П.А. Пяткин [78] и В.В. Михаськин [73] исследовали пространственную устойчивость стержневых элементов, усиливаемых под нагрузкой. В первом случае элементы усиливались с помощью болтов, тогда как во втором случае исследовалось усиление стержней с помощью сварки с учетом влияния увеличения температуры на работу элемента. А. Ю. Кузнецов [71] рассмотрел пространственную устойчивость элементов ЛСТК составного сечения, где учел влияние потери местной устойчивости.

Упомянутый выше аналитически-численный метод, а также алгоритм сечения будут использованы для определения эффективных характеристик элементов ЛСТК при наличии сжимающих напряжений, а также для дальнейшей разработки новых, более эффективных и точных методов расчета тонкостенных стержней.

1.4 Анализ исследований влияния потери местной устойчивости и формы сечения на работу элементов ЛСТК

Теория расчета тонкостенных стержней подразумевает, что относительные деформации распределяются по закону секториальных площадей. Однако для

использования данной предпосылки необходимо, чтобы контур сечения не деформировался в процессе нагружения. Как известно, тонкостенные холодногнутые профили склонны к местному искривлению, а также к нарушению формы сечения, которые могут происходить до достижения предельного состояния. В связи с этим, исследование поведения пластин, составляющих профиль, а именно характера работы после достижения критических напряжений потери местной устойчивости, имеет большой интерес.

Впервые эти явления изучались еще Кирхгофом и Навье, которые использовали модель жесткой оболочки при исследовании отдельных пластин с небольшой толщиной и различными граничными условиями. При этом предполагалось, что такую модель можно использовать до тех пор, пока деформации выпучивания не превышают толщины рассматриваемых элементов [45]. Однако, в процессе дальнейших исследований и натурных испытаний было выявлено, что такой подход приводит к существенному занижению несущей способности, связанному с отсутствием учета мембранных напряжений в пластинах. Карман на основе работ Фепплема и Бубнова предложил теорию гибких оболочек [126], где свел оба составляющих напряжения в систему нелинейных дифференциальных уравнений прогибов. Основываясь на предложенной теории, последующие исследователи такие, как Блейх [37], Власов [44], Илюшин [67], Тимошенко [92], Броуде [41], Стоуэл [156], распространили и расширили ее на более широкий спектр направлений, а именно: влияние начальных погибей, устойчивость пластин за пределами упругости, учет характера защемления пластин в составе профиля и др.

Одной из самых значимых и основополагающих является работа Т. Кармана [126], в которой была изложена методика «эффективной ширины», ставшая основой современных норм проектирования элементов ЛСТК [89, 118]. Предложенная методика подразумевала исключение из работы участков пластин, которые потеряли устойчивость вследствие местного выпучивания, и замену нелинейного распределения напряжения по ширине пластины на линейное. В

дальнейшем, основываясь на натуральных испытаниях коротких стержней из ЛСТК на сжатие Д. Винтера [165, 166], методика «эффективной ширины» была модифицирована для практического использования (произведен учет начальных несовершенств, местных погибей, неточностей при изготовлении, остаточных напряжений и других реальных факторов).

Помимо изучения поведения тонких пластин, проводились исследования холодногнутых тонкостенных профилей. Сечения из гнутых швеллеров показывали недостаточно эффективную работу (свободные края сжатых полок теряли местную устойчивость практически при любом напряженном состоянии). Тогда Харвейем и Чилвером [107, 108, 122] было предложено добавлять к свободным полкам краевые отгибы, тем самым изменяя их условия закрепления. Отгибы должны иметь такие геометрические размеры, что критические напряжения потери местной устойчивости должны достигаться сначала в полках, а потом только в отгибах. Тогда, по мнению исследователей, можно считать, что отгибы не теряют местную устойчивость, а полки получают двустороннее закрепление. Благодаря такому подходу удалось существенно увеличить эффективную площадь поперечного сечения изготавливаемых профилей.

Также ряд исследований был направлен на изучение поведения тонких пластин за пределами пластичности. Среди ученых стоит выделить Койтера [128], Булсона [106], Стовела [157], которые рассматривали закритическую работу пластин. Было выявлено, что тонкостенные элементы способны воспринимать нагрузку не только после потери местной устойчивости и формы сечения, но и потеряв общую устойчивость.

Значительная часть дальнейших исследований были направлены на изучение изменений физических свойств материала в процессе изготовления холодногнутого профиля, а также поиск более эффективных форм поперечных сечений. Так, например, Каррен [127] впервые обнаружил, что в процессе гибки, сталь значительно упрочняется и чем больше угол изгиба, тем больше разница между пределом текучести участка с изгибом и прямолинейным участком сечения. Таким

образом, предел текучести в сечениях холодногнутых элементов не является однородным. Также весомый вклад в изучение поведения элементов ЛСТК различного сечения внесли Двигхт [115] и Шарп [155]. Их теоретические и экспериментальные исследования выявили новую форму потери устойчивости тонкостенных холодногнутых профилей, имеющих краевые отгибы, которая отличалась от общей и местной. В результате выявленной формы потери устойчивости возникало искажение контура поперечного сечения, которое происходило до достижения предельного состояния в элементе. Таким образом, было опровергнуто предположение Харвея и Чилвера о том, что наличие отгибов эквивалентно шарнирному закреплению пластинки, составляющей сечение. Данное явление было названо «потерей устойчивости формы сечения» и выделено в отдельный тип потери устойчивости. Кроме того, этими же исследователями были даны некоторые практические рекомендации по учету данного явления при расчете С-образных стержней.

Большой пласт исследований был посвящен изучению взаимного влияния местной и общей форм потери устойчивости на несущую способность тонкостенных холодногнутых элементов. Так, например, Бийлардом и Фишером [153] было выявлено, что критические напряжения потери местной устойчивости практически не зависят от гибкости элемента. Сциденфаден [105] и Пфлюгер [143] выдвинули предположение о том, что критическое напряжение потери общей устойчивости в тонкостенных холодногнутых элементах не зависит от потери местной устойчивости, которое, в ходе дальнейших экспериментальных исследований, сами же опровергли, выявив, что потеря местной устойчивости может весьма существенно влиять на величину критических напряжений потери общей устойчивости для стержней большой и средней гибкости. Работы в данной области также проводились Родесом и Харвей [145], Девольфом [110], а также Десмондом [109] и Пекозом [142, 141]. На основании их исследований были предложены рекомендации по конструированию краевых отгибов, потеря формы сечения поставлена в один ряд с потерей местной устойчивости с целью ее учета в

составе эффективного сечения, предложены практические рекомендации по расчету влияния потери местной устойчивости и формы сечения, которые в дальнейшем вошли в американские нормы проектирования [101].

Много работ было посвящено разработке новых теоретических методов расчета несущей способности тонкостенных холодногнутых элементов. Однако большинство из них показывали существенно меньшую несущую способность по сравнению с результатами испытаний. Более точный учет всех факторов достигался только методом конечных элементов, однако его существенным минусом являлась низкая скорость получения результатов. Исходя из этого, стоит выделить метод «конечных полос», предложенный Ченгом [120], который был успешно апробирован Хенкоком и Лау [130, 131]. Данный подход являлся частным случаем метода конечных элементов, при котором стержень разбивается на прямоугольные пластины, одна из сторон которых соответствует длине элемента. Благодаря такому подходу, был произведен большой ряд расчетов, на основе которых изучалось влияние потери устойчивости формы сечения на несущую способность элементов ЛСТК, и были разработаны эмпирические формулы для учета этого явления.

Большой вклад в изучение поведения тонкостенных холодногнутых профилей внес Шафер [134, 148-152]. Многие из его исследований были посвящены влиянию несовершенств и неточностей изготовления на потерю местной устойчивости формы сечения, проведено большое количество экспериментальных исследований сжатых стоек. Кроме того, он является одним из немногих зарубежных исследователей, который изучал поведение элементов ЛСТК при внецентренном сжатии, а также разработал инженерную методику расчета влияния потери устойчивости формы сечения на несущую способность тонкостенных холодногнутых стержней.

В России также проводились многочисленные исследования поведения элементов ЛСТК. Стоит отметить работы Белого Г.И. [3, 16, 28-30, 32-35], Айрумяна Э.Л. [1-3], Зверева В.В. [65, 66], Ведякова И.И. [42], Туснина А.Р. [94 -

96], Рыбакова В.А. [81], Астахова И.В. [7], Кузнецова А.Ю. [71], Катранова И.Г. [68, 69]. Исследования этих ученых посвящены изучению работы узлов и соединений тонкостенных холодногнутых элементов, действительного поведения элементов ЛСТК при различном характере загрузки, а также разработке рекомендаций по расчету на прочность, общую и местную устойчивость, учитывающих особенности подходов, принятых в отечественном строительстве и проектировании.

Основываясь на многочисленных теоретических и экспериментальных исследованиях, накопленные знания в области ЛСТК были сведены в нормы проектирования Eurocode [117, 118], на основе которых был составлен отечественный нормативный документ СП 260.1325800 [89].

1.5 Особенности расчета элементов ЛСТК по СП (EN) на прочность при общем случае загрузки

С помощью методики, представленной в [89, 117], можно определить редуцирование сечения при любом напряженном состоянии: действии продольной силы N , изгибающих моментов в двух главных плоскостях M_x, M_y , а также бимоента B_w . Однако при одновременном действии хотя бы двух из перечисленных силовых факторов эффективное сечение становится несимметричным. При этом происходит поворот главных центральных осей, а также смещение центра тяжести. Построение инженерной методики расчета стержневых элементов по прочности для несимметричного сечения является весьма затруднительным. Поэтому в нормативных документах [89, 117] предлагается определять эффективные характеристики отдельно для каждого силового фактора. При таком подходе проверка прочности принимает вид:

$$\frac{N}{\gamma_c R_y A_{ef}} + \frac{M_x + N \cdot e_{y,ef}}{\gamma_c R_y W_{x,ef}} + \frac{M_y + N \cdot e_{x,ef}}{\gamma_c R_y W_{y,ef}} \leq 1, \quad (1.1)$$

где A_{ef} – площадь эффективного сечения при действии продольной силы N (см. рис. 1.7 а); $W_{x,ef}$, $W_{y,ef}$ – моменты сопротивления редуцированного сечения при действии изгибающего момента M_x (см. рис. 1.7 б) и M_y (см. рис. 1.7 в) соответственно; $e_{y,ef}$, $e_{x,ef}$ – смещение осей редуцированных сечений относительно полного сечения. [16]

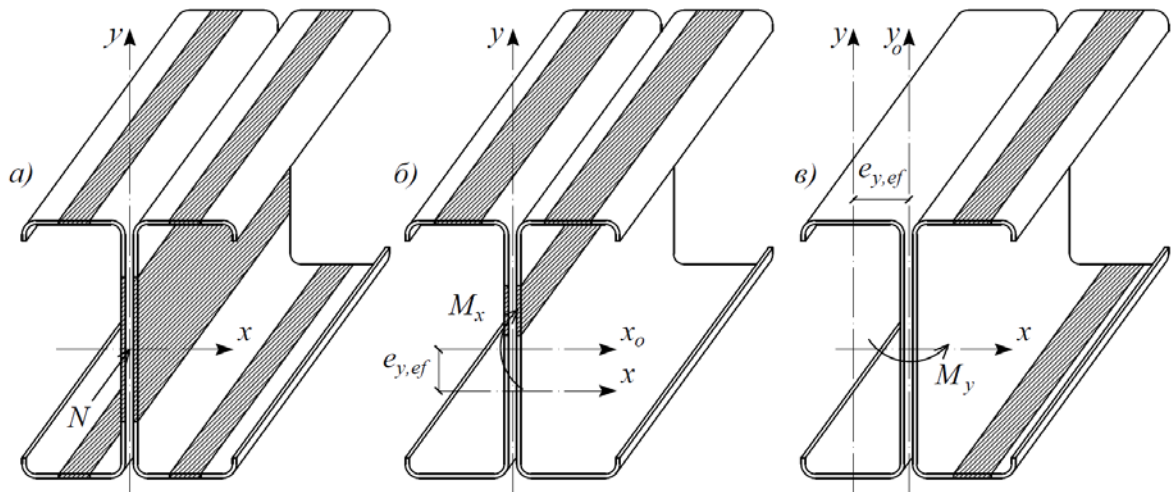


Рис. 1.7. Редуцированные сечения при действии: а) продольной силы N ; б) изгибающего момента M_x ; в) изгибающего момента M_y

При упругой работе материала проверка прочности сводится к сравнению напряжения в наиболее нагруженном участке сечения с расчетным сопротивлением материала R_y ; $\bar{\sigma}_{\max} = \sigma_{\max} / R_y \leq 1$. Рассматривая неравенство (1.1), видно, что максимальные напряжения от действия каждого силового фактора соответствуют своему типу сечения. Как известно, принцип наложения в задачах местной устойчивости не применим, поэтому предложенная в [89, 117] методика расчета тонкостенных холодногнутых стержней на прочность может приводить к недостоверным результатам. По нашему мнению, для получения объективных результатов при расчетах ЛСТК на прочность необходимо рассматривать фактически редуцированные сечения, которые можно определять, основываясь как на методе эффективной ширины, так и на предпосылках по определению влияния потери устойчивости формы сечения.

1.6 Особенности расчета стальных тонкостенных холодногнутых стержней на общую устойчивость по действующим нормам

В связи с тем, что отечественные нормы по проектированию тонкостенных холодногнутых стальных профилей СП 260.1325800.2016 [89] основываются на материалах, изложенных в Eurocode, далее будем рассматривать методики из [117], как первоисточника, но с указанием различий с [89] при их наличии.

Тонкостенные холодногнутые профили относятся к классу 4, согласно EN1993-1-1 [116]. Элементы данного типа могут быть подвержены потере местной устойчивости и формы сечения в дополнении к потере общей устойчивости. Исходя из этого, при расчете данных элементов по нормам, в том числе на устойчивость, необходимо использовать редуцированные характеристики.

1.6.1 Расчет общей устойчивости при центральном сжатии

Когда тонкостенный холодногнутый стальной элемент подвержен осевому сжатию, его несущая способность согласно [116] определяется по формуле:

$$\frac{N_{Ed}}{N_{b.Rd}} \leq 1, \quad (1.2)$$

где N_{Ed} – величина осевой нагрузки; $N_{b.Rd}$ – критическая сила потери устойчивости при центральном сжатии.

$$N_{b.Rd} = \frac{\chi \cdot A_{ef} \cdot f_y}{\gamma_{M1}}, \quad (1.3)$$

где f_y – предел текучести стали; A_{ef} – эффективная (редуцированная) площадь сечения; γ_{M1} – коэффициент безопасности при расчете на устойчивость (определяется национальными приложениями); χ – понижающий коэффициент, который зависит от формы сечения, а также гибкости элемента.

Коэффициент χ характеризует кривую потери устойчивости (см. рис. 1.8), соответствующую определенному типу сечения согласно [116] при различных значениях условной гибкости:

$$\bar{\lambda}_{EN} = \frac{L_{cr}}{i} \sqrt{\frac{A_{ef} \cdot f_y}{A \cdot E}} \pi, \quad (1.4)$$

где L_{cr} – расчетная длина стержня; A – полная площадь сечения (брутто); E – модуль упругости; i – радиус инерции полного сечения.

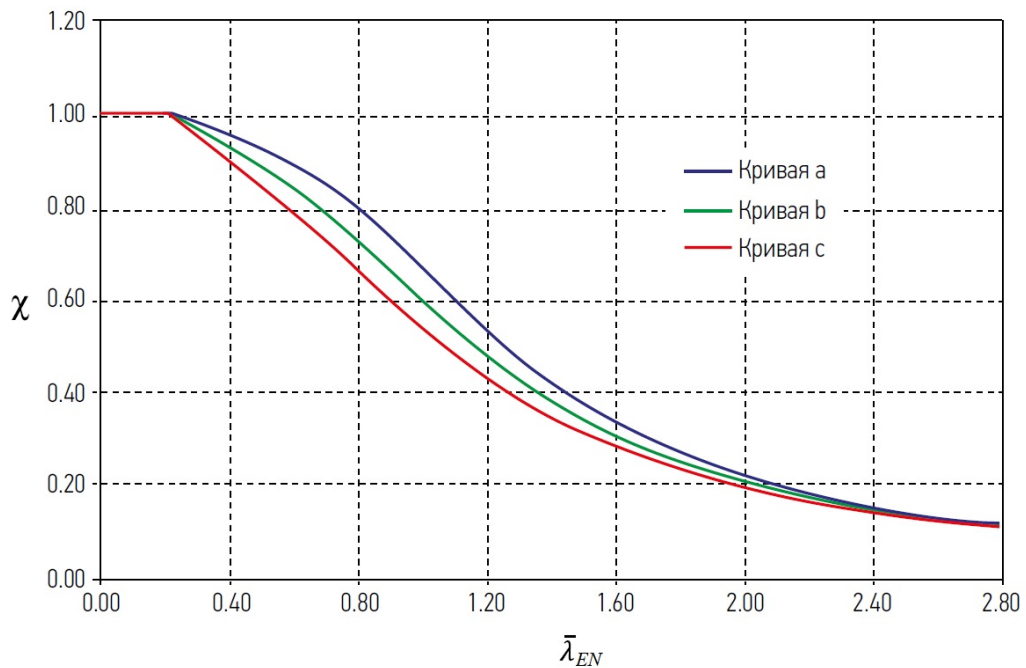


Рис. 1.8. Кривые потери устойчивости для различных типов сечения по EN 1993-1-1 [79]

Как видно по рисунку 1.8, чем больше условная гибкость элемента, тем ниже значение понижающего коэффициента χ , поэтому необходимо определять критическую силу в двух плоскостях, используя в конечном расчете наименьшее значение.

В отечественных нормах СП 260.1325800 [89] вместо коэффициента χ предлагается использовать коэффициент продольного изгиба φ , определяемый по таблице Д.1 СП 16.13330 [88], также исходя из условной гибкости и формы сечения. При этом приведённая условная гибкость вычисляется по формуле:

$$\bar{\lambda}_{СП} = \frac{L_{ef}}{i_{ef}} \sqrt{\frac{A_{ef} \cdot R_y}{A_g \cdot E}}, \quad (1.5)$$

где L_{ef} – расчетная длина стержня; A_g – полная площадь сечения (брутто); E – модуль упругости; i_{ef} – радиус инерции полного сечения; R_y – предел текучести стали; A_{ef} – эффективная (редуцированная) площадь сечения.

Тогда формула для расчета тонкостенных холодногнутых стальных стержней при осевом сжатии по [88] будет иметь вид:

$$\frac{N}{\varphi \cdot A_{ef} \cdot R_y \cdot \gamma_c} \leq 1, \quad (1.6)$$

где N – продольная сила центрального сжатия; γ_c – коэффициент условия работы.

Формулы (1.4) и (1.5) отличаются между собой только наличием константы π , что учтено при определении коэффициента продольного изгиба φ . По сути, коэффициенты χ и φ эквивалентны и, как показывают многочисленные сравнения (например, [5, 51]), отличаются незначительно. Кроме того, в ходе исследования были выполнены расчеты при различных комбинациях действующих усилий и по СП [89], и по EN [117], которые показали практически полное их совпадение.

Помимо продольного изгиба в общем случае (для несимметричных и моносимметричных сечений) стержень может потерять общую устойчивость по изгибной или изгибно-крутильной форме. Для учета этого факта зарубежные и отечественные нормы [89, 117] предполагают использование выражений для критических сил из EN1993-1-1 [116]:

- крутильная форма

$$N_{cr,T} = \frac{1}{i_o^2} \cdot \left(G \cdot I_t + \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_\omega}{L_T^2} \right), \quad (1.7)$$

- изгибно-крутильная форма

$$N_{cr,TF} = \frac{N_{cr,y}}{2 \cdot \beta} \left[1 + \frac{N_{cr,T}}{N_{cr,y}} - \sqrt{\left(1 - \frac{N_{cr,T}}{N_{cr,y}} \right)^2 + 4 \cdot \left(\frac{y_o}{i_o} \right)^2 \cdot \frac{N_{cr,T}}{N_{cr,y}}} \right], \quad (1.8)$$

где $i_o^2 = i_y^2 + i_z^2 + y_o^2 + z_o^2$; i_y, i_z – радиусы инерции полного сечения относительно осей на рис. 1.9; y_o, z_o – координаты центра изгиба; G – модуль сдвига; I_t – момент инерции полного сечения при свободном кручении; I_ω – секториальный момент инерции полного сечения; L_T – расчетная длина стержня по крутильной форме потери устойчивости; $N_{cr,y}$ – критическая сила по (1.3) относительно осей на рис. 3.3; $\beta = 1 - (y_o - i_o)^2$.

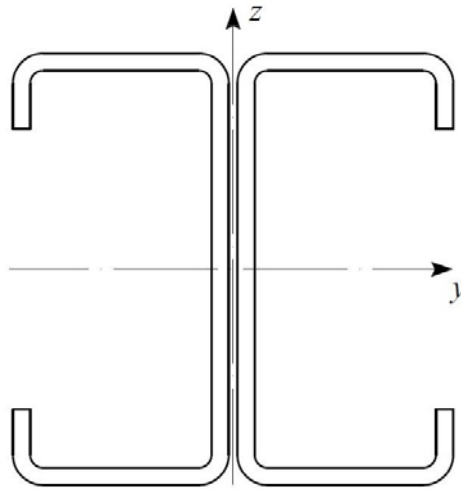


Рис. 1.9. Схема расположения осей в сечении при расчете общей устойчивости от осевого сжатия по крутильной и изгибно-крутильной формам

После расчета критических сил в [116] предполагается определение гибкости, характеризующей крутильную или изгибно-крутильную форму потери общей устойчивости:

$$\bar{\lambda}_{T,EN} = \sqrt{\frac{A_{ef} \cdot f_y}{\min(N_{cr,T}; N_{cr,TF})}}. \quad (1.9)$$

Далее по $\bar{\lambda}_{T,EN}$ и кривым на рис. 1.8 определяется коэффициент χ_T , выбирается наименьшее значение между χ_T и χ и подставляется в выражение (1.3).

Расчет по [89] аналогичен приведенному в [117], при этом $\bar{\lambda}_{T,СП} = \bar{\lambda}_{T,EN} \cdot \pi$ используется для расчета φ_T по таблице Д.1 СП 16.13330 [88],

с выбором наименьшего значения между φ_T и φ и подстановкой в выражение (1.6).

1.6.2 Расчет общей устойчивости плоской формы изгиба

При действии изгибающего момента на тонкостенный холодногнутый стальной элемент, относящийся к 4 классу по [116], зарубежные и отечественные нормы [89, 117] предполагают выполнять расчет согласно [116]:

$$\frac{M_{Ed}}{M_{b.Rd}} \leq 1, \quad (1.10)$$

где M_{Ed} – величина изгибающего момента; $M_{b.Rd}$ – критическая сила потери устойчивости при центральном сжатии.

$$M_{b.Rd} = \frac{\chi_{LT} \cdot W_{ef} \cdot f_y}{\gamma_{M1}}, \quad (1.11)$$

где W_{ef} – эффективный (редуцированный) момент сопротивления; χ_{LT} – понижающий коэффициент потери устойчивости плоской формы изгиба, определяемый по формуле:

$$\chi_{LT} = \left(\Phi_{LT} + \sqrt{\Phi_{LT}^2 - \bar{\lambda}_{LT}^2} \right)^{-1} \leq 1 \quad (1.12)$$

где $\Phi_{LT} = 0.5 \cdot \left[1 + \alpha_{LT} \cdot (\bar{\lambda}_{LT} - 0.2) + \bar{\lambda}_{LT}^2 \right]$ (по СП 260.1325800 [89])

$\Phi_{LT} = \left[1 + \alpha_{LT} \cdot (\bar{\lambda}_{LT} - 0.2) + \bar{\lambda}_{LT}^2 \right]$; α_{LT} – коэффициент учета начальных несовершенств, для ЛСТК $\alpha_{LT} = 0.34$; $\bar{\lambda}_{LT} = \sqrt{W_y \cdot f_y / M_{cr}}$; W_y – момент сопротивления полного сечения; M_{cr} – критический момент потери устойчивости плоской формы изгиба, определяемый численно либо по соответствующим приложениям (например, приложение Г СП 260.1325800 [89]).

1.6.3 Расчет общей устойчивости при внецентренном сжатии

В общем случае загрузки, т.е. действию продольной сжимающей силы и моментов в двух главных плоскостях, в отечественных нормах [89] проверку общей устойчивости предлагается выполнять по следующим формулам:

$$\begin{cases} \frac{N_p}{\varphi_x \cdot A_{ef} \cdot R_y} + k_{xx} \cdot \frac{M_{x,p} + \Delta M_{x,p}}{\chi_{LT} \cdot W_{x,ef} \cdot R_y} + k_{xy} \cdot \frac{M_{y,p} + \Delta M_{y,p}}{W_{y,ef} \cdot R_y} \leq 1; \\ \frac{N_p}{\varphi_y \cdot A_{ef} \cdot R_y} + k_{yx} \cdot \frac{M_{x,p} + \Delta M_{x,p}}{\chi_{LT} \cdot W_{x,ef} \cdot R_y} + k_{yy} \cdot \frac{M_{y,p} + \Delta M_{y,p}}{W_{y,ef} \cdot R_y} \leq 1, \end{cases} \quad (1.13)$$

где N_p , $M_{x,p}$, $M_{y,p}$ – значения действующих усилий; $\Delta M_{x,p}$, $\Delta M_{y,p}$ – моменты от эксцентриситетов между центром тяжести полного и редуцированного сечений; φ_x , φ_y – коэффициенты устойчивости, полученные согласно 1.5.1; k_{xx} , k_{xy} , k_{yx} , k_{yy} – коэффициенты взаимодействия, полученные по приложению В [89]; оси координат определяются согласно рис. 1.10.

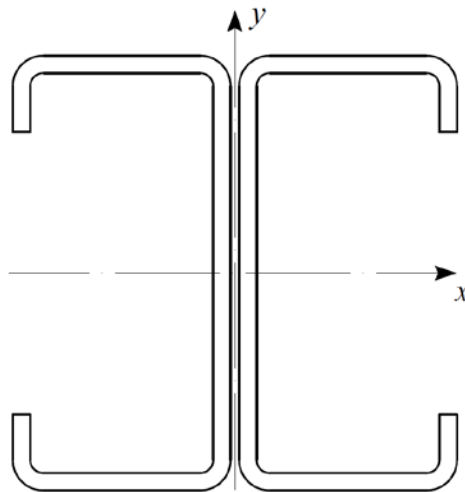


Рис. 1.10. Схема расположения осей в сечении при расчете устойчивости при внецентренном сжатии по СП 260.1325800

Выражения (1.13) базируются на соответствующих из европейских норм, при этом φ_x , φ_y заменяется на χ_x , χ_y (при использовании наименований осей по рис. 3.4), а коэффициенты взаимодействия определяются по приложениям аналогичным образом.

В данной работе выполнялись расчеты на общую устойчивость при внецентренном сжатии спаренных С-образных профилей (см. рис. 1.10) как по СП 260.1325800, так и по EN1993-1-3. При этом результаты оказались практически идентичными (разница составляла не более 2%).

Из неравенств (1.13) видно, что эффективные характеристики A_{ef} , $W_{x,ef}$, $W_{y,ef}$ характеризуют разные формы потери местной устойчивости, а равно, не соответствуют фактической редукации сечения. Кроме того, коэффициенты φ_x , φ_y , χ_{LT} соответствуют разным формам потери общей устойчивости, т.е. имеет место принцип наложения, который не применим в задачах устойчивости. Данное несоответствие предлагается компенсировать использованием коэффициентов взаимодействия, процесс определения которых весьма трудоемок, а физический смысл не является прозрачным.

Стоит также отметить, что использование в отечественных нормативных документах [89] методик из европейских норм [116, 117] не соответствуют концепциям, принятым в СП 16.13330 [88], в которые расчеты на устойчивость при центральном и внецентренном сжатии базируются на табличных данных и являются гораздо более простыми для использования рядовыми инженерами. В связи с этим, в работе предлагается пересмотреть существующую методику расчета на общую устойчивость при внецентренном сжатии тонкостенных холодногнутых стальных стержней с целью ее уточнения и упрощения.

1.7 Выводы по главе

Анализ исследований в области расчета элементов легких стальных тонкостенных конструкций позволяет сделать следующие выводы:

1. Большинство исследований российских и зарубежных ученых посвящены изучению влияния потери местной устойчивости и формы сечения на работу тонкостенных холодногнутых элементов. При этом основным инструментом для решения этих задач является метод конечных элементов. Так как

такой подход является достаточно трудоемким и занимает большое количество времени, исследования редко удается распространить на большой спектр задач. В связи с этим, наиболее предпочтительным направлением является развитие численно-аналитических методик для решения инженерных задач в области элементов ЛСТК.

2. Вопросы взаимодействия потери местной устойчивости и формы сечения с различными формами потери общей устойчивости, особенно при внецентренном сжатии, являются недостаточно изученными, а большинство исследователей предполагают рассматривать такие ситуации только в рамках методов конечных элементов.

3. Существующие зарубежные и отечественные методики расчета, представленные в нормативной литературе, обладают существенными недостатками при рассмотрении многопараметрического нагружения, что может приводить к получению недостоверных результатов при расчете тонкостенных холодногнутых элементов на прочность или устойчивость.

ГЛАВА 2. ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЧНОСТИ СТЕРЖНЕЙ ЛСТК ПРИ ОБЩЕМ СЛУЧАЕ ЗАГРУЖЕНИЯ

В главе рассматривается расчет фактически редуцированных характеристик сечения тонкостенных стержней, составленных из стальных холодногнутых профилей по напряженному состоянию, соответствующему общему случаю загрузки, с учетом потери местной устойчивости, а также потери устойчивости формы сечения. Также предлагается автоматизированный алгоритм для получения фактических эффективных характеристик.

Приводится численная методика расчета на прочность ЛСТК при общем характере загрузки: действии продольной силы совместно с изгибающими моментами в двух главных плоскостях, а также бимоменту. Производится анализ предлагаемых методик и выбор наиболее предпочтительной. Затем проводится сравнение с существующими методиками из европейских и отечественных нормативных документов.

По результатам расчета, дается вывод о применимости существующих нормативных методик, а также рекомендации по их совершенствованию на основе предложенных методов и алгоритмов.

2.1 Постановка задачи исследования

Основными особенностями работы легких стальных тонкостенных элементов, как уже упоминалось, являются потеря местной устойчивости, наступающая до достижения предела текучести, а также потеря устойчивости формы сечения. При этом степень влияния каждого из них зависит от напряженного состояния в сечении, его формы, толщины листа, из которого изготовлен профиль, а также наличия или отсутствия краевых отгибов [89, 101, 104, 117, 118]. Для оценки влияния на несущую способность тех или иных факторов в работе рассмотрены наиболее часто используемые при сжатии

спаренные С-образные профили различных типоразмеров (рис. 2.1). Такой выбор исследуемого сечения обусловлен тем, что благодаря наличию краевых отгибов можно оценить не только влияние потери местной устойчивости, но и потери устойчивости формы сечения. Предполагается, что совместная работа спаренных профилей обеспечивается установкой крепежных элементов не реже, чем $(25 - 30)i$, где i – наименьший радиус инерции ветви.

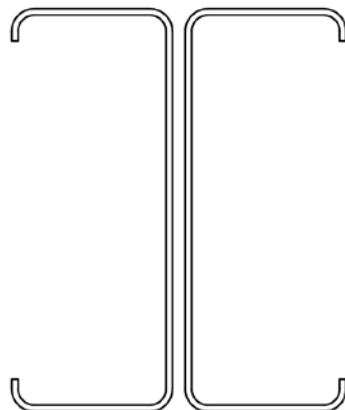


Рис. 2.1. Тип сечения, рассмотренный в главе

В исследовании принят ряд гипотез и допущений, описанных в технической теории В.З. Власова [44] для стержней открытого профиля и теории А.А. Уманского [97] для замкнутых профилей. Будем исходить из того, что относительные деформации распределяются согласно гипотезе плоских сечений и секториальных площадей, а также, что продольные волокна элемента не надавливают друг на друга при изгибе. Основываясь на [44], в работе не учитываются деформации сдвига срединной поверхности, т.к. рассматриваются открытые тонкостенные холодногнутые профили.

Опираясь на [117, 118], при определении влияния местной потери устойчивости и формы, контур поперечного сечения стержня будем принимать недеформируемым. При этом потерю местной устойчивости будем учитывать за счет исключения из работы части сечения, а потерю формы – за счет уменьшения толщины участков, имеющих краевые отгибы, несмотря на то, что строгое разделение этих двух характерных форм не в полной мере соответствует реальной работе стержня, в котором возникают сжимающие напряжения [152]. Кроме того,

геометрические характеристики сечений профилей будем определять приближенным способом, без учета угловых радиусов закруглений, принимая, что $r \leq 5t$ (здесь r – радиус закругления, t – толщина листа, из которого изготавливается профиль). Размеры плоских участков поперечных сечений будем измерять по срединной линии, т.е. от средних точек соседних участков сечения (см. рис. 2.2).

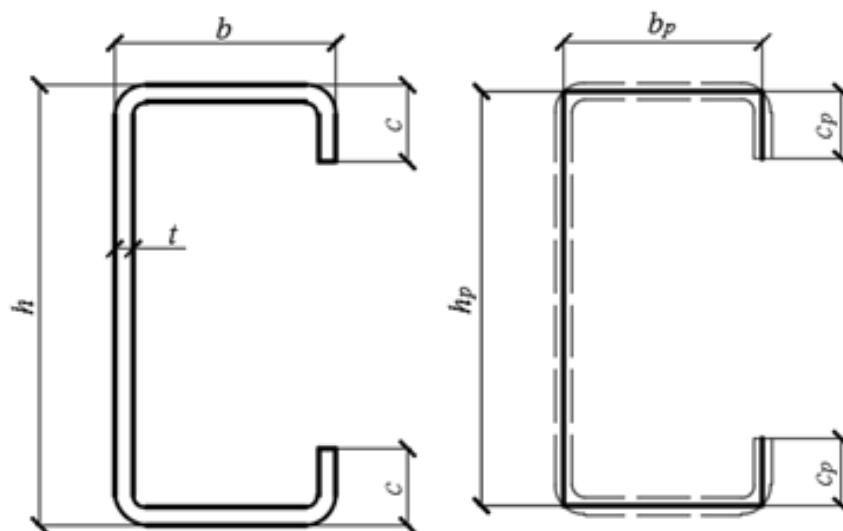


Рис. 2.2. а) геометрические параметры профиля; б) геометрические параметры срединной линии

В связи с тем, что рассматриваемые в работе сечения относятся к классу 4 согласно [116], расчеты будем производить в упругой стадии работы материала [107], опираясь на диаграмму Прандтля (см. рис. 2.3). Таким образом, в качестве предельного состояния будем рассматривать момент достижения предела текучести в наиболее напряженном волокне ($\bar{\sigma}_{max} = 1, \bar{\sigma} = \sigma/R_y$).

Как известно, при формовке ЛСТК в местах изгиба возникают остаточные напряжения, которые, согласно исследованию [170], составляют примерно 7% от предела текучести стали. Кроме того, в этих же местах образуются зоны упрочнения, т.е. повышается предел текучести на отдельных угловых участках. Таким образом, согласно исследованию [150], эти два фактора имеют противоположный эффект и могут быть примерно нейтрализованы друг-другом.

Исходя из этого, повышение предела текучести и остаточных напряжений в процессе холодной штамповки в данном исследовании не учитывается.

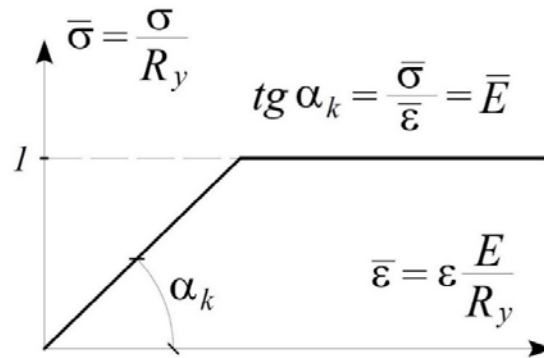


Рис. 2.3. Диаграмма Прандтля

В работе принимается, что сжатие элемента соответствует положительному направлению продольной силы, а изгибающие моменты и бимомент направлены так, что вызывают сжатие в положительном квадранте относительно принятых осей координат.

2.2 Влияние потери местной устойчивости на несущую способность тонкостенных холодногнутых элементов

Рассмотрим квадратную пластину, опертую по 4 сторонам, которая подвергается равномерному сжатию в одном направлении. При таком характере нагрузки она будет изгибаться с одинаковой кривизной в обоих направлениях (см. рис. 2.4).

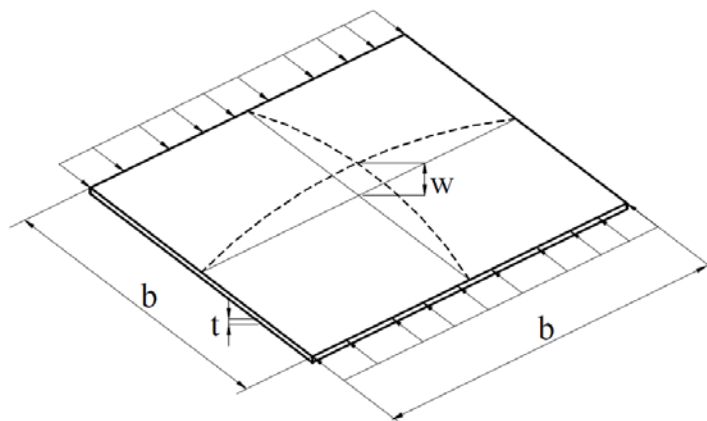


Рис. 2.4. Квадратная пластина, опертая по 4 сторонам, при сжатии

Однако, в случае сжатия тонкостенного холодногнутого элемента, длина пластин, составляющих сечение, значительно больше ширины (см. рис. 2.5). При этом происходит локальное выпучивание или потеря местной устойчивости, т.к. длина «волн» выпучивания сопоставима с размерами поперечного сечения стержня [111].

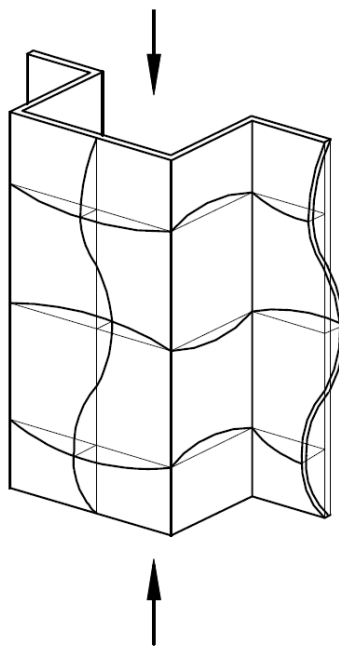


Рис. 2.5. Потеря местной устойчивости тонкостенного холодногнутого элемента

Отдельные участки стальных холодногнутых элементов обычно настолько тонкие по отношению к их ширине, что при действии сжатия или изгиба выпучиваются при уровне напряжения меньше предела текучести. Поэтому местная потеря устойчивости таких элементов является одной из основных особенностей при проектировании ЛСТК.

Холодногнутые стальные профили можно рассматривать, как совокупность отдельных пластин, соединенных в местах изгиба (см. рис. 2.6). Когда напряжения в участках профиля вызывают выпучивание, это не обязательно приводит к потере несущей способности. Элемент продолжает нести возрастающие нагрузки, превышающие те, при которых происходит местная потеря устойчивости.

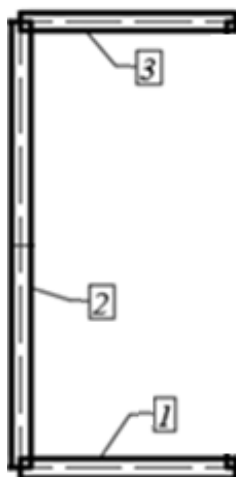


Рис. 2.6. Схема профиля, разбитого на отдельные пластинки с нумерацией

В общем случае пластины, составляющие сечение, можно разделить по двум типам граничных условий [71]:

- Тип 1 – шарнирное продольное закрепление обеих граней для внутренних пластин (см. рис. 2.6, пластина 2)
- Тип 2 – продольное шарнирное закрепление одной грани для краевых пластин (см. рис. 2.6, пластины 1, 3)

Пластины, подверженные равномерному сжатию без трения, после потери устойчивости будут деформироваться, как показано на рисунке 2.7а для типа 1 и 2.7б для типа 2. При этом продольные напряжения от равномерного сжатия перераспределяться как показано на рисунках 2.7в и 2.7г для соответствующего типа граничных условий. При этом пластинчатый элемент продолжит нести нагрузку, хотя его жесткость снизится более чем на 40% (для квадратных пластин) [106]. Напряжения же будут перераспределяться в сторону продольных участков, имеющих закрепление.

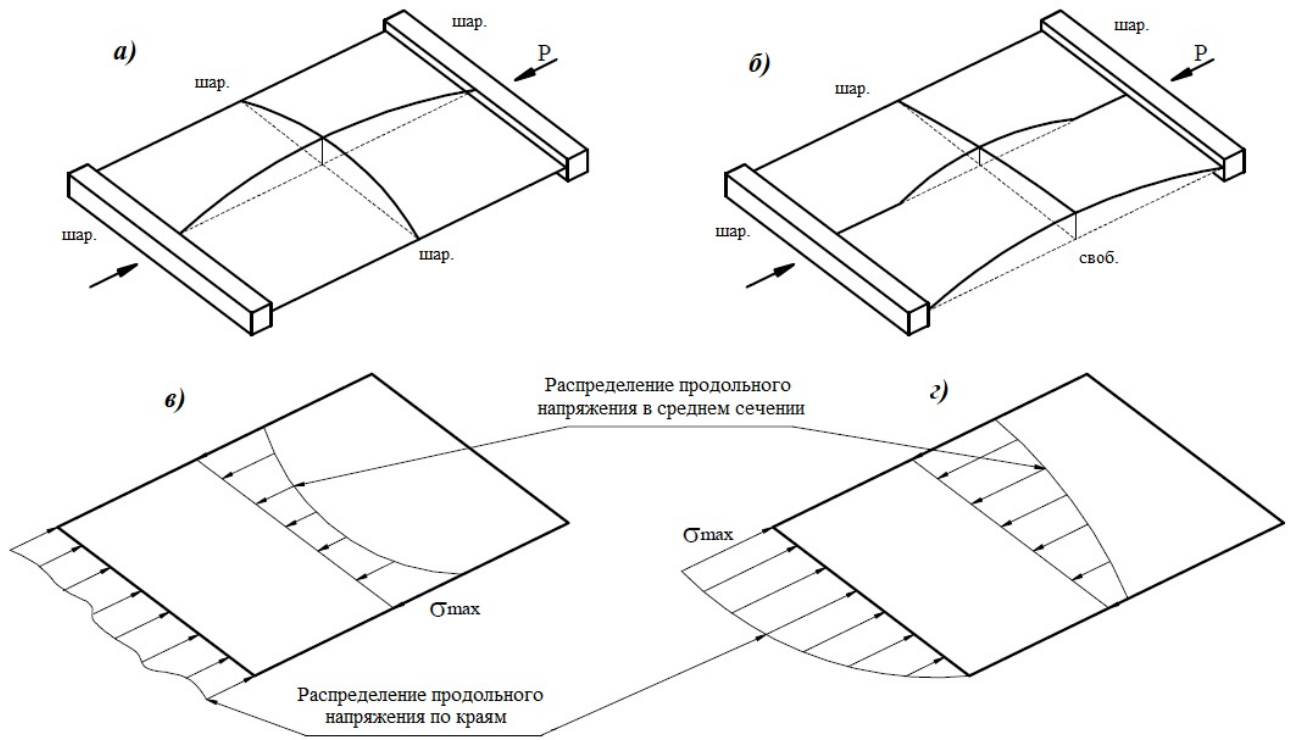


Рис. 2.7. Работа пластин при равномерном сжатии: а) деформация пластины тип 1; б) деформация пластины тип 2; в) напряжения в пластине тип 1; г) напряжение в пластине тип 2

На начальном этапе напряжения в пластине распределяются равномерно (см. рис. 2.8а). Далее, с увеличением нагрузки, происходит потеря устойчивости (достигается σ_{cr}), характер распределения напряжения становится неоднородным и происходит концентрация около продольно закрепленных краев (см. рис 2.8б). Такой характер работы пластинки наблюдается до тех пор, пока напряжения не достигнут предела текучести R_y (см. рис. 2.8г), и пластина не начнет разрушаться.

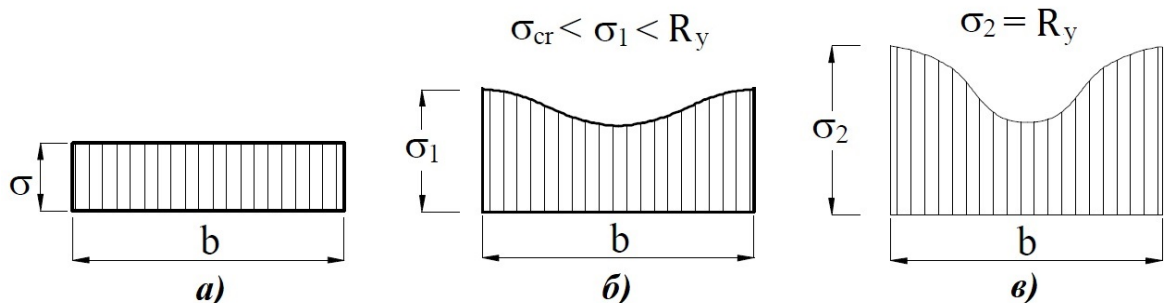


Рис. 2.8. Последовательность распределения напряжений в сжатой пластине тип 1: а) до потери местной устойчивости; б) при появлении зон выпучивания; в) в предельном состоянии

Такое поведение пластины может быть описано системой нелинейных уравнений равновесия напряжений и деформаций, известной как уравнения Кармана-Маргера [125, 138]. Позднее, из-за сложности решения системы дифференциальных уравнений, основываясь на многочисленных теоретических и экспериментальных исследованиях, Карманом [126] и Винтером [165, 166] была предложена модель «эффективной ширины». Использование такой модели предполагает, что вместо рассмотрения неравномерного напряжения по всей ширине пластины, можно перейти к упрощенному распределению напряжений за счет исключения части сечения, потерявшей устойчивость. Предполагается, что общая нагрузка P будет восприниматься эффективной шириной b_{eff} , на которую действует равномерно распределенное напряжение, равное краевому напряжению σ_{max} (см. рис. 2.9). Ширина b_{eff} назначается так, что площадь под кривой фактического неравномерного распределения напряжений соответствовала сумме двух частей эквивалентной прямоугольной области с общей шириной b_{eff} и интенсивностью напряжения σ_{max} , т.е.

$$P = \sigma_{cp} \cdot b \cdot t = \int_0^b \sigma_x(y) \cdot t \cdot dy = \sigma_{max} \cdot b_{eff} \cdot t \quad (2.1)$$

где σ_{cp} – среднее значение напряжения в пластине при неравномерном распределении; t – толщина пластины; $\sigma_x(y)$ – функция неравномерного распределения напряжений.

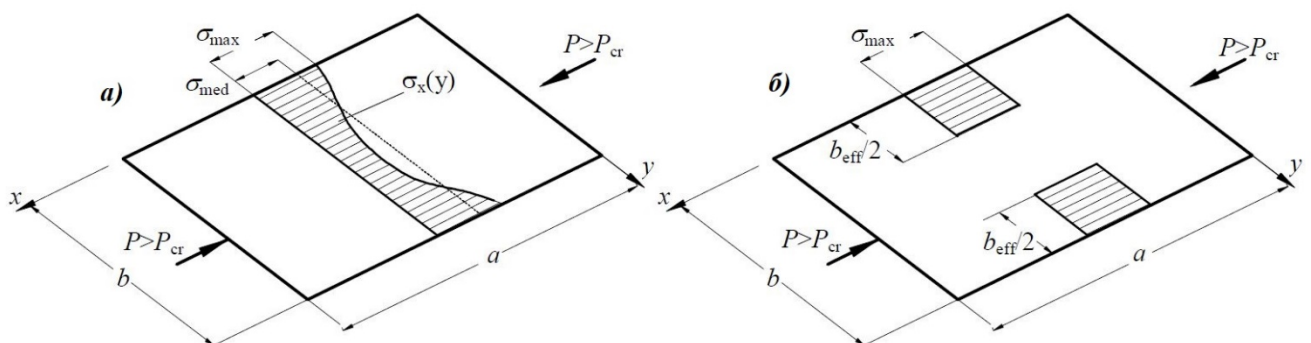


Рис. 2.9. Распределение напряжений в одноосно сжатой пластине тип 1: а) распределение фактических напряжений; б) распределение эквивалентных напряжений на основе модели «эффективной ширины»

Модель эффективной ширины позволяет упростить процесс расчета, а также дает представление о поведении пластины по мере приближения к предельному состоянию. Несмотря на «полуэмпирическую» природу, методика приводит к вполне приемлемым результатам и используется во многих нормативных документах для проектирования тонкостенных стальных конструкций [89, 101, 104, 117, 118].

2.3 Определение влияния местной потери устойчивости на эффективные характеристики сечения по Eurocode и СП

Согласно методике, изложенной в [89, 117] холодногнутый профиль заменяют совокупностью отдельных пластин. Пластинки, составляющие стержень, в зависимости от условий опирания (закрепления), могут терять местную устойчивость [93]. Для анализа поведения пластинчатых элементов используется концепция эффективной ширины этих пластин, изложенная в [118]. Согласно этой концепции, при определении эффективных характеристик пластинки вводится понижающий коэффициент учета местной потери устойчивости, который обуславливает ширину и положение зоны, выключаемой из работы, в зависимости от варианта закрепления и распределения напряжений.

Следуя нормативным документам [89, 118], для каждого типа пластин (см. рис. 2.7) вычисляется критический параметр $\bar{\lambda}_p$, являющийся «индикатором» появления зон, выключаемых из работы:

- для элементов типа 1 (с двумя продольными закреплениями) – $\bar{\lambda}_p > 0.673$;
- для элементов типа 2 (с одним продольным закреплением) – $\bar{\lambda}_p > 0.748$;

$$\bar{\lambda}_p = \sqrt{R_y / \sigma_{cr}} = b / (28.4 \cdot t \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{K_\sigma}) \quad (2.2)$$

где $\varepsilon = 235/R_y$; R_y – расчетное сопротивление материала; b – ширина пластины; t – толщина пластины; K_σ – коэффициент, учитывающий отношение напряжений ψ на концах пластины.

Коэффициенты редукции потери местной устойчивости также определяются по-разному в зависимости от типа пластинки:

- Для элементов с двумя продольными закреплениями (тип 1)

$$\rho = (\bar{\lambda}_p - 0.055(3 + \psi)) / \bar{\lambda}_p^2 \leq 1; \quad (2.3)$$

- Для элементов с одним продольным закреплением (тип 2)

$$\rho = (\bar{\lambda}_p - 0.188) / \bar{\lambda}_p^2 \leq 1; \quad (2.4)$$

где ψ и K_σ определяются по таблице 7.2 СП 260.1325800.2016 [89], для пластинок с одной закрепленной кромкой по таблице 7.3 СП 260.1325800.2016 [89].

Методика определения выходящих из работы частей сечения, изложенная в [89, 118], основана на многочисленных теоретических и экспериментальных исследованиях зарубежных авторов [139, 141, 152, 154, 165, 166] и не вызывает сомнений. Она позволяет определять эффективные характеристики редуцированного сечения, используемые при расчете на прочность и устойчивость по [89, 117]. Кроме того, с помощью данной методики можно определить редукцию при любом сочетании силовых факторов. Исходя из распределения напряжений по сечению профиля, разделив его на отдельные пластинчатые элементы, можно получить реальную картину редукции.

2.4 Влияние потери устойчивости формы сечения на несущую способность тонкостенных холодногнутых элементов

В отличие от потери местной устойчивости, которая является достаточно прогнозируемым процессом (по мере увеличения отношения ширины к толщине b/t снижается напряжение, при котором происходит выпучивание), влияние потери

устойчивости формы сечения на несущую способность холодногнутых элементов оценить значительно сложнее.

Принято считать, что устойчивость формы теряют элементы с краевыми отгибами (например, С-образные профили), т.к. участки сечения, не имеющие продольного закрепления (тип 2 на рис. 2.7) и испытывающие сжатие, обычно теряют местную устойчивость и частично выключаются из работы. В этом случае нарушается гипотеза недеформированности контура поперечного сечения [79]. Степень деформативности профиля, в случае, например, С-образных сечений, определяется вращательной жесткостью стыка стенки и полки сечения (см. рис. 2.10).

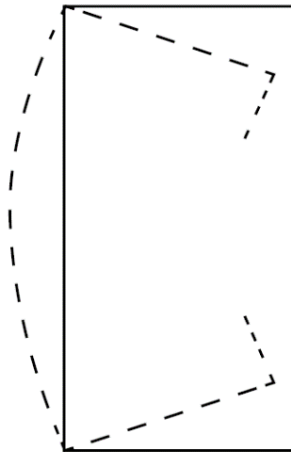


Рис. 2.10. Потеря устойчивости формы С-образного сечения

Чем больше высота стенки, тем меньше жесткость при вращении. Это приводит к тому, что потеря местной устойчивости возникает раньше, чем потеря формы. Если полка узкая, то потеря местной устойчивости стенки происходит на длинах волн, близких к длинам для потери формы сечения. Критическое напряжения же, в таком случае, для потери формы, будет даже ниже, чем для местной потери устойчивости. Вообще длина волны выпучивания, является важным показателем для оценки поведения легких стальных тонкостенных стержней. По ней можно определить какая форма потери устойчивости может быть характерна для элемента той или иной длины (местная, потеря формы, изгибная, крутильная и пр.) (см. рис. 2.11[136]).

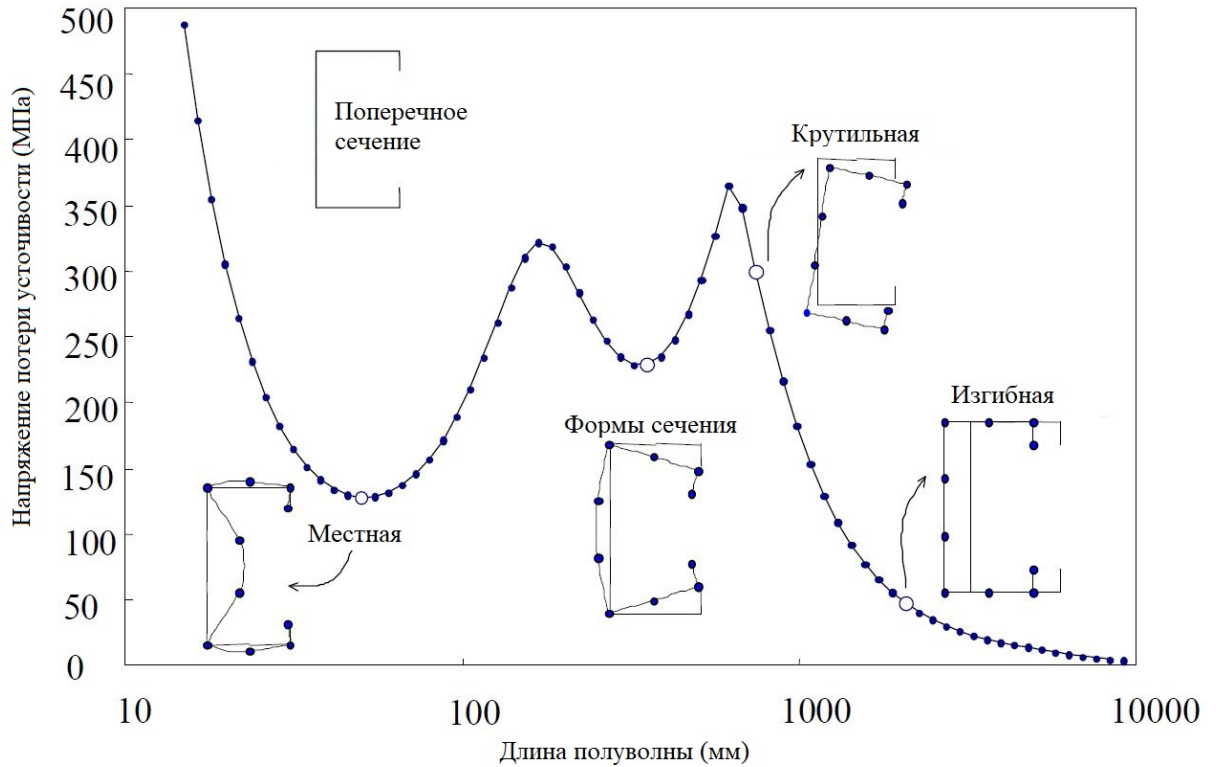


Рис. 2.11. График зависимости критических напряжений потери устойчивости и длины полуволны выпучивания с указанием типов форм потери устойчивости для С-образного тонкостенного холодногнутого профиля

Методика определения влияния потери устойчивости формы сечения изложена в [89, 117]. Она основана на том, что участки сечения, имеющие краевые отгибы и относящиеся к типу 2 (см, рис. 2.7 б, г), представляют, как упруго-подкрепленные с распределенной жесткостью K (см, рис. 2.12). Жесткость опоры зависит от граничных условий, а также геометрических характеристик участка с краевым отгибом. В общем виде жесткость пружины K на единицу длины может быть определена из:

$$K = U/\delta \quad (2.5)$$

где δ – прогиб ребра жесткости под действием единичной нагрузки U .

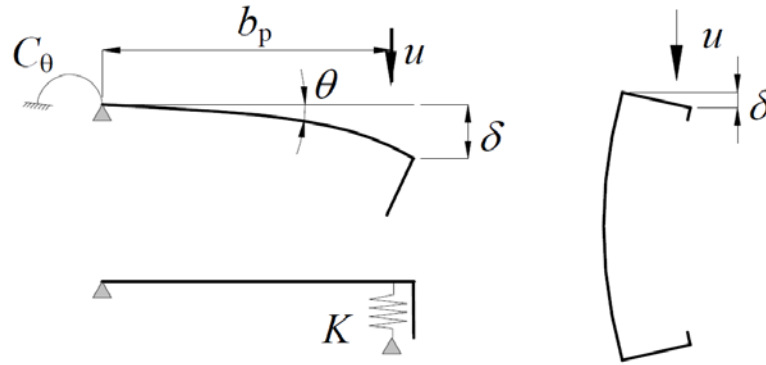


Рис. 2.12. Определение жесткости пружины K согласно [117]

Формула для определения критического напряжения потери формы сечения для длинного стержня на упругом основании, в котором возможно свободное развитие волн выпучивания, предложена Тимошенко и Гиром [160].

$$\sigma_{cr} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_s}{A_s \cdot \lambda^2} + \frac{I}{A_s \cdot \pi^2} K \cdot \lambda^2 \quad (2.6)$$

где A_s и I_s – площадь поперечного сечения и момент инерции редуцированного участка с краевым отгибом (см рис. 2.13 а); $\lambda = L/m$; L – длина стержня; m – число полуволн выпучивания по длине элемента; E – модуль деформации материала.

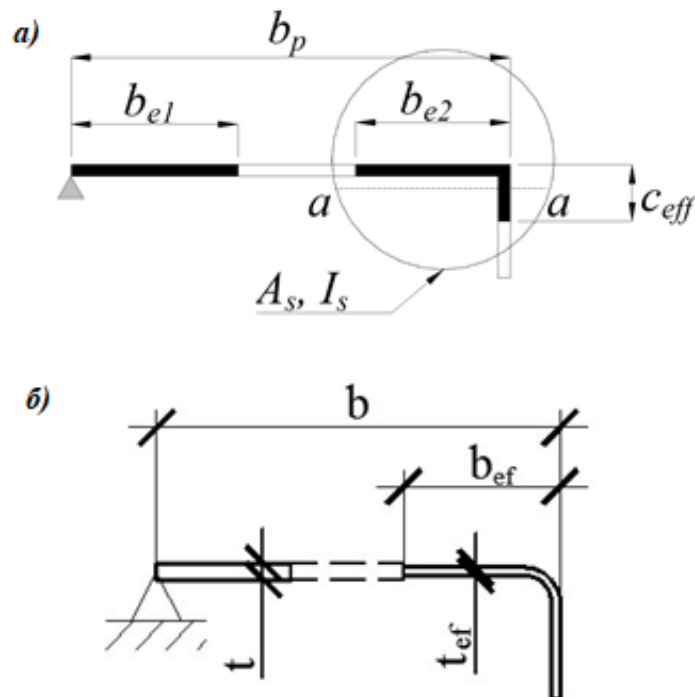


Рис. 2.13. Эффективное поперечное сечение: а) участка с краевым отгибом, б) участка с краевым отгибом с учетом снижения несущей способности от потери формы сечения

Длина полуволны для длинной стойки может быть получена из уравнения:

$$\lambda_{cr} = 4\sqrt{\frac{E \cdot I_s}{K}} \quad (2.7)$$

Для бесконечно длинной стойки критическое напряжение потери устойчивости формы может быть получено после подстановки как:

$$\sigma_{cr,s} = \frac{2 \cdot \sqrt{K \cdot E \cdot I_s}}{A_s} \quad (2.8)$$

Формула (2.5) приводится в нормативных документах [117, 118]. Таким образом, влияние длины элемента на потерю формы сечения не учитывается, т.е. предполагается, что стержень достаточно длинный, чтобы возникали целые полуволны выпучивания. В связи с этим, методика определения критических напряжений потери формы сечения является весьма консервативной (дает большие запасы) при рассмотрении коротких стержней.

В инженерной методике потеря формы сечения учитывается уменьшением толщины участка с краевым отгибом (см. рис. 2.13 б), путем введения коэффициента снижения несущей способности χ_d :

$$\begin{aligned} \chi_d &= 1, \text{ для } \bar{\lambda}_d \leq 0.65; \\ \chi_d &= 1.47 - 0.723 \cdot \bar{\lambda}_d, \text{ для } 0.65 < \bar{\lambda}_d < 1.38; \\ \chi_d &= 0.66 / \bar{\lambda}_d, \text{ для } \bar{\lambda}_d \geq 1.38, \end{aligned} \quad (2.9)$$

где $\bar{\lambda}_d = \sqrt{R_y / \sigma_{cr,s}}$ – относительная гибкость элемента жесткости; R_y – расчетное сопротивление материала.

Учитывая коэффициент несущей способности от потери устойчивости формы сечения, толщина участка сечения с краевым отгибом определяется по формуле:

$$t_{red} = t_o \cdot \chi_d \cdot R_y / \sigma_{ц.т.} \leq t_o \quad (2.10)$$

где t_o – начальная толщина профиля; $\sigma_{ц.т.}$ – напряжения в центре тяжести участка с краевым отгибом от действующей нагрузки.

2.5 Методика определения фактической редукции сечения тонкостенных холодногнутых элементов при совместном действии нескольких силовых факторов

Алгоритм определения редуцированных характеристик сечения с учетом геометрических и физических несовершенств пластинок, который базируется на большом количестве теоретических и экспериментальных исследований, изложен в [89, 117], поэтому не вызывает сомнений. Он позволяет определять редуцию при любом характере распределения напряжений по сечению профиля, тем самым отображая фактически выключающиеся из работы участки сечения. Таким образом, у инженера появляется возможность отказаться от принципа наложения в задачах прочности и устойчивости.

Как уже отмечалось ранее, фактически редуцированное сечение даже симметричного элемента при действии нескольких силовых факторов может трансформироваться в несимметричное с смещением центра тяжести и поворотом главных осей. Кроме того, расчет эффективных характеристик по нормативным документам [89, 117, 118] даже при простом напряженном состоянии, когда действует один силовой фактор, является весьма трудоемкой и сложной задачей, с которой в состоянии справиться не каждый рядовой инженер. Перечисленные выше факторы приводят к тому, что проектировщики часто вынуждены отказываться от использования тонкостенных холодногнутых профилей в пользу горячекатаных из-за более простого и понятного алгоритма расчета.

В настоящем разделе диссертации приводится универсальная методика расчета эффективных характеристик элементов ЛСТК [86] на примере тонкостенного холодногнутого сечения, составленного из двух спаренных С-образных профилей (см. рис. 2.14). Представленный ниже алгоритм реализован в программной среде Visual Basic с использованием повсеместно распространенной программы Microsoft Excel, т.е. доступной практически каждому инженеру.

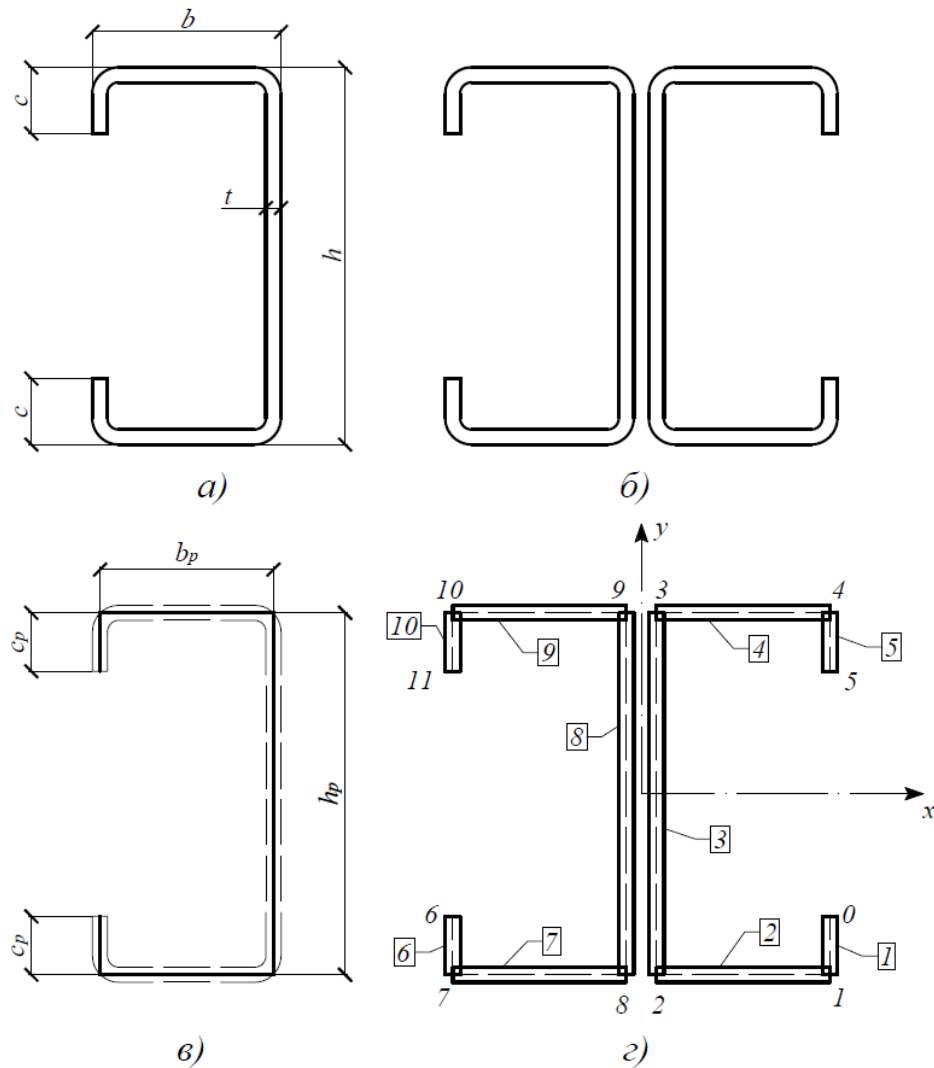


Рис. 2.14. а) геометрические размеры профиля; б) эскиз рассматриваемого сечения; в) геометрические размеры срединной линии профиля; г) расчетная схема профиля с разбиением его на элементарные пластины и указанием характерных точек

Для определения напряженного состояния в каждой точке сечения при любом сочетании силовых факторов в алгоритме предлагается универсальный подход в безразмерных параметрах [16]:

$$\bar{\sigma} = \varphi_{\text{пр}} \left(1 + m_x \frac{y}{y_*} + m_y \frac{x}{x_*} \right), \quad (2.11)$$

где $\varphi_{\text{пр}} = \frac{N_{\text{пр}}}{R_y A} = \frac{1}{1 + m_x + m_y}$ – предельный параметр усилий; m_x , m_y – относительные эксцентриситеты приложения продольной силы; x_* , y_* – координаты наиболее напряженных точек сечения.

Все параметры, необходимые для расчета такие как: расчетное сопротивление, геометрические параметры, толщина листа, а также относительные эксцентриситеты m_x , m_y показаны в Таблице 2.1.

Таблица 2.1. Исходные данные для расчета фактической редукции

h_p , мм	b_p , мм	c_p , мм	t , мм	R_y , N/мм ²	x^* , мм	y^* , мм	m_x	m_y
190	90	20	2	340	96	96	2	0,5

Имея геометрические размеры профиля, а также зная его тип, можно определить координаты характерных точек, составляющих сечение, и построить его расчетную схему по срединной линии, опираясь на рекомендации [89, 117] (см. рис. 2.14 г). Применение в алгоритме формулы (2.11) позволяет вычислять относительные напряжения в каждой точке сечения, заменяя сжатие с изгибом в двух плоскостях на внецентренное сжатие силой N с относительными эксцентриситетами m_x , m_y (см. Таблицу 2.2).

Таблица 2.2. Относительные напряжения в характерных точках

№ точки	Координата x, мм	Координата y, мм	Отн. напряжения
0	95	-75	0,0193
1	95	-95	0,1384
2	5	-95	0,2723
3	5	95	-0,8586
4	95	95	-0,9926
5	95	75	-0,8735
6	-95	-75	0,3021
7	-95	-95	0,4211
8	-5	-95	0,2872
9	-5	95	-0,8438
10	-95	95	-0,7098
11	-95	75	-0,5908

Опираясь на методики, представленные в [89, 117], рассмотрим каждую элементарную пластинку (см. рис. 2.14 г) отдельно. Для этого разделим их по типам по количеству закреплённых сторон (консольные пластины – тип 1, закреплённые с двух сторон – тип 2), а также укажем напряжение на каждом краю пластинки (см. Таблицу 2.3). Затем, используя язык программирования Visual Basic, сведём все алгоритмы из нормативных документов в одну компьютерную программу (код см. рис. 2.15). В результате получим координаты участков, выключающихся из работы (см. Таблицу 2.4), а также представим визуальное отображение фактической редукции (см. рис. 2.16).

Таблица 2.3. Разделение сечения на элементарные пластинки

№ пл.	№ 1 узла	Координата x, мм	Координата y, мм	σ	№ 2 узла	Координата x, мм	Координата y, мм	σ	Количество закреплённых сторон (1, 2)
1	0	95	-75	0,019	1	95	-95	0,138	1
2	1	95	-95	0,138	2	5	-95	0,272	2
3	2	5	-95	0,272	3	5	95	-0,859	2
4	3	5	95	-0,859	4	95	95	-0,993	2
5	5	95	75	-0,874	4	95	95	-0,993	1
6	6	-95	-75	0,302	7	-95	-95	0,421	1
7	7	-95	-95	0,421	8	-5	-95	0,287	2
8	8	-5	-95	0,287	9	-5	95	-0,844	2
9	9	-5	95	-0,844	10	-95	95	-0,710	2
10	11	-95	75	-0,591	10	-95	95	-0,710	1

```

Dim ret(1 To 7) As Double
Dim Ks As Double
Dim psi As Double
Dim Lp As Double
Dim Lpred As Double
Dim F_min As Double
If sig1 < sig2 Then
F_min = sig1
Else
F_min = sig2
End If
Dim ro As Double
If F_min < 0 Then
If typec = 2 Then
If sig1 <= sig2 Then
psi = sig2 / sig1
Ks = Find_Ks(psi, typec, sig1, sig2)
Lp = b / (28.4 * t * Sqr(Ks * 235 / Ry))
Lpred = Lp * Sqr(Abs(F_min))
If Lpred > 0.673 Then
ro = (1 - 0.055 * (3 + psi) / Lpred) / Lpred + 0.18 * (Lp - Lpred) / (Lp - 0.6)
If ro > 1 Then
ro = 1
End If
If ro < 1 Then
If sig1 <= sig2 And sig1 <= 0 And sig2 <= 0 Then
ret(1) = 2 * ro / (5 - psi)
ret(2) = 1 - (ro * (psi - 3) / (psi - 5))
ElseIf sig1 <= sig2 And sig1 <= 0 And sig2 >= 0 Then
ret(1) = -0.4 * ro / (psi - 1)
ret(2) = (3 * ro - 5) / (5 * (psi - 1))
ElseIf sig2 <= sig1 And sig1 <= 0 And sig2 <= 0 Then
ret(1) = ro * (psi - 3) / (psi - 5)
ret(2) = 1 + (2 * ro / (psi - 5))
ElseIf sig2 <= sig1 And sig2 <= 0 And sig1 >= 0 Then
ret(1) = (5 * psi - 3 * ro) / (5 * (psi - 1))
ret(2) = (2 * ro + 5 * psi - psi) / (5 * (psi - 1))
End If
End If
End If
End If

```

Рис. 2.15. Фрагмент кода для определения редукции сечения (полный код см. приложение)

Таблица 2.4. Параметры участков, теряющих местную устойчивость

№ п/п	$a1$	$a2$	ψ	Ks	lp	lp,red	ρ	№ узла ред 1	Коорд. хр, мм	Коорд. ур, мм	№ узла ред 2	Коорд. хр, мм	Коорд. ур, мм	Длина, мм
1	0	0	0	0	0	0	0	1	95	-75	0	95	-75	0
2	0	0	0	0	0	0	0	1	95	-95	2	95	-95	0
3	0,6	0,76	-0,32	10,79	1,22	1,14	0,79	2	5	19,33	3	5	49,28	29,95
4	0,43	0,59	0,87	4,28	0,92	0,92	0,84	3	44	95	4	58,47	95	14,47
5	0	0	0,88	0,47	0,62	0,61	0	4	95	75	5	95	75	0
6	0	0	0	0	0	0	0	7	-95	-75	6	-95	-75	0
7	0	0	0	0	0	0	0	7	-95	-95	8	-95	-95	0
8	0,62	0,76	-0,34	11,08	1,21	1,11	0,81	8	-5	22,24	9	-5	49	26,76
9	0,45	0,52	0,84	4,34	0,92	0,84	0,93	9	-45,39	95	10	-51,41	95	6,02
10	0	0	0,83	0,49	0,6	0,51	0	10	-95	75	11	-95	75	0

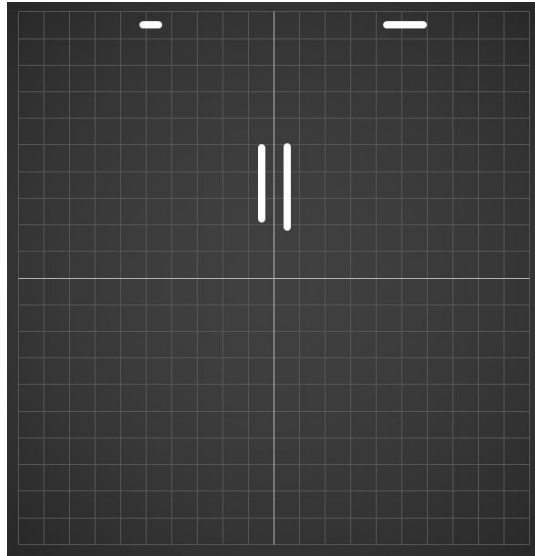


Рис. 2.16. Схема выключающихся из работы участков сечения

Далее построим схему редуцированного сечения относительно главных осей полного сечения. Для этого на пластинках типа 2 (закрепленных с двух сторон) добавим точки, характеризующие участки, которые могут потерять местную устойчивость (см. рис. 2.17 а). Данный подход учитывает любые варианты распределения напряжений и позволяет построить схему эффективного сечения (см. рис. 2.17 б) при общем характере загрузки.

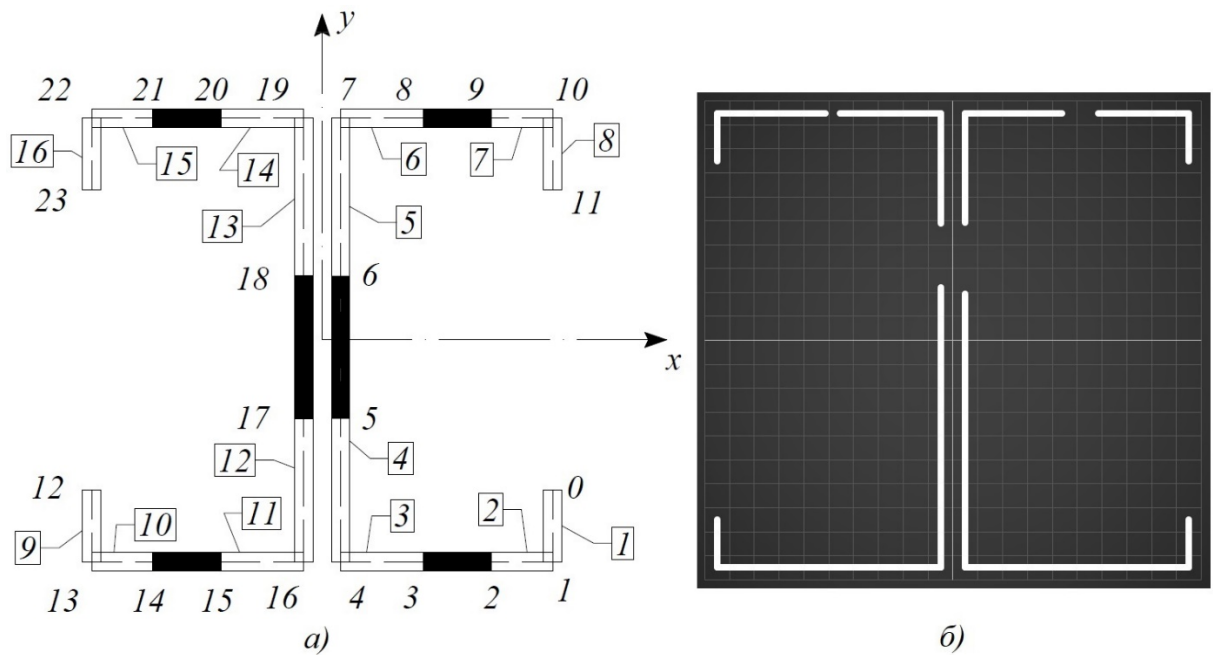


Рис. 2.17. Схемы сечения: а) общая схема участков возможного редуцирования; б) схема редуцированного сечения при заданных в примере относительных эксцентриситетах ($m_x=2$, $m_y=0,5$)

Для того, чтобы учесть влияние потери устойчивости формы на эффективные характеристики, необходимо рассмотреть участки сечения, имеющие краевые отгибы. Опираясь на методику из [89, 117], будем анализировать каждый из участков отдельно. В общем случае сжатие может испытывать любой из 4 участков с краевым отгибом, поэтому для универсализации методики выполним расчет редуцированной толщины каждого из участков (см. Таблицу 2.5 и рис. 2.18). Далее уменьшим толщину только для тех участков, в которых имеются сжимающие напряжения. Такой подход не противоречит [89, 117] и позволяет определять редуцирование не только для случаев, когда сечение испытывает воздействие одного силового фактора (продольной силы или изгибающего момента), но и для общего характера загрузки.

Таблица 2.5. Расчет коэффициентов редукиции толщины участков с краевыми отгибами

№ Уч.	№ ПЛ.	1 УЗЕЛ	Коорд. хр, мм	Коорд. ур, мм	2 УЗЕЛ	Коорд. хр, мм	Коорд. ур, мм	kf	K	$\sigma_{кр,s}$	λd	χd
1	ПЛ. 1	0	95	-75	1	95	-95	0,87	0,23	212,57	1,26	0,56
	ПЛ. 2	1	95	-95	2	50	-95					
2	ПЛ. 7	9	58,47	95	10	95	95	1,15	0,19	220,85	1,24	0,57
	ПЛ. 8	10	95	95	11	95	75					
3	ПЛ. 9	12	-95	-75	13	-95	-95	0,98	0,22	210,51	1,27	0,55
	ПЛ. 10	13	-95	-95	14	-50	-95					
4	ПЛ. 15	21	-51,41	95	22	-95	95	1,02	0,22	211,7	1,27	0,55
	ПЛ. 16	22	-95	95	23	-95	75					

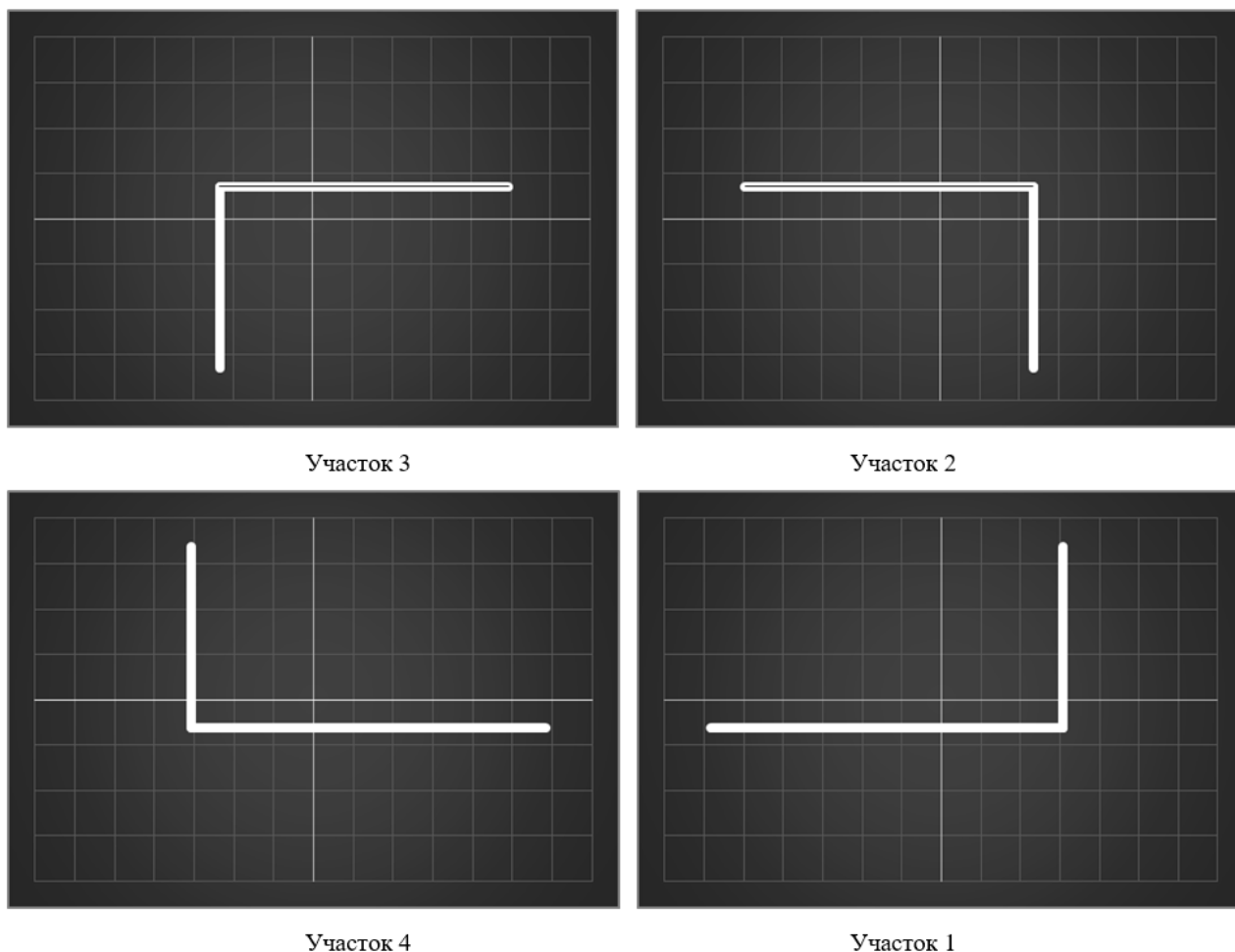


Рис. 2.18. Участки сечения с краевыми отгибами, для которых оценивается влияние потери устойчивости формы

Вычислив все характеристики каждой элементарной пластинки (см. Таблицу 2.6), можно определить положение главных осей редуцированного сечения, площадь, моменты инерции и другие геометрические характеристики, необходимы для расчетов, тем самым рассматривая фактическую редукцию, отказавшись от принципа наложения. Недостатком такого подхода является сложность и трудоемкость определения положения центров тяжести и главных осей, которые при разном характере распределения будут отличаться. Поэтому, представленные в следующих разделах, методики позволяют производить расчеты на прочность и устойчивость относительно главных центральных осей полного сечения.

Таблица 2.6. Параметры элементарных пластинок, составляющих редуцированное сечение С-образного профиля

№ ПЛ.	1 УЗЕЛ	Координата хр, мм	Координата ур, мм	2 УЗЕЛ	Координата хр, мм	Координата ур, мм	Длина, мм	Толщина, мм
ПЛ. 1	0	94,71	-87,67	1	94,71	-107,67	20	2
ПЛ. 2	1	94,71	-107,67	2	49,71	-107,67	45	2
ПЛ. 3	3	49,71	-107,67	4	4,71	-107,67	45	2
ПЛ. 4	4	4,71	-107,67	5	4,71	6,66	114,33	2
ПЛ. 5	6	4,71	36,62	7	4,71	82,33	45,72	2
ПЛ. 6	7	4,71	82,33	8	43,7	82,33	39	2
ПЛ. 7	9	58,17	82,33	10	94,71	82,33	36,53	1,15
ПЛ. 8	10	94,71	82,33	11	94,71	62,33	20	1,15
ПЛ. 9	12	-95,29	-87,67	13	-95,29	-107,67	20	2
ПЛ. 10	13	-95,29	-107,67	14	-50,29	-107,67	45	2
ПЛ. 11	15	-50,29	-107,67	16	-5,29	-107,67	45	2
ПЛ. 12	16	-5,29	-107,67	17	-5,29	9,58	117,24	2
ПЛ. 13	18	-5,29	36,34	19	-5,29	82,33	46	2
ПЛ. 14	19	-5,29	82,33	20	-45,68	82,33	40,39	2
ПЛ. 15	21	-51,7	82,33	22	-95,29	82,33	43,59	1,11
ПЛ. 16	22	-95,29	82,33	23	-95,29	62,33	20	1,11

2.6 Прямой метод расчета на прочность ЛСТК с учетом реальной работы элемента и его фактической редукции

Как уже отмечалось, принятая в отечественных [89] и зарубежных [117] нормах проектирования, методика расчета на прочность при действии на стержень двух и более типов усилий, по нашему мнению, может приводить к недостоверным результатам. А рассмотрение фактически редуцированного сечения требует от инженера определять положение центра тяжести сечения и угол поворота главных осей на каждом этапе решения задачи. При таком подходе построить инженерную методику расчета на прочность весьма затруднительно. В связи с этим,

основываясь на работах [3, 16, 30, 32, 33, 34], в которых предлагается способ определения редукции сечения при одновременном действии нескольких силовых факторов, а также на работе [28], в которой излагается усовершенствованная методика с учетом бимоента, редуцированное сечение заменяется на нередуцированное с догрузением фиктивной силой, компенсирующей ослабление (см. рис. 2.19). Такой подход подразумевает определение геометрических характеристик ослабленного сечения относительно главных осей нередуцированного сечения, что существенно упрощает построение инженерной методики расчета.

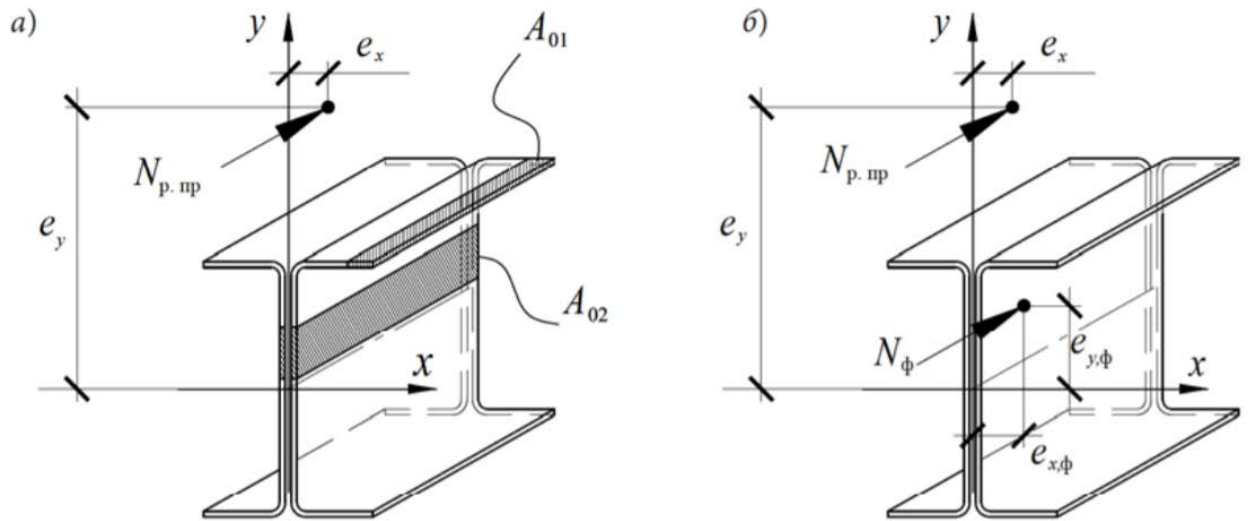


Рис. 2.19. Расчетная схема загрузки сечения: а) с редуцией; б) с фиктивными силами

В результате такого подхода можно получить коэффициент потери местной устойчивости и формы сечения φ_{loc} , который в инженерной практике может быть использован при проверке прочности стержня с нередуцированным сечением:

$$\frac{1}{\varphi_{loc}} \cdot \left(\frac{N}{\gamma_c R_y A} + \frac{M_x}{\gamma_c R_y I_x} y_* + \frac{M_y}{\gamma_c R_y I_y} x_* + \frac{B_{\omega}}{\gamma_c R_y I_{\omega}} \omega_* \right) \leq 1. \quad (2.12)$$

В работах [3, 30, 33, 34] предполагается использование итерационного метода расчета редукции с постепенным ростом усилий. В таком случае точность получаемых результатов существенно зависит от шага итераций. С целью ускорения процесса расчета в [16] предлагается определять редуцию в предельном состоянии. Однако, очевидным является тот факт, что по мере увеличения

нагрузки, редукция сечения будет меняться, поэтому такой подход является не совсем корректным. Основываясь на [28, 32], наиболее оптимальным будет использование гибридной методики расчета, когда сначала определяется максимальная нагрузка, при которой еще не происходит потеря местной устойчивости или формы сечения. Затем производится постепенное нагружение стержня, вызывающее редукцию, и замена редуцированного сечения на полное с дополнительным догружением фиктивной силой. Данная процедура выполняется до тех пор, пока в наиболее нагруженном волокне напряжения не достигнут значения расчетного сопротивления R_y . Так как напряженное состояние в стержне рассматривается при постепенном нагружении, будем называть изложенный метод прямым. Проиллюстрируем и опишем данную методику на примере стержня из спаренных С-образных стальных тонкостенных профилей (см. рис. 2.20).

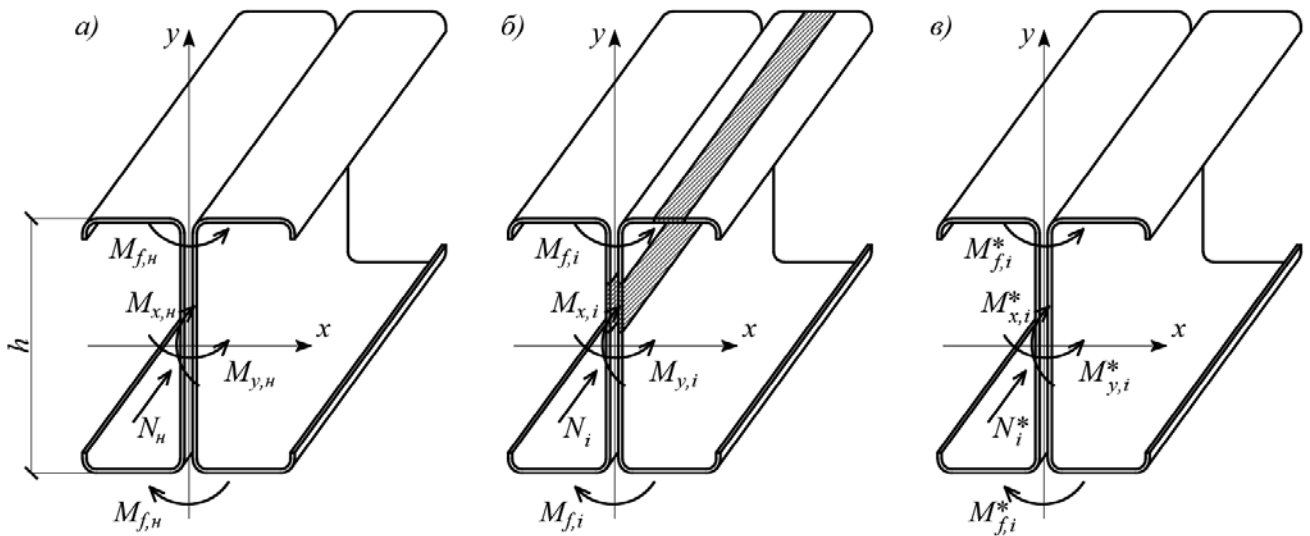


Рис. 2.20. Схемы нагружения стержня в сечениях: а) начальное нагружение до появления редукции; б) i -ый этап нагружения, сопровождающийся редукцией сечения; в) i -ый этап нагружения с учетом фиктивных усилий в нередуцированном сечении

При этом считается, что закрепление профилей между собой обеспечивает их совместную работу как сплошностенчатого стержня. В сечениях такого элемента предполагается действие всего комплекса усилий N , M_x , M_y , $B_\omega = M_f \times h$ (см. рис. 2.20, а). За общий параметр нагружения примем коэффициент продольной силы

$\varphi = N/R_y A$. Остальные усилия M_x , M_y , B_ω выразим через соответствующие φ относительные одноосные и секториальные эксцентриситеты:

$$m_x = \frac{e_y}{\rho_x}; \quad m_y = \frac{e_x}{\rho_y}; \quad m_\omega = \frac{\omega_N}{\rho_\omega}, \quad (2.13)$$

где $e_y = \frac{M_x}{N}$; $e_x = \frac{M_y}{N}$; $\omega_N = \frac{B_\omega}{N}$; $\rho_x = \frac{W_{xc}}{A}$; $\rho_y = \frac{W_{yc}}{A}$; $\rho_\omega = \frac{W_{\omega c}}{A}$;

W_{xc} , W_{yc} , $W_{\omega c}$ – линейные и секториальный моменты сопротивления наиболее напряженного волокна с координатами x^* , y^* , ω^* .

Учитывая (2.13), напряжения в нередуцированном сечении представим также в безразмерных параметрах:

$$\bar{\sigma} = \frac{\sigma}{R_y} = \varphi(1 + m_x \cdot \bar{y} + m_y \cdot \bar{x} + m_\omega \cdot \bar{\omega}), \quad (2.14)$$

где $\bar{y} = \frac{y}{y_*}$; $\bar{x} = \frac{x}{x_*}$; $\bar{\omega} = \frac{\omega}{\omega_*}$.

Используя предельные условия обеспечения местной устойчивости и формы сечения, которые предусмотрены, например, в EN [117, 118], определим соответствующий параметр продольной силы начального нагружения:

$$\Phi_H = \bar{\sigma}_{\max, H} (1 + m_x + m_y + m_\omega)^{-1}, \quad (2.15)$$

где $\bar{\sigma}_{\max, H}$ — максимальные относительные напряжения наиболее нагруженного волокна, при которых еще обеспечивалась местная устойчивость. На рис. 2.21, *a* показаны усилия N_H , M_{xH} , M_{yH} , $B_{\omega H}$, соответствующие φ_H .

При последующем нагружении, вызывающем рост максимальных напряжений от $\bar{\sigma}_{\max, H}$ до 1, появится и будет развиваться до предельного состояния ($\bar{\sigma}_{\max} = 1$) редукция сечения. Для определения последней разобьем это нагружение (выраженное через рост $\bar{\sigma}_{\max}$) на m ступеней:

$$\Delta \bar{\sigma}_{\max} = \frac{1 - \bar{\sigma}_{\max, H}}{m}. \quad (2.16)$$

Используя (2.16), представим напряженное состояние в нередуцированном сечении на $i+1$ этапе нагружения ($i=1, 2 \dots m$):

$$\bar{\sigma}_{(i+1)}(\bar{x}, \bar{y}, \bar{\omega}) = \frac{\left[\bar{\sigma}_{\max, n} + (i+1)\Delta\bar{\sigma}_{\max} \right] (1 + m_{xi}^* \bar{y} + m_{yi}^* \bar{x} + m_{oi}^* \bar{\omega})}{1 + m_{xi}^* + m_{yi}^* + m_{oi}^*}, \quad (2.17)$$

$$\text{где } m_{xi}^* = \frac{m_x + m_{x\phi i} k_{\phi i}}{1 + k_{\phi i}}; m_{yi}^* = \frac{m_y + m_{y\phi i} k_{\phi i}}{1 + k_{\phi i}}; m_{oi}^* = \frac{m_{\omega} + m_{\omega\phi i} k_{\phi i}}{1 + k_{\phi i}}; k_{\phi i} = \frac{y_{\phi i}}{y_i}.$$

Относительные эксцентриситеты фиктивных усилий $m_{x\phi i}$, $m_{y\phi i}$, $m_{\omega\phi i}$ и параметры действующих ϕ_i и фиктивных $\phi_{\phi i}$ усилий предыдущего i -го нагружения могут быть определены с помощью алгоритма «Сечение» [32], учитывающего особенности расчета стержней с редуцированным сечением.

На рис. 2.20 б показано редуцированное сечение на i -ом этапе нагружения с параметром ϕ_i действующих усилий N_i , M_{xi} , M_{yi} , $B_{\omega i} = M_{\phi i} \times h$, которые могут быть определены, например, по [86]. Ослабления сечения показаны заштрихованной частью и разбиты на площадки ΔA_{0j} с координатами x_{oj} , y_{oj} , ω_{oj} ($j=1, 2, \dots, n_{oi}$). Общее ослабление будет составлять $A_{0i} = \sum_{j=1}^{n_{oi}} \Delta A_{0j}$.

Следуя [32], воспользуемся гипотезой плоских сечений и секториальных площадей, в соответствии с которыми относительные деформации любого k -ого волокна можно представить в виде:

$$\varepsilon_k = \varepsilon_0 - v'' \cdot y_k - u'' \cdot x_k - \theta'' \cdot \omega_k, \quad (2.18)$$

где ε_0 — относительная деформация оси стержня, имеющей кривизны v'' , u'' при изгибе относительно главных осей нередуцированного сечения x и y соответственно; θ'' — вторая производная угла закручивания сечения.

Учитывая упругую работу материала $\sigma_k = \varepsilon_k E$ и кинематические предпосылки (2.18), представим уравнение равновесия в безразмерных параметрах на i -ом этапе нагружения [32]:

$$\left. \begin{aligned} \phi_i &= \bar{\varepsilon}_{oi} \cdot \bar{A}_{ef, i} + \bar{v}_i'' \cdot \bar{y}_{ci} + \bar{u}_i'' \cdot \bar{x}_{ci} + \bar{\theta}_i'' \cdot \bar{\omega}_{ci}; \\ \phi_i \cdot m_x &= -\bar{\varepsilon}_{oi} \cdot \bar{y}_{ci} - \bar{v}_i'' \cdot \bar{i}_{x, ef, i}^2 + \bar{u}_i'' \cdot \bar{i}_{xy, oi}^2 + \bar{\theta}_i'' \cdot \bar{\omega}_{cx, i}; \\ \phi_i \cdot m_y &= -\bar{\varepsilon}_{oi} \cdot \bar{x}_{ci} + \bar{v}_i'' \cdot \bar{i}_{xy, oi}^2 - \bar{u}_i'' \cdot \bar{i}_{y, ef, i}^2 + \bar{\theta}_i'' \cdot \bar{\omega}_{cy, i}; \\ \phi_i \cdot m_{\omega} &= -\bar{\varepsilon}_{oi} \cdot \bar{\omega}_{ci} + \bar{v}_i'' \cdot \bar{\omega}_{cx, i} + \bar{u}_i'' \cdot \bar{\omega}_{cy, i} - \bar{\theta}_i'' \cdot \bar{i}_{\omega, ef, i}^2, \end{aligned} \right\} \quad (2.19)$$

$$\begin{aligned}
\text{где } \bar{\varepsilon}_{0i} &= \varepsilon_{0i} \cdot \frac{E}{R_y}; \quad \bar{v}_i'' = v_i'' \cdot \frac{E \cdot \rho_x}{R_y}; \quad \bar{u}_i'' = u_i'' \cdot \frac{E \cdot \rho_y}{R_y}; \quad \bar{\theta}_i'' = \theta_i'' \cdot \frac{E \cdot \rho_\omega}{R_y}; \quad \bar{A}_{ef,i} = \frac{A_{ef,i}}{A}; \quad \bar{y}_{ci} = \frac{S_{x,oi}}{A \cdot \rho_x}; \\
\bar{x}_{ci} &= \frac{S_{y,oi}}{A \cdot \rho_y}; \quad \bar{\omega}_{ci} = \frac{S_{\omega,oi}}{A \cdot \rho_\omega}; \quad S_{x,oi} = \sum_{j=1}^{n_{oi}} \Delta A_{oj} \cdot y_{oj}; \quad S_{y,oi} = \sum_{j=1}^{n_{oi}} \Delta A_{oj} \cdot x_{oj}; \quad S_{\omega,oi} = \sum_{j=1}^{n_{oi}} \Delta A_{oj} \cdot \omega_{oj}; \quad A_{ef,i} = A - A_{oi}; \\
A_{oi} &= \sum_{j=1}^{n_{oi}} \Delta A_{oj}; \quad \bar{i}_{x,ef,i}^2 = \frac{J_{x,ef,i}}{\rho_x^2 \cdot A}; \quad \bar{i}_{y,ef,i}^2 = \frac{J_{y,ef,i}}{\rho_y^2 \cdot A}; \quad \bar{i}_{xy,oi}^2 = \frac{J_{xy,oi}}{\rho_x \rho_y \cdot A}; \quad J_{x,ef,i} = J_x - J_{x,oi}; \quad J_{y,ef,i} = J_y - J_{y,oi}; \\
J_{x,oi} &= \sum_{j=1}^{n_{oi}} \Delta A_{oj} \cdot y_{oj}^2; \quad J_{y,oi} = \sum_{j=1}^{n_{oi}} \Delta A_{oj} \cdot x_{oj}^2; \quad J_{xy,oi} = \sum_{j=1}^{n_{oi}} \Delta A_{oj} \cdot x_{oj} \cdot y_{oj}; \quad \bar{\omega}_{cx,i} = \frac{S_{\omega x,oi}}{\rho_\omega \cdot \rho_x \cdot A}; \quad \bar{\omega}_{cy,i} = \frac{S_{\omega y,oi}}{\rho_\omega \cdot \rho_y \cdot A}; \\
\bar{i}_{\omega,ef,i}^2 &= \frac{J_{\omega,ef,i}}{\rho_\omega^2 \cdot A}; \quad J_{\omega,ef,i} = J_\omega - J_{\omega,oi}; \quad J_{\omega,oi} = \sum_{j=1}^{n_{oi}} \Delta A_{oj} \cdot \omega_{oj}^2; \quad S_{\omega x,oi} = \sum_{j=1}^{n_{oi}} \Delta A_{oj} \cdot \omega_{oj} \cdot y_{oj}; \quad S_{\omega y,oi} = \sum_{j=1}^{n_{oi}} \Delta A_{oj} \cdot \omega_{oj} \cdot x_{oj}.
\end{aligned}$$

Решив линейную систему уравнений (2.19), получим:

$$\bar{\varepsilon}_{0i} = c_{1i} \cdot \varphi_i; \quad \bar{v}_i'' = -c_{2i} \cdot \varphi_i; \quad \bar{u}_i'' = -c_{3i} \cdot \varphi_i; \quad \bar{\theta}_i'' = -c_{4i} \cdot \varphi_i, \quad (2.20)$$

где c_{1i} , c_{2i} , c_{3i} и c_{4i} — безразмерные коэффициенты, зависящие от геометрических характеристик редуцированного сечения, составленные относительно главных осей нередуцированного сечения, и относительных эксцентриситетов m_x , m_y , m_ω .

Имея (2.20) определим:

$$\varphi_i = (\bar{\sigma}_{\max,и} + i \cdot \Delta \bar{\sigma}_{\max}) \cdot \left(c_{1i} + c_{2i} \frac{y^*}{\rho_x} + c_{3i} \frac{x^*}{\rho_y} + c_{4i} \frac{\omega^*}{\rho_\omega} \right)^{-1}; \quad (2.21)$$

$$\Phi \varphi_i = \varphi_i (c_{1i} \cdot \bar{A}_{oi} + c_{2i} \cdot \bar{y}_{ci} + c_{3i} \cdot \bar{x}_{ci} + c_{4i} \cdot \bar{\omega}_{ci}); \quad (2.22)$$

$$\left. \begin{aligned}
m_{x,\varphi i} &= \frac{\Phi i}{\varphi_i} (c_{1i} \cdot \bar{y}_{ci} + c_{2i} \cdot \bar{i}_{x,oi}^2 + c_{3i} \cdot \bar{i}_{xy,oi}^2 + c_{4i} \cdot \bar{\omega}_{cx,i}); \\
m_{y,\varphi i} &= \frac{\Phi i}{\varphi_i} (c_{1i} \cdot \bar{x}_{ci} + c_{2i} \cdot \bar{i}_{xy,oi}^2 + c_{3i} \cdot \bar{i}_{y,oi}^2 + c_{4i} \cdot \bar{\omega}_{cy,i}); \\
m_{\omega,\varphi i} &= \frac{\Phi i}{\varphi_i} (c_{1i} \cdot \bar{\omega}_{ci} + c_{2i} \cdot \bar{\omega}_{cx,i} + c_{3i} \cdot \bar{\omega}_{cy,i} + c_{4i} \cdot \bar{i}_{\omega,oi}^2),
\end{aligned} \right\} \quad (2.23)$$

$$\text{где } \bar{A}_{oi} = \frac{A_{oi}}{A}; \quad \bar{i}_{x,oi}^2 = \frac{J_{x,oi}}{\rho_x^2 \cdot A}; \quad \bar{i}_{y,oi}^2 = \frac{J_{y,oi}}{\rho_y^2 \cdot A}; \quad \bar{i}_{\omega,oi}^2 = \frac{J_{\omega,oi}}{\rho_\omega^2 \cdot A}.$$

Параметры действующих φ_i и фиктивных $\varphi_{\varphi i}$ усилий с учетом относительных эксцентриситетов последних $m_{x\varphi i}$, $m_{y\varphi i}$, $m_{\omega\varphi i}$ характеризуют общее нагружение

усилиями N_i^* , M_{xi}^* , M_{yi}^* , $B_{\omega i}^* = M_{fi}^* \times h$, действующих в нередуцированном сечении, показанном на рис. 2.20 в.

Таким образом, получив результаты расчета с предыдущего i -ого этапа нагружения (2.21), (2.22), (2.23), имеем все необходимые данные для определения напряженного состояния (2.17), соответствующего $i+1$ этапу нагружения. Последнее используем для определения редукции сечения с общим ослаблением $A_{0(i+1)}$ и с помощью алгоритма «Сечение» определяем соответствующие этому загрузению параметры действующих и фиктивных усилий. Далее, на последующих этапах нагружения, расчет проводится аналогичным образом.

Выполнив расчеты последнего этапа нагружения $i=m$, имеем φ_m , который позволяет определить снижение несущей способности, связанное с редукцией сечения выраженное коэффициентом потери местной устойчивости:

$$\varphi_{\text{loc}} = \varphi_m (1 + m_x + m_y + m_{\omega})^{-1}. \quad (2.24)$$

Изложенная методика позволяет выполнять расчеты на прочность тонкостенных холодногнутых элементов при любом напряженном состоянии в сечении. При этом рассматривается фактическая редукция в сечении, что ведет к получению более достоверных результатов относительно [89, 117]. Кроме того, такой подход обладает быстроедействием по отношению к МКЭ. Однако, точность расчета зависит от шага разбиения догружения. К тому же остается необходимость считать редукцию на каждом шаге итераций. В следующем параграфе предлагается значительно более удобный и быстроедействующий обратный способ расчета ЛСТК.

2.7 Обратный метод расчета на прочность ЛСТК с учетом действительной работы их элементов по фактической редукации

Для сокращения объема расчетных операций используем обратный численный метод расчета [35] на прочность стержневых элементов ЛСТК: задаваясь предельным состоянием в нередуцированном сечении по фибровой текучести $\bar{\sigma}_{\max} = 1$, по которому будем устанавливать фактическую редукацию сечения и реальное состояние – предельные усилия и их соотношения.

С этой целью рассмотрим стержневой элемент ЛСТК, имеющий произвольное моносимметричное сечение, в котором действует продольная сила N совместно с изгибающими моментами M_x и M_y (см.рис. 2.21, а). Для обобщения методики расчет будем вести в безразмерных величинах, поэтому введем коэффициент продольной силы $\phi = N / R_y A$. Тогда изгибающие моменты выразим через относительные эксцентриситеты m_x и m_y по (2.13).

В результате предельное напряженное состояние для нередуцированного сечения при $\bar{\sigma}_{\max} = \sigma_{\max} / R_y = 1$ можно получить:

$$\bar{\sigma}(\bar{x}, \bar{y}) = (1 + m_x + m_y)^{-1} (1 + m_x \cdot \bar{y} + m_y \cdot \bar{x}), \quad (2.25)$$

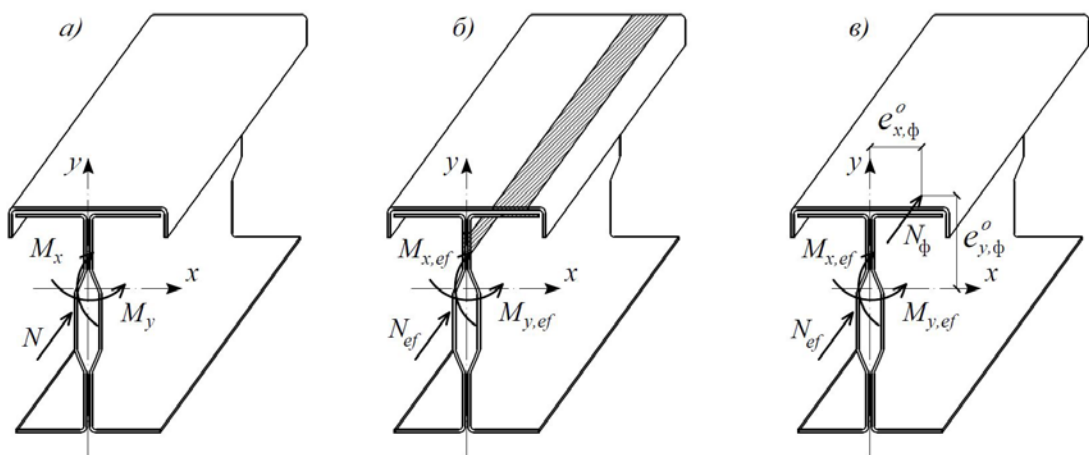


Рис. 2.21. Схемы загрузки стержня: а) полное сечение; б) редуцированное сечении (редукция показана штриховкой); в) полное сечение с догрузением фиктивным усилием N_ϕ , компенсирующим ослабление

Используя уравнение (2.25), вычислим величину условного напряжения $\bar{\sigma}$ в характерных точках сечения, затем, опираясь на алгоритм, представленный в 2.5, определим участки, которые выключаются из работы в следствии потери местной устойчивости или формы сечения (т.е. редукцию сечения). Затем, основываясь на алгоритме «Сечение» Белого Г.И. применительно к редукции [35], вычислим фактический коэффициент продольной силы Φ_{ef} , и его относительные эксцентриситеты:

$$\Phi_{ef} = (1 + m_x + m_y)^{-1} \cdot C_1; \quad m_{x,ef} = C_2/C_1; \quad m_{y,ef} = C_3/C_1, \quad (2.26)$$

$$\text{где} \quad \left. \begin{aligned} C_1 &= \bar{A}_{ef} - m_x \frac{\rho_x}{y_*} \bar{y}_c - m_y \frac{\rho_y}{x_*} \bar{x}_c; \\ C_2 &= -\bar{y}_c + m_x \frac{\rho_x}{y_*} \bar{i}_{x,ef}^2 - m_y \frac{\rho_y}{x_*} \bar{i}_{xy,ef}^2; \\ C_3 &= -\bar{x}_c - m_x \frac{\rho_x}{y_*} \bar{i}_{xy,ef}^2 + m_y \frac{\rho_y}{x_*} \bar{i}_{y,ef}^2. \end{aligned} \right\} \quad (2.27)$$

В (2.27) обозначено $\bar{A}_{ef} = 1 - \bar{A}_o$; $\bar{A}_o = \sum_{k=1}^{n_o} \Delta \bar{A}_{ko}$; $\bar{y}_c = \sum_{k=1}^{n_o} \tilde{y}_{ko} \cdot \Delta \bar{A}_{ko}$;
 $\bar{x}_c = \sum_{k=1}^{n_o} \tilde{x}_{ko} \cdot \Delta \bar{A}_{ko}$; $\bar{i}_{x,ef}^2 = I_x / (\rho_x^2 \cdot A) - \bar{i}_{x,oc}^2$; $\bar{i}_{y,ef}^2 = I_y / (\rho_y^2 \cdot A) - \bar{i}_{y,oc}^2$; $\bar{i}_{x,oc}^2 = \sum_{k=1}^{n_o} \tilde{y}_{ko}^2 \cdot \Delta \bar{A}_{ko}$;
 $\bar{i}_{xy,ef}^2 = \sum_{k=1}^{n_o} \tilde{x}_{ko} \cdot \tilde{y}_{ko} \cdot \Delta \bar{A}_{ko}$; $\bar{i}_{y,oc}^2 = \sum_{k=1}^{n_o} \tilde{x}_{ko}^2 \cdot \Delta \bar{A}_{ko}$; $\tilde{x}_{ko} = \frac{x_{ko}}{\rho_y}$; $\tilde{y}_{ko} = \frac{y_{ko}}{\rho_x}$; n_o – число площадок ослабления; $\Delta \bar{A}_{ko} = \Delta A_{ko} / A$; ΔA_{ko} – площадка ослабления с координатами x_{ko} , y_{ko} .

Используя (2.26), определяются фактические усилия, которые может воспринять редуцированное сечение стержня. Тогда расчет на прочность, учитывающий фактическую редукцию сечения, можно представить в виде:

$$\frac{1}{\gamma_c R_y \Phi_{loc}} \left(\frac{N}{A} + \frac{M_x}{I_x} y_* + \frac{M_y}{I_y} x_* \right) \leq 1, \quad (2.28)$$

$$\text{где } \Phi_{loc} = \Phi_{ef} (1 + m_{x,ef} + m_{y,ef}) < 1, \quad (2.29)$$

φ_{loc} – коэффициент потери местной устойчивости и устойчивости формы сечения, определяемый при общем случае загрузки продольной силой N и изгибающими в двух плоскостях моментами M_x и M_y , соотношения которых определяются по безразмерным параметрам (2.26).

Таким образом, задаваясь характером распределения напряжения в полном сечении стержня путем регулирования относительных эксцентриситетов m_x и m_y с последующим установлением φ по $\sigma_{max}=1$, определяется фактическая редукция в сечении по алгоритму [86] и соответствующий ей параметр загрузки Φ_{ef} с относительными эксцентриситетами $m_{x,ef}$ и $m_{y,ef}$. То есть усилия, которые способно воспринять сечение, заранее неизвестны. Они определяются с помощью разработанного алгоритма. Поэтому, следуя [35], будем называть методику – «обратной». Такой подход позволяет получить обширную выборку коэффициентов потери местной устойчивости φ_{loc} для расчетов на прочность без выполнения итерационных процессов. При этом нет необходимости использовать итерационный метод. Кроме того, решения, представленные в безразмерных параметрах, позволяют распространить полученные результаты на обширный спектр разновидностей поперечных сечений и, используя инструменты программирования, получать коэффициенты в табличном виде. В результате, инженер получит выборку коэффициентов φ_{loc} для различных относительных эксцентриситетов и сможет выполнять расчеты, используя геометрические характеристики нередуцированного сечения для решения задачи прочности. Такой подход, совместно с алгоритмом [86], позволит отказаться от расчета эффективных геометрических характеристик и перейти к использованию только табличных данных (по аналогии с подходами из отечественных норм [88]).

2.8 Сравнение результатов прямого и обратного численно-аналитических методов расчета на прочность ЛСТК

Рассматривая прямой и обратный методы расчета устойчивости тонкостенных холодногнутых профилей, становится очевидным, что они имеют разную механику. Если в первом случае мы определяем коэффициент потери местной устойчивости φ_{loc} исходя из реально действующих в сечении усилий, то во втором – задаемся напряженным состоянием и получаем φ_{loc} для случайных значений действующих усилий. Поэтому, для сравнения данных методик, сначала выполним расчет обратным способом:

- зададимся значениями относительных эксцентриситетов в нередуцированном сечении;
- определим напряжения в характерных точках нередуцированного сечения;
- по этому напряжению определим редукцию сечения, используя методику из 2.5;
- используя автоматизированный алгоритм на языке программирования Visual Basic для определения параметров обратного расчета, а также цикл для обработки большого количества результатов (см. рис. 2.22), получим значения параметра загрузки Φ_{ef} и его эксцентриситеты $m_{x,ef}$ и $m_{y,ef}$;
- вычислим коэффициент потери местной устойчивости $\varphi_{loc,обр}$ по формуле (2.29).

```

Function Alg_Sec_main(ByVal Aef As Double, ByVal Xc As Double, _
ByVal Yc As Double, ByVal ixef As Double, ByVal iyef As Double, _
ByVal ix0 As Double, ByVal mx As Double, ByVal my As Double, _
ByVal rox As Double, ByVal roy As Double, ByVal Xmax As Double, _
ByVal Ymax As Double, ByVal A0 As Double, ByVal ix0 As Double, ByVal iy0 As Double)

k1 = (mx * Aef + Yc) / (ixy0 * Aef + Xc * Yc)
k2 = (ixef * Aef - Yc ^ 2) / (ixy0 * Aef + Xc * Yc)
k3 = 1 / Xc * (k1 * iyef + my)
k4 = 1 / Xc * (k2 * iyef - ix0)
c2 = (k3 * Aef + 1 - k1 * Xc) / (k4 * Aef - Yc - k2 * Xc)
c1 = k4 * c2 - k3
c3 = k2 * c2 - k1
fiEF = 1 / (c1 + c2 * Ymax / rox + c3 * Xmax / roy)
fiF = fiEF * (c1 * A0 + c2 * Yc + c3 * Xc)
mxf = fiEF / fiF * (c1 * Yc + c2 * ix0 + c3 * ix0)
myf = fiEF / fiF * (c1 * Xc + c2 * ix0 + c3 * iy0)

Dim rez(1 To 4) As Double
rez(1) = fiEF
rez(2) = fiF
rez(3) = mxf
rez(4) = myf
Alg_Sec2 = rez

End Function
Sub Iteration_main()


---


For p = 2 To 73
    'заносим значения mx* и my* в лист с расчетом
    Worksheets("Расчет").Cells(15, 14) = Worksheets("Таблица").Cells(p, 3)
    Worksheets("Расчет").Cells(16, 14) = Worksheets("Таблица").Cells(p, 4)
    'после работы алгоритма 2.6 и функции Alg_Sec_main переносим данные
    'из листа с расчетом в лист с таблицей полученных значений
    Worksheets("Таблица").Cells(p, 7) = Worksheets("Расчет").Cells(16, 75)
    Worksheets("Таблица").Cells(p, 8) = Worksheets("Расчет").Cells(16, 76)
    Worksheets("Таблица").Cells(p, 9) = Worksheets("Расчет").Cells(16, 77)
Next p

End Sub

```

Рис. 2.22. Программный код обратного численно-аналитического алгоритма расчета ЛСТК на прочность

Затем полученные результаты используем для расчета прямым способом (согласно 2.6):

- в качестве исходных m_x и m_y будем использовать $m_{x,ef}$ и $m_{y,ef}$ из расчета обратным методом;
- определим напряжения в характерных точках нередуцированного сечения;
- по этому напряжению определим редукцию сечения, используя методику из 2.5;

- используя цикл на языке программирования Visual Basic (см. рис. 2.23), путем постепенного увеличения нагрузки, определим значения параметра загрузки φ_n при котором сечение не теряет местную устойчивость и форму (см. (2.15));
- зададимся количеством ступеней нагружения m и, используя автоматизированный алгоритм на языке программирования Visual Basic для определения параметров прямого расчета, а также цикл для обработки большого количества результатов (см. рис. 2.24 совместно с 2.23), получим φ_m на последней ступени загрузки;
- вычислим коэффициент потери местной устойчивости $\varphi_{loc,пр}$ по формуле (2.24).

Сравнение будем проводить на примере С-образного спаренного профиля Double Channel 190x90x20x2(мм). Результаты сведем в Таблицу 2.7. Стоит отметить, что предложенные алгоритмы полностью автоматизированы с помощью инструментов программирования. Таким образом, на их основе можно получать любое количество результатов для любых вариантов профилей в разы быстрее, чем при использовании МКЭ или аналитических расчетов согласно [89, 117].

```

Sub Iteration()
For p = 2 To 73
    'переносим исходные данные из листа с таблицей в лист с расчетом
    Worksheets("Расчет").Cells(15, 14) = Worksheets("Таблица").Cells(p, 3)
    Worksheets("Расчет").Cells(16, 14) = Worksheets("Таблица").Cells(p, 4)
    'определяем параметр усилия при котором не будет редукции
    'для этого расчет ведется до тех пор, пока площадь редукции
    'из алгоритма 2.6 будет не равна 0
    For i = -0.01 To -1 Step -0.001
        Cells(12, 6) = i
        PR = Application.Sum(Range(Cells(3, 36), Cells(12, 36)))
        If PR <> 0 Then
            Exit For
        End If
    Next i
    fi_0 = i + 0.001
    'фиксируем значение параметра усилия до появления редукции
    Cells(16, 20) = fi_0
    'фиксируем напряжение в наиболее нагруженном волокне при fi_0
    sigma_0 = Application.Min(Range("D3:D14"))
    Cells(16, 22) = sigma_0
    'назначаем количество шагов
    m = 10
    'вычисляем величину приращения напряжения
    del_sigma = (-1 - sigma_0) / m
    Cells(16, 21) = del_sigma
    'ведем расчет по функции для прямого расчета Alg_Sec
    'записываем относительные эксцентриситеты, полученные в результате расчета
    mx = Worksheets("Расчет").Cells(15, 14)
    my = Worksheets("Расчет").Cells(16, 14)
    'фиксируем величину параметра действующей силы на первом шаге приращения
    fi_1 = (sigma_0 + del_sigma) / (1 + mx + my)
    Cells(12, 6) = fi_1
    'ведем постепенное догружение m-1 шагов
    For k = 1 To 9
        i = Cells(23, 21)
        Cells(23, 21) = i + 1
        Cells(9, 76) = Cells(6, 76)
        Cells(9, 77) = Cells(6, 77)
        Cells(9, 78) = -Cells(6, 78)
        Cells(9, 79) = -Cells(6, 79)
        Cells(12, 6) = Cells(9, 78)
    Next k
    Worksheets("Таблица").Cells(p, 5) = Worksheets("Расчет").Cells(23, 20)
    Worksheets("Таблица").Cells(p, 6) = Worksheets("Расчет").Cells(23, 21)
Next p
End Sub

```

Рис. 2.23. Программный код для цикла расчета ЛСТК прямым численно-аналитическим методом

```

Function Alg_Sec(ByVal Aef As Double, ByVal Xc As Double, ByVal Yc As Double, _
ByVal ixef As Double, ByVal iyef As Double, ByVal ix0 As Double, ByVal mx As Double, _
ByVal my As Double, ByVal rox As Double, ByVal roy As Double, ByVal Xmax As Double, _
ByVal Ymax As Double, ByVal A0 As Double, ByVal ix0 As Double, ByVal iy0 As Double, _
ByVal sigma_0 As Double, ByVal del_sigma As Double, ByVal n As Double)
k1 = (mx * Aef + Yc) / (ixy0 * Aef + Xc * Yc)
k2 = (ixef * Aef - Yc ^ 2) / (ixy0 * Aef + Xc * Yc)
k3 = 1 / Xc * (k1 * iyef + my)
k4 = 1 / Xc * (k2 * iyef - ix0)
c2 = (k3 * Aef + 1 - k1 * Xc) / (k4 * Aef - Yc - k2 * Xc)
c1 = k4 * c2 - k3
c3 = k2 * c2 - k1
fiEF = -(sigma_0 + n * del_sigma) / (c1 + c2 * Ymax / rox + c3 * Xmax / roy)
fiF = fiEF * (c1 * A0 + c2 * Yc + c3 * Xc)
mxf = fiEF / fiF * (c1 * Yc + c2 * ix0 + c3 * ix0)
myf = fiEF / fiF * (c1 * Xc + c2 * ix0 + c3 * iy0)

fiEF_delfi = -(sigma_0 + (n + 1) * del_sigma) / (c1 + c2 * Ymax / rox + c3 * Xmax / roy)
fiF_delfiF = fiEF_delfi * (c1 * A0 + c2 * Yc + c3 * Xc)

Dim rez(1 To 6) As Double
rez(1) = fiEF
rez(2) = fiF
rez(3) = mxf
rez(4) = myf
rez(5) = fiEF_delfi
rez(6) = fiF_delfiF
Alg_Sec = rez

End Function

```

Рис. 2.24. Программная функция для определения параметров расчета ЛСТК прямым численно-аналитическим методом

Таблица 2.7. Результаты сравнения обратной и прямой численно-аналитических методик расчета ЛСТК на прочность

Обратный метод					Прямой метод			1- $\varphi_{\text{loc,пр}}/\varphi_{\text{loc,обр}}$	
m_x	m_y	φ_{ef}	m_x	m_y	$\varphi_{\text{loc,обр}}$	m_x	m_y		$\varphi_{\text{loc,пр}}$
0,01	0,01	0,540	0,005	0,007	0,546	0,005	0,007	0,550	-0,693%
0,01	0,5	0,406	0,009	0,409	0,576	0,009	0,409	0,585	-1,655%
0,01	1	0,322	0,010	0,874	0,607	0,010	0,874	0,649	-6,764%
0,01	1,5	0,275	0,010	1,431	0,670	0,010	1,431	0,694	-3,517%
0,01	2	0,238	0,010	1,964	0,708	0,010	1,964	0,719	-1,596%
0,01	3	0,180	0,012	3,008	0,722	0,012	3,008	0,720	0,257%
0,5	0,01	0,397	0,504	0,008	0,601	0,504	0,008	0,600	0,112%
0,5	0,5	0,322	0,556	0,369	0,621	0,556	0,369	0,646	-3,996%
0,5	1	0,272	0,623	0,790	0,656	0,623	0,790	0,686	-4,563%
0,5	1,5	0,236	0,613	1,337	0,697	0,613	1,337	0,715	-2,613%
0,5	2	0,208	0,611	1,863	0,723	0,611	1,863	0,734	-1,495%
0,5	3	0,167	0,621	2,901	0,754	0,621	2,901	0,753	0,075%
1	0,01	0,316	1,049	0,012	0,652	1,049	0,012	0,637	2,347%
1	0,5	0,283	1,021	0,516	0,719	1,021	0,516	0,686	4,574%
1	1	0,238	1,132	0,878	0,716	1,132	0,878	0,717	-0,189%
1	1,5	0,208	1,207	1,262	0,722	1,207	1,262	0,736	-1,984%
1	2	0,186	1,200	1,785	0,742	1,200	1,785	0,752	-1,334%
1	3	0,152	1,203	2,830	0,766	1,203	2,830	0,765	0,110%
1,5	0,01	0,261	1,621	0,011	0,688	1,621	0,011	0,655	4,845%
1,5	0,5	0,239	1,580	0,507	0,737	1,580	0,507	0,714	3,164%
1,5	1	0,215	1,558	0,998	0,766	1,558	0,998	0,751	1,935%
1,5	1,5	0,188	1,682	1,352	0,757	1,682	1,352	0,770	-1,825%
1,5	2	0,168	1,770	1,723	0,756	1,770	1,723	0,765	-1,140%
1,5	3	0,140	1,774	2,770	0,775	1,774	2,770	0,774	0,142%
2	0,01	0,224	2,197	0,011	0,719	2,197	0,011	0,690	4,086%
2	0,5	0,207	2,146	0,498	0,755	2,146	0,498	0,719	4,800%
2	1	0,190	2,128	0,967	0,777	2,128	0,967	0,753	3,065%
2	1,5	0,174	2,104	1,463	0,793	2,104	1,463	0,777	2,021%
2	2	0,158	2,185	1,802	0,790	2,185	1,802	0,791	-0,144%
2	3	0,129	2,340	2,719	0,782	2,340	2,719	0,781	0,137%
3	0,01	0,175	3,337	0,010	0,759	3,337	0,010	0,729	3,966%
3	0,5	0,164	3,276	0,485	0,781	3,276	0,485	0,756	3,180%
3	1	0,153	3,254	0,934	0,796	3,254	0,934	0,757	4,853%
3	1,5	0,143	3,233	1,411	0,807	3,233	1,411	0,778	3,544%
3	2	0,133	3,215	1,914	0,813	3,215	1,914	0,792	2,619%
3	3	0,115	3,297	2,764	0,809	3,297	2,764	0,800	1,014%
0,01	0,01	0,540	0,005	0,007	0,546	0,005	0,007	0,550	-0,693%
0,5	0,01	0,397	0,504	0,008	0,601	0,504	0,008	0,600	0,112%
1	0,01	0,316	1,049	0,012	0,652	1,049	0,012	0,637	2,347%
1,5	0,01	0,261	1,621	0,011	0,688	1,621	0,011	0,655	4,845%
2	0,01	0,224	2,197	0,011	0,719	2,197	0,011	0,680	5,478%
3	0,01	0,175	3,337	0,010	0,759	3,337	0,010	0,719	5,284%
0,01	0,5	0,406	0,009	0,409	0,576	0,009	0,409	0,585	-1,655%
0,5	0,5	0,322	0,556	0,369	0,621	0,556	0,369	0,646	-3,996%

Продолжение таблицы 2.7. Результаты сравнения обратной и прямой численно-аналитических методик расчета ЛСТК на прочность

Обратный метод						Прямой метод			1- $\varphi_{loc,пр}/\varphi_{loc,обр}$
m_x	m_y	φ_{ef}	m_x	m_y	$\varphi_{loc,обр}$	m_x	m_y	$\varphi_{loc,пр}$	
1	0,5	0,283	1,021	0,516	0,719	1,021	0,516	0,686	4,574%
1,5	0,5	0,239	1,580	0,507	0,737	1,580	0,507	0,714	3,164%
2	0,5	0,207	2,146	0,498	0,755	2,146	0,498	0,719	4,800%
3	0,5	0,164	3,276	0,485	0,781	3,276	0,485	0,736	5,741%
0,01	1	0,322	0,010	0,874	0,607	0,010	0,874	0,629	-3,472%
0,5	1	0,272	0,623	0,790	0,656	0,623	0,790	0,686	-4,563%
1	1	0,238	1,132	0,878	0,716	1,132	0,878	0,717	-0,189%
1,5	1	0,215	1,558	0,998	0,766	1,558	0,998	0,751	1,935%
2	1	0,190	2,128	0,967	0,777	2,128	0,967	0,753	3,065%
3	1	0,153	3,254	0,934	0,796	3,254	0,934	0,757	4,853%
0,01	1,5	0,275	0,010	1,431	0,670	0,010	1,431	0,694	-3,517%
0,5	1,5	0,236	0,613	1,337	0,697	0,613	1,337	0,715	-2,613%
1	1,5	0,208	1,207	1,262	0,722	1,207	1,262	0,736	-1,984%
1,5	1,5	0,188	1,682	1,352	0,757	1,682	1,352	0,770	-1,825%
2	1,5	0,174	2,104	1,463	0,793	2,104	1,463	0,777	2,021%
3	1,5	0,143	3,233	1,411	0,807	3,233	1,411	0,778	3,544%
0,01	2	0,238	0,010	1,964	0,708	0,010	1,964	0,719	-1,596%
0,5	2	0,208	0,611	1,863	0,723	0,611	1,863	0,734	-1,495%
1	2	0,186	1,200	1,785	0,742	1,200	1,785	0,752	-1,334%
1,5	2	0,168	1,770	1,723	0,756	1,770	1,723	0,765	-1,140%
2	2	0,158	2,185	1,802	0,790	2,185	1,802	0,791	-0,144%
3	2	0,133	3,215	1,914	0,813	3,215	1,914	0,792	2,619%
0,01	3	0,180	0,012	3,008	0,722	0,012	3,008	0,720	0,257%
0,5	3	0,167	0,621	2,901	0,754	0,621	2,901	0,753	0,075%
1	3	0,152	1,203	2,830	0,766	1,203	2,830	0,765	0,110%
1,5	3	0,140	1,774	2,770	0,775	1,774	2,770	0,774	0,142%
2	3	0,129	2,340	2,719	0,782	2,340	2,719	0,781	0,137%
3	3	0,115	3,297	2,764	0,809	3,297	2,764	0,800	1,014%
Среднее значение отношения									0,6%

Анализируя результаты расчета, можно сделать вывод о том, что методы имеют достаточно хорошую сходимость: наибольшие отклонения в результатах не превышают 6%, а среднее отклонение составляет всего 0,6%. Наличие отклонения можно объяснить тем, что при использовании прямого метода результат зависит от количества шагов разбиения m . Таким образом, расчет обратным методом является более точными. Кроме того, прямой метод является значительно более трудоемким и громоздким (см. программные коды на рис. 2.23, 2.24), а также его проблематично распространить на расчеты устойчивости ЛСТК. Обратный численный метод расчета является более простым и точным. Поэтому в дальнейшем предполагается

его использование для совершенствование инженерной методики расчета тонкостенных холодногнутых профилей на прочность, а также распространение его для расчетов на общую устойчивость.

2.9 Сравнение результатов расчета на прочность по предлагаемой методике с СП (Eurocode)

Чтобы произвести сравнение предлагаемой методики с существующими нормативными документами [89, 117], необходимо получить коэффициент, эквивалентный φ_{loc} . Для этого преобразуем (2.10) для получения коэффициента потери местной устойчивости по EN (СП) к виду:

$$\varphi_{loc,EN} = \varphi_{ef}(1 + m_{x,ef} + m_{y,ef}) \left[\frac{A}{A_{ef,N}} + \frac{(e_{y,ef} + y_c)A}{W_{x,ef}} + \frac{(e_{x,ef} + x_c)A}{W_{y,ef}} \right]^{-1}, \quad (2.30)$$

где $e_{y,ef} = m_{x,ef} \cdot \rho_x$; $e_{x,ef} = m_{y,ef} \cdot \rho_y$; y_c, x_c – смещение центра тяжести сечения, вызванное его редукацией при действии M_x и M_y соответственно.

Для сравнения будем использовать спаренные сечения, составленные из С-образных профилей Double Channel 190x90x20x2 и Double Channel 270x50x20x2. В работе используется именно С-образные сечения, т.к. они имеют краевые отгибы, а значит, есть возможность исследовать не только потерю местной устойчивости, но и потерю формы сечения.

В первую очередь необходимо определить редукацию сечений по действующим нормам [89, 117, 118]. Для этого воспользуемся алгоритмом из 2.5. Чтобы получить эффективную площадь $A_{ef,N}$ по EN (СП), зададимся пренебрежимо малыми значениями относительных эксцентриситетов $m_x=0,0001$, $m_y=0,0001$, которые будут задавать напряженное состояние при центральном сжатии (методика из 2.5 не подразумевает использование нулевых эксцентриситетов из-за образования сингулярности). Для получения эффективных моментов сопротивления $W_{x,ef}$ и $W_{y,ef}$ зададим достаточно большие соответствующие

относительные эксцентриситеты: $m_x=200$, $m_y=0,0001$ и $m_x=0,0001$, $m_y=200$, соответственно. При этом внецентренное сжатие будет вырождаться в изгиб относительно соответствующей оси.

На рис. 2.25 – 2.26 иллюстрируются зависимости φ_{loc} (сплошные линии) и φ_{loc}^{EN} (пунктирные линии), а также безразмерный параметр фактического редуцированного сечения \bar{A}_{ef} (штрих-пунктирные линии), от $m_{x,ef}$ при фиксированных значениях $m_{y,ef}$ [28, 31].

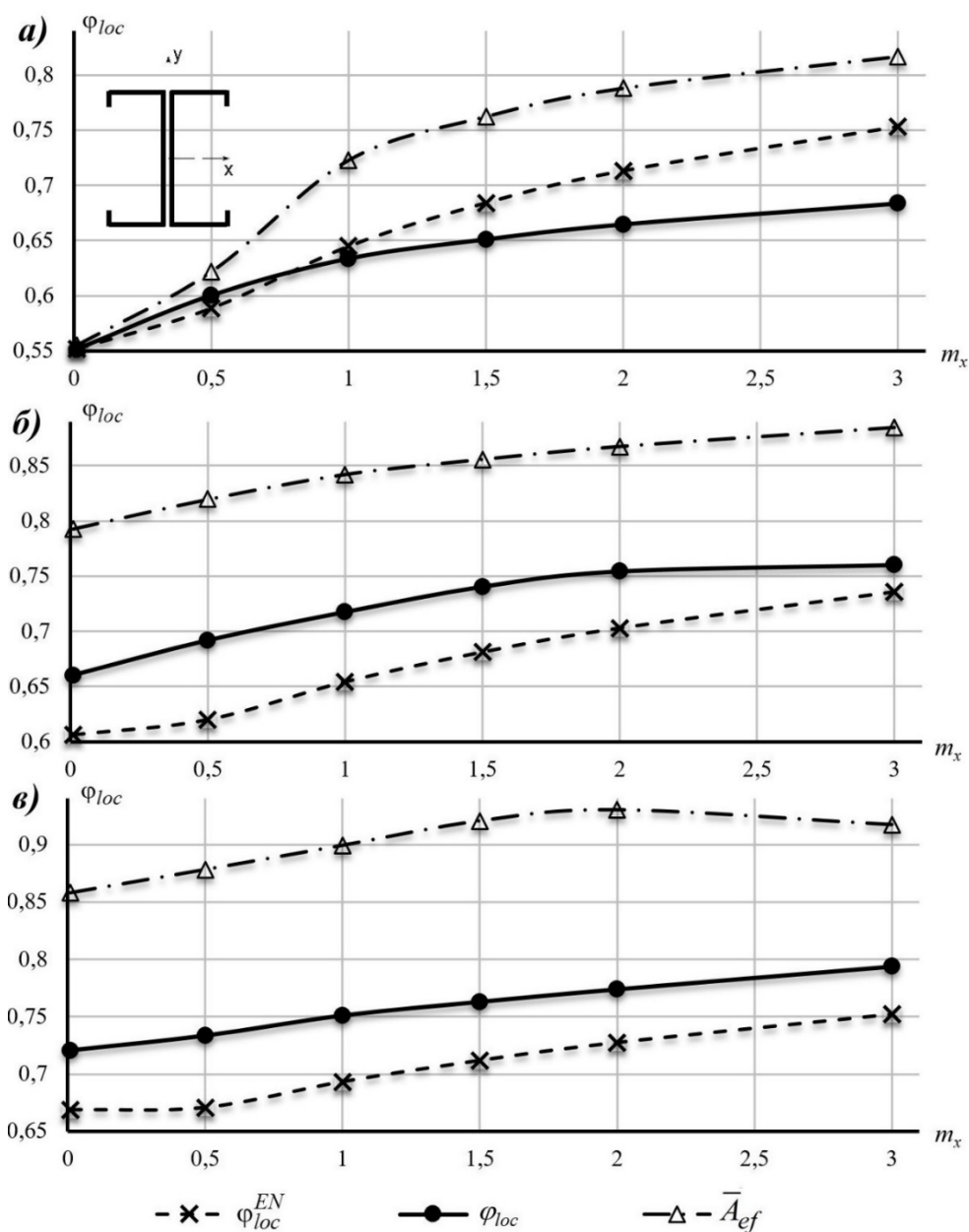


Рис. 2.25. Графики зависимости φ_{loc}^{EN} , φ_{loc} , \bar{A}_{ef} от $m_{x,ef}$ для Double Channel 190x90x20x2 при $m_{y,ef}$ равном а) 0; б) 1; в) 2

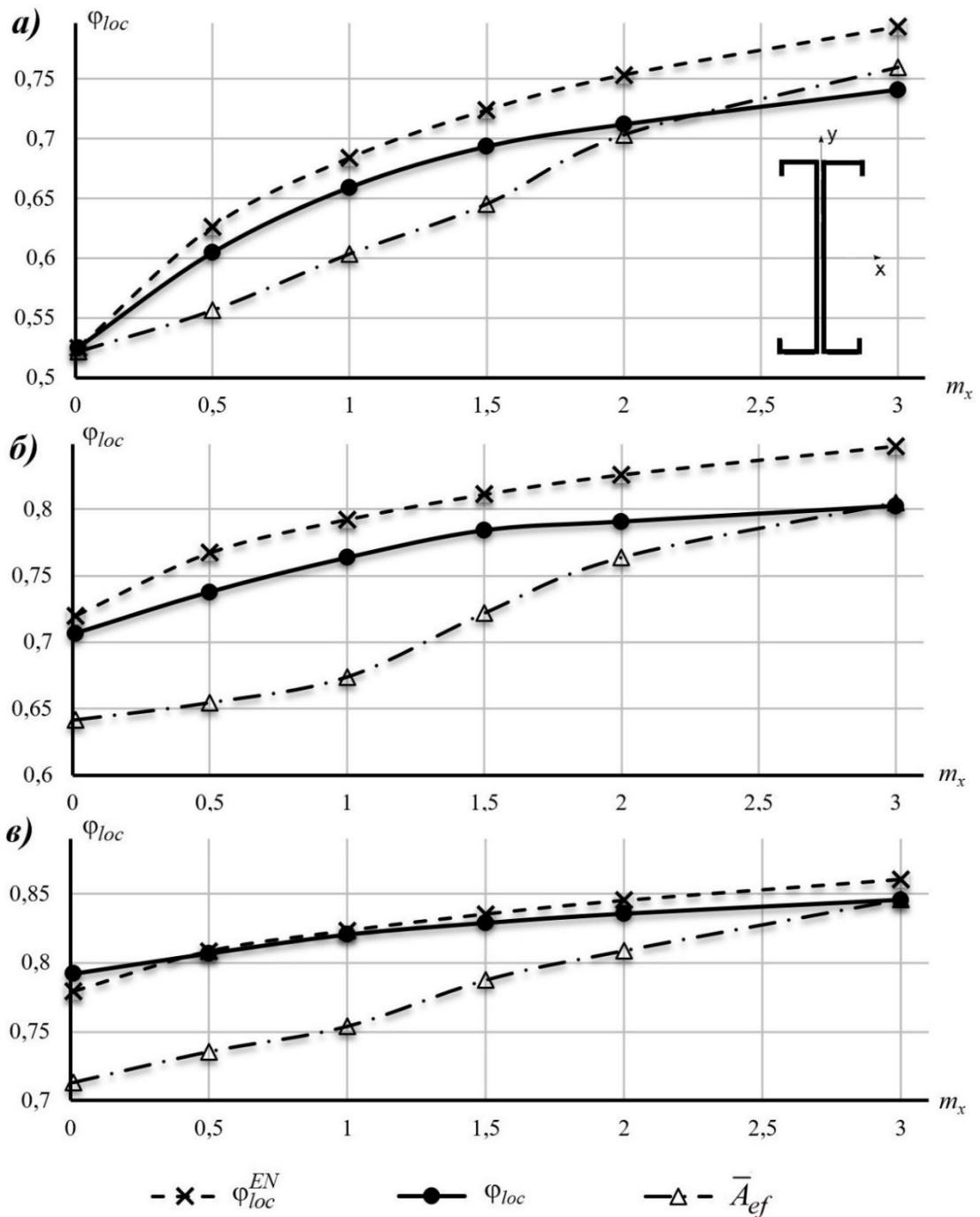


Рис. 2.26. Графики зависимости φ_{loc}^{EN} , φ_{loc} , \bar{A}_{ef} от $m_{x,ef}$ для Double Channel 270x50x20x2 при $m_{y,ef}$ равном а) 0; б) 1; в) 2

Из графиков видно, что результаты расчетов по [89, 117, 118] могут приводить как к занижению (см. рис. 2.25 б, в), так и к завышению (см. рис. 2.25 а, 2.26) несущей способности сечения в зависимости от типа сечения и соотношения относительных эксцентриситетов m_x и m_y (результаты см. Таблицы 2.8 и 2.9). Разница может составлять до 12% как в большую, так и в меньшую сторону.

Там же представлена эффективная относительная площадь фактически редуцированного сечения $\bar{A}_{ef} = \frac{A_{ef}}{A}$, полученная по методике 2.5, от относительных эксцентриситетов m_x и m_y . Сопоставляя графики \bar{A}_{ef} и φ_{loc} на рис. 2.25, можно увидеть, что при относительно больших \bar{A}_{ef} редукция весьма существенно снижает несущую способность. Это относится к ситуациям, когда потеря местной устойчивости происходит преимущественно в широких полках (см. редуцированные сечения на рис. 2.27, б и 2.27, в) и, наоборот, (рис. 2.26) в сечении, где потеря местной устойчивости в значительной степени происходит в вытянутой стенке (см. рис. 2.28, б и 2.28, в), работа редуцированного сечения более эффективна. Результаты см. Таблицы 2.10, 2.11.

Таблица 2.8. Отношение φ_{loc} и $\varphi_{loc,EN}$ в % для 190x90x20x2

m_y	m_x					
	0,01	0,5	1	1,5	2	3
0,01	-0.133	1.979	-1.775	-5.151	-7.395	-10.302
0,5	8.374	11.363	8.650	7.466	4.396	-0.010
1	8.384	10.628	8.986	8.150	6.926	3.233
1,5	8.048	9.680	8.446	7.426	8.140	4.763
2	7.324	8.701	7.834	6.834	6.120	5.355
3	2.040	6.620	5.783	5.090	4.427	2.887

Таблица 2.9. Отношение φ_{loc} и $\varphi_{loc,EN}$ в % для 270x50x20x2

m_y	m_x					
	0,01	0,5	1	1,5	2	3
0,01	0.082	-3.682	-3.825	-4.488	-5.926	-7.242
0,5	-4.621	-8.242	-7.252	-6.773	-7.691	-8.507
1	-1.928	-4.080	-3.835	-3.519	-4.539	-5.712
1,5	0.418	-1.703	-1.775	-2.162	-2.234	-3.529
2	1.693	-0.194	-0.347	-0.796	-1.183	-1.795
3	2.723	1.387	1.244	1.071	0.734	0.734

Таблица 2.10. Отношение $1-\varphi_{loc}$ к \bar{A}_o для 190x90x20x2

m_y	m_x					
	0,01	0,5	1	1,5	2	3
0,01	1.029	1.078	1.347	1.496	1.613	1.758
0,5	1.621	1.338	1.305	1.569	1.701	1.866
1	1.674	1.741	1.825	1.835	1.889	2.118
1,5	1.812	1.941	2.104	2.368	2.119	2.358
2	2.006	2.232	2.521	3.045	3.305	2.543
3	2.631	2.864	2.990	3.122	3.184	2.995

Таблица 2.11. Отношение $1-\varphi_{loc}$ к \bar{A}_o для 270x50x20x2

m_y	m_x					
	0,01	0,5	1	1,5	2	3
0,01	1.013	0.910	0.877	0.882	0.990	1.101
0,5	0.860	0.846	0.789	0.828	0.938	1.060
1	0.835	0.774	0.740	0.792	0.903	1.032
1,5	0.771	0.761	0.748	0.771	0.885	1.020
2	0.738	0.745	0.744	0.821	0.877	1.023
3	0.742	0.779	0.816	0.882	1.016	1.215

На рисунках 2.27 и 2.28 показана фактическая редукция для двух типов сечений, получаемая по методике из 2.5. По представленным рисункам видно, что редукция при центральном сжатии (см. рис. 2.27 а, 2.28 а) соответствует эффективному сечению, получаемому по [89, 117, 118]. Однако, при внецентренном сжатии (см. рис. 2.27 б, в, 2.28 б, в) фактическая редукция, соответствующая реальному напряженному состоянию в сечении, не коррелирует с редуцированными характеристиками, используемыми в существующих нормах [89, 117, 118]. Данный факт подтверждает некорректность использования принципа наложения в задачах прочности тонкостенных холодногнутых элементов.

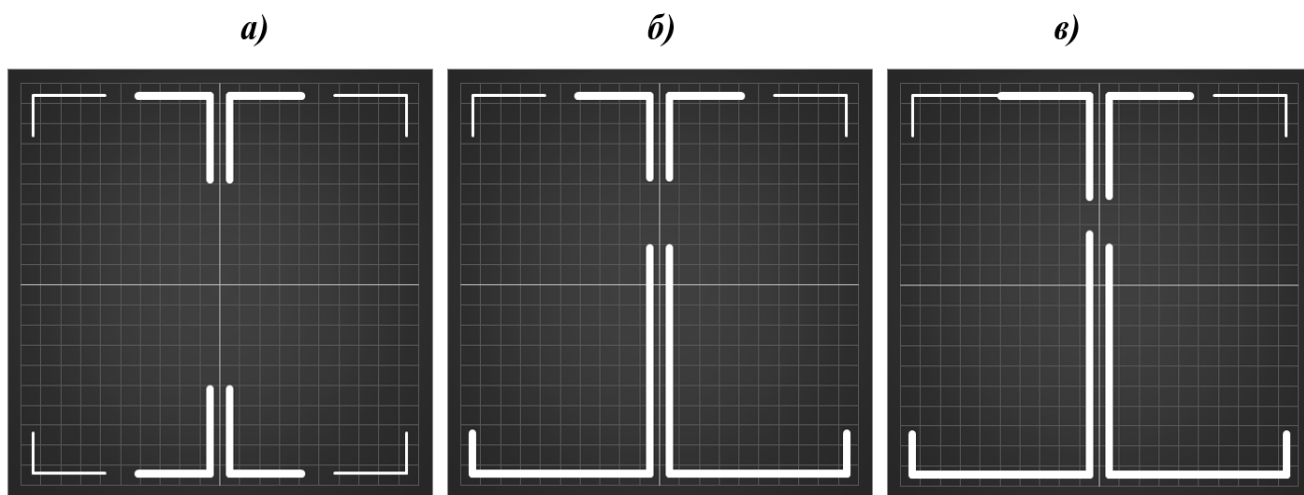


Рис. 2.27. Фактически редуцированное сечение Double Channel 190x90x20x2 при а) $m_x=0, m_y=0$;
 б) $m_x=3, m_y=0$; в) $m_x=2, m_y=1$

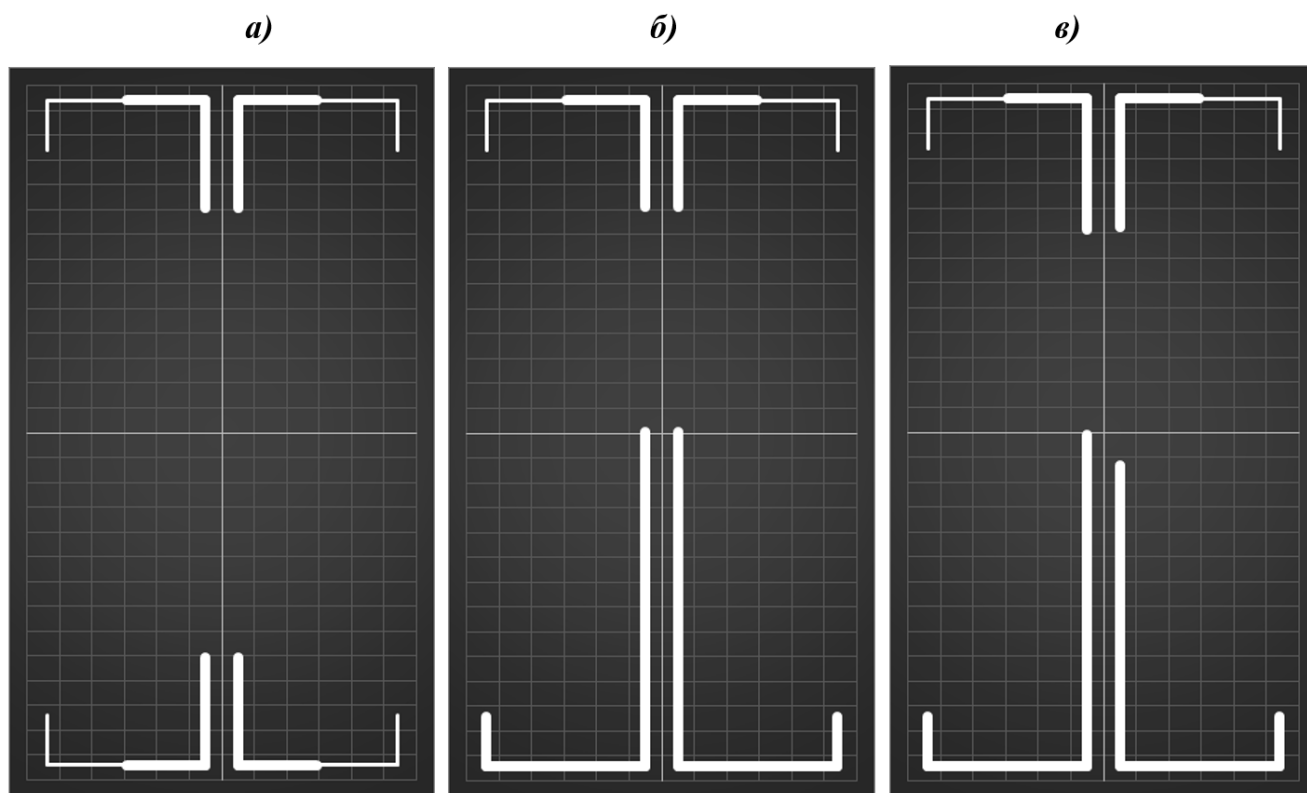


Рис. 2.28. Фактически редуцированное сечение Double Channel 270x50x20x2 при а) $m_x=0, m_y=0$;
 б) $m_x=3, m_y=0$; в) $m_x=2, m_y=1$

2.10 Выводы по главе

1. Разработан алгоритм и программа расчета, позволяющие получить фактические эффективные характеристики легких тонкостенных холодногнутых стальных стержней при любом характере распределения напряжений по сечению (общее нагружение) с учетом потери местной устойчивости и устойчивости формы сечения.

2. Предложены методики, позволяющие выполнять расчеты на прочность с учетом фактической редукции сечения при общем характере нагружения (при одновременном действии продольной силы, изгибающих моментов в двух главных плоскостях, бимомент) без необходимости выполнения процедур по вычислению положения центра тяжести и угла поворота главных осей фактически редуцированных несимметричных сечений.

3. Разработаны автоматизированные алгоритмы, позволяющие получать значения коэффициентов потери местной устойчивости и формы сечения φ_{loc} для предложенных методик на несколько порядков быстрее чем при использовании МКЭ или нормативных методов.

4. На основе сравнительного анализа из разработанных выбрана наиболее предпочтительная обратная численная методика расчета на прочность.

5. Проведен сравнительный анализ разработанной обратной методики расчета на прочность ЛСТК с нормативными [89, 117]. По результатам сравнения следует сделать вывод о неприменимости принципа наложения, используемого в [89, 117] для задач местной устойчивости и формы сечения, который может приводить как к завышению, так и к занижению несущей способности.

ГЛАВА 3. ИССЛЕДОВАНИЕ ОБЩЕЙ УСТОЙЧИВОСТИ СТЕРЖНЕВЫХ ЭЛЕМЕНТОВ ЛСТК

Рассматривается расчет тонкостенных холодногнутых стальных элементов на устойчивость при сжатии с двухосными концевыми эксцентриситетами обратным численно-аналитическим методом [17, 31] с учетом потери местной устойчивости и формы сечения. Производится описание существующих нормативных [89, 117] и численных (МКЭ) методик расчета, применяющихся в современной практике проектирования ЛСТК. Выполняется сравнение результатов расчета по предлагаемому методу с другими методиками. Основываясь на полученных результатах расчета и сравнительного анализа, предлагается инженерная методика расчета ЛСТК на общую устойчивость.

3.1 Постановка задачи исследования общей устойчивости тонкостенных холодногнутых составных стержневых элементов конструкций

Рассматривая работу тонкостенных холодногнутых стержней, испытывающих сжатие и их расчет на общую устойчивость, в качестве объекта исследования логично выбрать составные профили, т.к. одиночные профили (швеллеры, С-образные, Сигма-образные и др.) имеют существенную разницу в гибкости в одной из главных плоскостей и, поэтому, применение подобных сечений при расчете на устойчивость является не рациональным. Однако, при использовании составных стержней необходимо убедиться, что обеспечивается их работа как единого целого, т.е. правильно выбран способ совмещения и соединения профилей [69]. В данной работе будем считать, что профили соединяются крепежными элементами между собой не реже, чем $(25 - 30)i$, где i – наименьший радиус инерции ветви.

В качестве расчетной будем использовать традиционную модель с шарнирным закреплением стержня на концах и возможностью свободной деформации. Для корректного сравнения результатов численных экспериментов с нормативной и предлагаемой методиками, представим, что рассматриваемый элемент выделен из конструкции (см. рис. 3.1). Такой подход предполагает, отсутствие локальных концентраторов напряжений, например, в месте приложения нагрузки. Тогда длину стержневого элемента принимаем численно равной его геометрической длине.

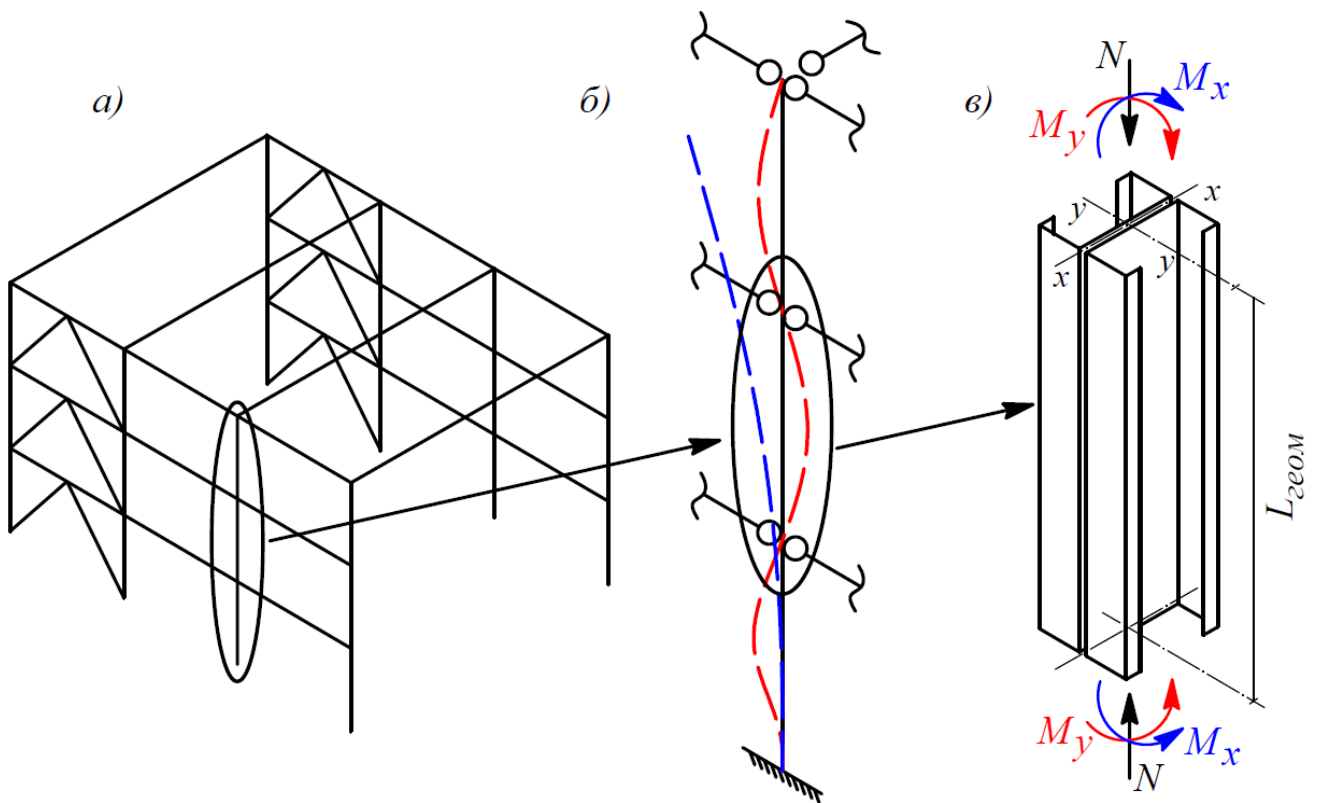


Рис. 3.1. Элемент, выделенный из конструкции: а) схема пространственного каркаса; б) деформированная схема элемента; в) расчетная схема стержня

3.2 Аналитическое решение задач устойчивости тонкостенных стержней с нередуцированным сечением

Рассмотрим стержневой элемент с моносимметричным сечением, который выделен из конструкции по расчетной длине $l_{ef,x}$ или $l_{ef,y}$ (см. рис. 3.2 а, где $l_{ef,x}$ и $l_{ef,y}$

совмещены в общую длину l и загружен продольной силой с равными концевыми двухосными эксцентриситетами e_x^0 и e_y^0 (см. рис. 3.2 а).

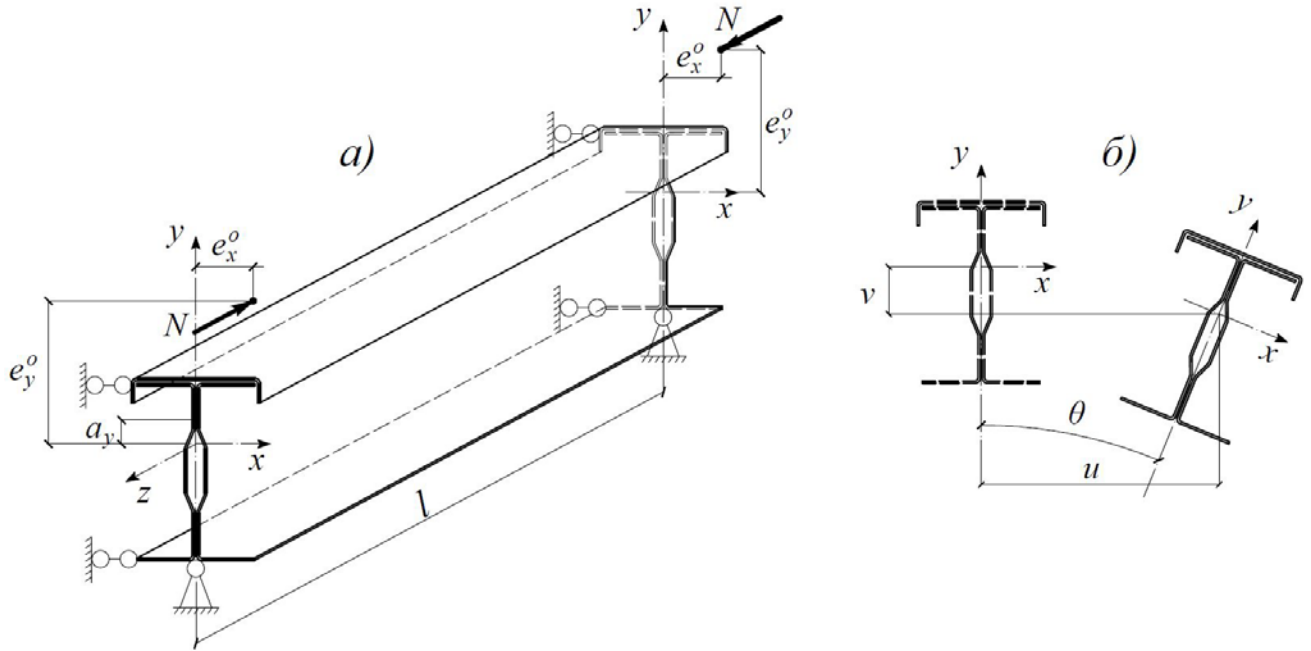


Рис. 3.2. Расчетная схема тонкостенного стержня: а) схема нагружения; б) схема деформирования.

Для получения наиболее полного характера деформирования элемента будем рассматривать пространственную деформацию стержня. Для этого воспользуемся технической теорией В.З. Власова [43, 44], а также деформационной теорией упругих стержней Л.Н. Воробьева [46], Б.М. Броуде [38], Г.В. Воронцова [47], обобщенной Е.А. Бейлиным [12]. Система деформационных уравнений равновесия тонкостенных стержней открытого профиля [12] при пренебрежительно малом разгружающем влиянии изгибно-крутильных перемещений u и θ на усилия в плоскости большей жёсткости ($I_x > I_y$) (см. рис. 3.2 б) для принятой модели стержня примет вид:

$$EI_x v'' + N \cdot v = -N \cdot e_{y,v}^0; \quad (3.1)$$

$$\left. \begin{aligned} EI_y u'' + N \cdot \left[u + \theta \cdot (e_{y,u}^0 - a_y) \right] &= -N \cdot e_x^0; \\ EI_\omega \theta^{IV} - GI_k \theta'' + N \cdot (e_{y,u}^0 - a_y) \cdot u'' + N \cdot (i_A^2 + 2\beta_y e_{y,u}^0) \cdot \theta'' &= 0, \end{aligned} \right\} \quad (3.2)$$

где I_k – момент инерции чистого кручения; I_x, I_y, I_ω – осевые и секториальный моменты инерции сечения; $i_A^2 = i_p^2 + a_y^2$; i_p – полярный радиус инерции; a_y – центр изгиба; $\beta_y = (2I_y)^{-1} \int_A (x^2 + y^2) \cdot y dA - a_y$.

Уравнение (3.1) соответствует изгибной форме потери устойчивости, а система (3.2) – изгибно-крутильной. Согласно СП 16.13330.2017 [88] в первом случае $e_{y,v}^0$ принимается по максимальному моменту, а во втором $e_{y,u}^0$ – по наибольшему моменту в средней трети длины стержня.

Решение уравнения (3.1) может быть получено с высокой точностью при использовании известной приближенной формулы:

$$v(z) = v^0(z) \left(1 - \frac{N}{N_{cr,x}}\right)^{-1}, \quad (3.3)$$

где $v^0(z)$ – перемещение, полученное расчётом по недеформированной схеме; $N_{cr,x}$ – критическая сила при изгибе относительно оси x .

Решение системы уравнений (3.2) при симметричном нагружении стержня продольной силой с двухосными концевыми эксцентриситетами $e_{y,u}^0$ и e_x^0 представим также приближенными зависимостями [9]:

$$u(z) = u^0(z)\eta; \quad \theta(z) = \theta^0(z)\eta; \quad \eta = \left[\left(1 - \frac{\Phi}{\Phi_{cr,1}}\right) \left(1 - \frac{\Phi}{\Phi_{cr,2}}\right) \right]^{-1}, \quad (3.4)$$

где $u^0(z)$ и $\theta^0(z)$ – перемещение из плоскости симметрии (рис. 3.2 б) и угол закручивания сечения, полученные расчётом по недеформированной схеме;

$\Phi = \frac{N}{R_y A}$; $\Phi_{cr,1} = \frac{N_{cr,1}}{R_y A}$; $\Phi_{cr,2} = \frac{N_{cr,2}}{R_y A}$ – коэффициенты критических сил $N_{cr,1}$ и $N_{cr,2}$,

которые вытекают из решения соответствующей бифуркационной задачи устойчивости (решение системы уравнений (3.2) при $e_x^0 = 0$).

При относительно малых значениях эксцентриситетов $e_{y,u}^0$, определяемых

$(e_{y,u}^0 - a_y)^2 \leq (i_A^2 + 2\beta_y \cdot e_{y,u}^0) - \Phi_{cr1}$ преимущественно характеризует изгибную из

плоскости симметрии форму потери устойчивости, а Φ_{cr2} – крутильную. С увеличением $e_{y,u}^0$, когда $(e_{y,u}^0 - a_y)^2 > (i_A^2 + 2\beta_y \cdot e_{y,u}^0)$ – Φ_{cr1} соответствует заданному направлению силы, а Φ_{cr2} – обратному.

Следует заметить, что в нашем случае решение (3.4) также обладает высокой точностью [9], поскольку форма «недеформированного» перемещения $u^0(z)$ ($\theta^0(z) = 0$), вызванное наличием случайного эксцентриситета e_x^0 , представляется квадратной параболой, которая качественно близка к синусоиде, соответствующей изгибно-крутильной форме потери устойчивости:

$$u_y = U_y \sin(\pi \bar{z}); \theta_y = \Theta_y \sin(\pi \bar{z}), \quad (3.5)$$

где U_y и Θ_y – амплитуды перемещений с точностью до которых решается бифуркационная задача устойчивости; $\bar{z} = z/l$. Решение последней позволяет получить коэффициент критических сил [9]:

$$\Phi_{cr1,2} = \frac{b}{2a} \pm \sqrt{\frac{b^2}{4a^2} - \frac{1}{a}}, \quad (3.6)$$

$$\text{где } b = \frac{\bar{\lambda}_y^2}{\pi^2} \left[1 + \frac{I_y \cdot (e_{y,u}^0)^2}{I_\omega} \left(\frac{i_A^2}{(e_{y,u}^0)^2} + \frac{2\beta_y}{e_{y,u}^0} \right) \left(1 + \frac{(kl)^2}{\pi^2} \right)^{-1} \right];$$

$$a = \frac{\bar{\lambda}_y^4}{\pi^4} \cdot \frac{I_y (e_{y,u}^0)^2}{I_\omega} \left[\left(\frac{i_A^2}{(e_{y,u}^0)^2} + \frac{2\beta_y}{e_{y,u}^0} \right) - \left(1 - \frac{a_y}{e_{y,u}^0} \right)^2 \right] \left(1 + \frac{(kl)^2}{\pi^2} \right)^{-1};$$

$$\bar{\lambda}_x = \frac{l_{ef,x}}{i_x} \sqrt{\frac{R_y}{E}}, \quad \bar{\lambda}_y = \frac{l_{ef,y}}{i_y} \sqrt{\frac{R_y}{E}} \quad \text{– условные гибкости стержня;}$$

$$k = \sqrt{GI_k (EI_\omega)^{-1}} \quad \text{– изгибно-крутильная характеристика.}$$

В итоге, решив уравнение (3.1) и систему (3.2), получим деформационные усилия в наиболее нагруженном среднем сечении [29]:

- при изгибе относительно оси x (решение уравнения (3.1)):

$$M_x = N \cdot e_{y,v}^o \left[1 + \frac{\Phi_{ex} \bar{\lambda}_x^2}{8} \left(1 - \frac{\Phi_{ex} \bar{\lambda}_x^2}{\pi^2} \right)^{-1} \right]; \quad (3.7)$$

- при изгибе относительно оси y в сочетании с кручением (решение системы уравнений (3.2)):

$$M_y = N \cdot e_x^o \left\{ 1 + \frac{\pi^2}{8} \left(1 - \frac{a_y}{e_{y,u}^o} \right)^{-1} \left[\left(1 - \frac{a_y}{e_{y,u}^o} \cdot \frac{\Phi \cdot \bar{\lambda}_y^2}{\pi^2} \right) \eta - 1 \right] \right\}. \quad (3.8)$$

Используя решения (3.7) и (3.8), представим в безразмерных параметрах напряженные состояния в наиболее нагруженном среднем сечении при деформировании стержня по следующим формам:

- изгибной $\bar{\sigma}(\bar{y}) = \Phi_{ex} \left(1 + m_{x,v}^o \cdot \bar{y} \cdot K_{d,xv} \right), \quad (3.9)$

где $K_{d,xv} = 1 + \frac{\Phi_{ex} \bar{\lambda}_x^2}{\pi^2} \left(1 - \frac{\Phi_{ex} \bar{\lambda}_x^2}{\pi^2} \right)^{-1}; \quad (3.10)$

- изгибно-крутильной $\bar{\sigma}(\bar{x}, \bar{y}) = \Phi_{yc} \left(1 + m_{x,u}^o \cdot \bar{y} + m_y^o \cdot \bar{x} \cdot K_{d,y} \right), \quad (3.11)$

$$K_{d,y} = 1 + \frac{\pi^2}{8} \left(1 - \frac{a_y}{e_{y,u}^o} \right)^{-1} \left\{ \left(1 - \frac{a_y}{e_{y,u}^o} \cdot \frac{\Phi \cdot \bar{\lambda}_y^2}{\pi^2} \right) \left[\left(1 - \frac{\Phi_{yc}}{\Phi_{cr1}} \right) \left(1 - \frac{\Phi_{yc}}{\Phi_{cr2}} \right) \right]^{-1} - 1 \right\}; \quad (3.12)$$

- пространственной $\bar{\sigma}(\bar{x}, \bar{y}) = \Phi_{пр} \left(1 + m_{x,u}^o \cdot \bar{y} \cdot K_{d,xu} + m_y^o \cdot \bar{x} \cdot K_{d,yu} \right), \quad (3.13)$

где $K_{d,xu}$ и $K_{d,yu}$ деформационные коэффициенты, которые определяются по (3.10) и (3.12) соответственно с заменой: Φ_{ex} и Φ_{yc} на $\Phi_{пр}$; $\bar{\lambda}_x$ на $\bar{\lambda}_{xu} = \bar{\lambda}_y \cdot i_y / i_x$. В (3.9), (3.10), (3.11) и (3.12) обозначено: $m_{x,v}^o = e_{y,v}^o / \rho_x$, $m_{x,u}^o = e_{y,u}^o / \rho_x$, $m_y^o = e_x^o / \rho_y$ – относительные эксцентриситеты; ρ_x , ρ_y – ядровые расстояния.

Выражения (3.9), (3.11) и (3.13) можно привести к соответствующим уравнениям [29], решения которых позволяют определить коэффициенты потери устойчивости Φ_{ex} , Φ_{yc} и $\Phi_{пр}$ для стержня с нередуцированным сечением.

Представленное в текущем параграфе аналитическое решение, основанное на теории тонкостенных стержней, также изложено в работе [31], отражающей основные научные результаты настоящего исследования.

3.3 Обратная численно-аналитическая методика расчета стержневых элементов ЛСТК на устойчивость

Аналитические решения задач устойчивости, представленные в 3.2, можно использовать для расчетов не только полных, но и редуцированных сечений. Основываясь на материалах, изложенных во второй главе, это достигается путем замены редуцированного сечения на нередуцированное с компенсацией редукции догружением фиктивной силой $\varphi_{\text{ф}}$, характеризующей напряжения, которые могли бы воспринять участки, теряющие местную устойчивость или устойчивость формы сечения. Согласно [17, 31], фиктивную силу можно определить, используя алгоритм «Сечение» совместно с численной методикой [86], описанной в параграфе 2.5 настоящей работы.

Опираясь на обратную численную методику расчета прочности, изложенную во второй главе диссертации, рассмотрим стержень, в наиболее нагруженном сечении которого действуют деформационные моменты с $m_{x,u}$ и m_y . При таком подходе, напряженно-деформированное состояние в этом сечении может быть представлено в виде:

$$\bar{\sigma}(\bar{x}, \bar{y}) = \bar{\varepsilon}(\bar{x}, \bar{y}) = \varphi_{\text{пр}} \left(1 + m_{x,u} \cdot \bar{y} + m_y \cdot \bar{x} \right), \quad (3.14)$$

$$\text{где } \varphi_{\text{пр}} = (1 + m_{x,u} + m_y)^{-1}. \quad (3.15)$$

С помощью методики [86], позволяющей определять фактическую редуцию в сечениях тонкостенных холодногнутых стальных элементов, вычисляем геометрические параметры эффективного сечения относительно главных осей полного сечения. Далее, пользуясь алгоритмом «Сечение» определяем (см. рис. 2.20):

- коэффициент потери устойчивости, характеризующий действующую силу N_{ef} :

$$\Phi_{пр,ef} = \Phi_{пр} \left(\bar{A}_{ef} - m_{x,u} \frac{\rho_x}{y_*} \bar{y}_c - m_y \frac{\rho_y}{x_*} \bar{x}_c \right); \quad (3.16)$$

- параметр фиктивной силы φ_Φ , компенсирующий редуцию, и относительные эксцентриситеты ее действия [17, 31]:

$$\Phi_{пр,\Phi} = \Phi_{пр} \cdot C_{1\Phi}; \quad m_{x\Phi}^o = C_{2\Phi}/C_{1\Phi}; \quad m_{y\Phi}^o = C_{3\Phi}/C_{1\Phi}, \quad (3.17)$$

$$\text{где} \quad \left. \begin{aligned} C_{1\Phi} &= \bar{A}_o + m_{x,u} \frac{\rho_x}{y_*} \bar{y}_c + m_y \frac{\rho_y}{x_*} \bar{x}_c; \\ C_{2\Phi} &= \bar{y}_c + m_{x,u} \frac{\rho_x}{y_*} \bar{i}_{x,oc}^2 + m_y \frac{\rho_y}{x_*} \bar{i}_{xy,ef}^2; \\ C_{3\Phi} &= \bar{x}_c + m_{x,u} \frac{\rho_x}{y_*} \bar{i}_{xy,ef}^2 + m_y \frac{\rho_y}{x_*} \bar{i}_{y,oc}^2. \end{aligned} \right\} \quad (3.18)$$

Согласно предпосылкам, изложенным в отечественных и зарубежных нормах [89, 117, 118], редуция сечения принимается постоянной по длине стержня. В связи с этим фиктивную силу φ_Φ также будем принимать постоянной по длине стержня и действующей с эксцентриситетами $e_{y\Phi}^o = m_{x\Phi}^o \cdot \rho_x$, $e_{x\Phi}^o = m_{y\Phi}^o \cdot \rho_y$ относительно главных осей полного сечения.

Используя (3.13) и «Обратный» метод [17, 31], представим напряженное состояние в наиболее нагруженном сечении пространственно-деформируемого стержня при совместном действии сил с $\varphi_{пр,ef}$ и φ_Φ :

$$\begin{aligned} \bar{\sigma}(\bar{x}, \bar{y}) &= \Phi_{пр,ef} \left(1 + m_{xu,ef}^o \cdot \bar{y} \cdot K_{d,xu} + m_{y,ef}^o \cdot \bar{x} \cdot K_{d,yu} \right) + \\ &+ \Phi_{пр,\Phi} \left(1 + m_{x,\Phi}^o \cdot \bar{y} \cdot K_{d,xu} + m_{y,\Phi}^o \cdot \bar{x} \cdot K_{d,yu} \right), \end{aligned} \quad (3.19)$$

где деформационные коэффициенты $K_{d,xu}$ и $K_{d,yu}$ определяются по (3.10) и (3.12) соответственно с заменой Φ_{ex} , Φ_{yc} на $\Phi_{пр,ef}$ и $\bar{\lambda}_x$ на $\bar{\lambda}_{xu} = \bar{\lambda}_y \cdot i_y / i_x$.

В (3.19) в качестве искоемых параметров выступают концевые относительные эксцентриситеты $m_{xu,ef}^o$ и $m_{y,ef}^o$. Для их определения рассмотрим предельные

напряженные состояния в наиболее удаленных от центра тяжести сечения волокнах, находящихся на главных осях координат полного сечения, т.е:

- при $\bar{x} = 0, \bar{y} = 1$:

$$\Phi_{\text{пр,ef}} \left(1 + m_{xu,ef}^{\circ} \cdot K_{d,xu} \right) + \Phi_{\text{пр,ф}} \left(1 + m_{x\phi}^{\circ} \cdot K_{d,xu} \right) = \frac{1 + m_{x,u}}{1 + m_{x,u} + m_y}; \quad (3.20)$$

- при $\bar{x} = 1, \bar{y} = 0$:

$$\Phi_{\text{пр,ef}} \left(1 + m_{y,ef}^{\circ} \cdot K_{d,y} \right) + \Phi_{\text{пр,ф}} \left(1 + m_{y,\phi}^{\circ} \cdot K_{d,y} \right) = \frac{1 + m_y}{1 + m_{x,u} + m_y}. \quad (3.21)$$

Тогда

$$m_{xu,ef}^{\circ} = \frac{1 + m_{x,u}}{(1 + m_{x,u} + m_y) K_{d,xu} \cdot \Phi_{\text{пр,ef}}} - \left[\frac{\Phi_{\text{пр,ф}} \left(\frac{1}{K_{d,xu}} + m_{x,\phi}^{\circ} \right) + \frac{1}{K_{d,xu}}}{\Phi_{\text{пр,ef}}} \right]; \quad (3.22)$$

$$m_{y,ef}^{\circ} = \frac{1 + m_y}{(1 + m_{x,u} + m_y) K_{d,y} \cdot \Phi_{\text{пр,ef}}} - \left[\frac{\Phi_{\text{пр,ф}} \left(\frac{1}{K_{d,y}} + m_{y,\phi}^{\circ} \right) + \frac{1}{K_{d,y}}}{\Phi_{\text{пр,ef}}} \right]. \quad (3.23)$$

В случаях, когда момент инерции в плоскости наибольшей жесткости сечения значительно превышает значение момента инерции из плоскости ($I_x \gg I_y$), достаточно рассмотреть изгибно-крутильную форму потери устойчивости. При этом $m_{x,u}$ заменяется на его недеформационное значение $m_{x,u}^{\circ}$, а соответствующий деформационный коэффициент обнуляется

$$m_{xu,ef}^{\circ} = \frac{1 + m_{x,u}^{\circ}}{(1 + m_{x,u}^{\circ} + m_y) \Phi_{\text{пр,ef}}} - \left[\frac{\Phi_{\text{ус,ф}} \left(1 + m_{x,\phi}^{\circ} \right) + 1}{\Phi_{\text{ус,ef}}} \right]; \quad (3.24)$$

$$m_{y,ef}^{\circ} = \frac{1 + m_y}{(1 + m_{x,u}^{\circ} + m_y) K_{d,y} \cdot \Phi_{\text{пр,ef}}} - \left[\frac{\Phi_{\text{ус,ф}} \left(\frac{1}{K_{d,y}} + m_{y,\phi}^{\circ} \right) + \frac{1}{K_{d,y}}}{\Phi_{\text{ус,ef}}} \right]. \quad (3.25)$$

Когда продольная сила действует с одноосным концевым эксцентриситетом ($m_y = 0, m_{x,v} \neq 0$), т.е. рассматривается изгибная форма потеря общей устойчивости, выражения для определения относительного эксцентриситета вырождаются в:

$$m_{xv,ef}^o = \frac{1}{K_{d,xv} \cdot \varphi_{ex,ef}} - \left[\frac{\varphi_{ex,\phi}}{\varphi_{ex,ef}} \left(\frac{1}{K_{d,xv}} + m_{x,\phi}^o \right) + \frac{1}{K_{d,xv}} \right], \quad (3.26)$$

$$\text{где } \varphi_{ex,ef} = \frac{1}{1 + m_{x,v}} \left(\bar{A}_{ef} - m_{x,v} \frac{\rho_x}{y_*} \bar{y}_c \right);$$

$$\varphi_{ex,\phi} = \frac{1}{1 + m_{x,v}} - \varphi_{ex,ef};$$

$$m_{x,\phi}^o = \left(\bar{y}_c + m_{x,v} \frac{\rho_x}{y_*} \bar{i}_{x,oc}^2 \right) \left(\bar{A}_o + m_{x,v} \frac{\rho_x}{y_*} \bar{y}_c \right)^{-1}.$$

Обобщая данные представленные выше, для расчета по предложенной методике необходимо задаваться значениями деформационных относительных эксцентриситетов, вычисляя редуцию по полученному напряженному состоянию в сечении, а затем, используя обратный численно-аналитический метод, определять загрузку в редуцированном стержне, соответствующее вышеуказанному напряженному состоянию. Для удобства построения инженерной методики введем коэффициент учета потери местной устойчивости и формы сечения при расчете на общую устойчивость $\varphi_{loc} = \varphi_{ef} / \varphi$, где φ_{ef} и φ – коэффициенты устойчивости для редуцированного и полного сечений соответственно. В результате, формулу для проверки общей устойчивости тонкостенных холодногнутых стальных элементов можно свести к удобному для восприятия российского инженера виду:

$$\frac{N}{\gamma_c \cdot R_y \cdot A \cdot \varphi \cdot \varphi_{loc}} \leq 1. \quad (3.27)$$

3.4 Программный алгоритм для определения коэффициентов потери общей устойчивости ЛСТК обратным методом

Основная особенность обратной численно-аналитической методики [17, 31] заключается в том, что, задаваясь относительными эксцентриситетами и определяя $\varphi_{np,ef}$, заранее не известно какие относительные эксцентриситеты действующей

силы ($m_{x,ef}^0$ и $m_{y,сл,ef}^0$) мы получим в результате расчета [87]. Это означает, что для определения коэффициента потери общей устойчивости от действия конкретных значений продольной силы и изгибающих моментов в элементах ЛСТК, необходимо выполнять перебор напряженных состояний, характеризуемых деформационными относительными эксцентриситетами.

С целью упрощения процесса поиска, в настоящей работе был разработан программный алгоритм, позволяющий автоматически определять коэффициенты потери общей устойчивости $\Phi_{np,ef}$ для большого количества вариантов распределения напряжений в сечении тонкостенного холодногнутого стального элемента одновременно.

Суть алгоритма заключается в автоматическом переборе параметров напряжения в элементе, а именно, деформационных эксцентриситетов, определении фактической редукции сечения методом, описанном в параграфе 2.5 настоящей работы, и получении $\Phi_{np,ef}$ для заданного напряженного состояния с помощью обратной численно-аналитической методике.

Для описания механики алгоритма рассмотрим внецентренно-сжатый элемент, в котором эксцентриситет в плоскости действия момента обозначен как e_y , а из плоскости учитывается случайный эксцентриситет $e_{x,сл} = l_y/750 + i_y/20$, при этом l_y – расчетная длина элемента в плоскости наименьшей жесткости, i_y – радиус инерции сечения в той же плоскости (см. рис. 3.3). Для того, чтобы иметь возможность распространять методику на большой спектр различных сечений и параметров, в качестве исходных данных будем использовать безразмерные величины $m_x = e_y/\rho_x$, $m_y = e_x/\rho_y$ и $\bar{\lambda}_y$.

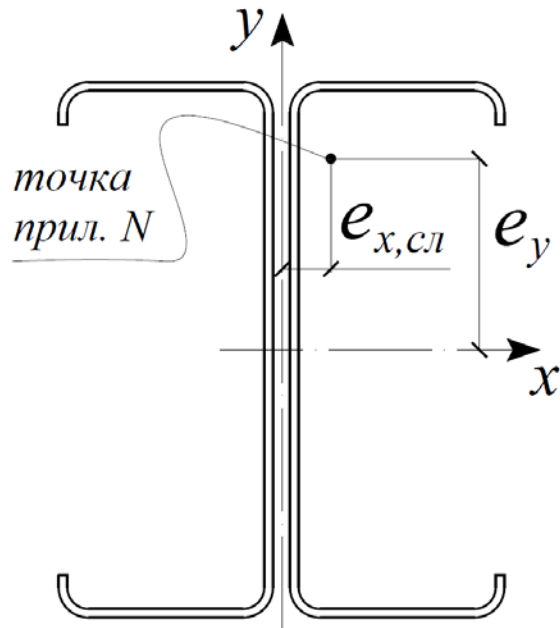


Рис. 3.3. Схема загрузки элемента

В связи с тем, что определяющим параметром является относительный эксцентриситет m_x , будем перебирать его значения с небольшим шагом (чтобы получить как можно более точные результаты) до $m_{x,пр}$, т.е. пока величина коэффициента продольной силы не станет пренебрежимо мала (фактически стержень будет изгибаться). Кроме того, зададимся некоторыми значениями условной гибкости $\bar{\lambda}_y$. Далее, подставляя указанные параметры в алгоритм, получим массив, состоящий из $\Phi_{np,ef}$, $m_{x,ef}^0$ и $m_{y,ef}^0$, который соответствует задаваемому напряженному состоянию (см. Таблицы 3.1, 3.2).

Таблица 3.1. Соответствие $\bar{\lambda}_y$, m_x и $m_{x,ef}^0$

$\bar{\lambda}_y$	m_x				
	0,01	0,02	0,03	...	m_x,пр
0,5	mx,ef(1,1)	mx,ef(2,1)	mx,ef(3,3)	...	mx,ef(m,1)
1	mx,ef(1,2)	mx,ef(2,2)	mx,ef(3,3)	...	mx,ef(m,1)
1,5	mx,ef(1,3)	mx,ef(2,3)	mx,ef(3,3)	...	mx,ef(m,1)
...
n	mx,ef(1,n)	mx,ef(2,n)	mx,ef(3,n)	...	mx,ef(m,n)

Таблица 3.2. Соответствие $\bar{\lambda}_y$, m_x и $\varphi_{np,ef}$

$\bar{\lambda}_y$	m_x				
	0,01	0,02	0,03	...	$m_{x,пр}$
0,5	$\varphi_{ef(1,1)}$	$\varphi_{ef(2,1)}$	$\varphi_{ef(3,3)}$...	$\varphi_{ef(m,1)}$
1	$\varphi_{ef(1,2)}$	$\varphi_{ef(2,2)}$	$\varphi_{ef(3,3)}$...	$\varphi_{ef(m,1)}$
1,5	$\varphi_{ef(1,3)}$	$\varphi_{ef(2,3)}$	$\varphi_{ef(3,3)}$...	$\varphi_{ef(m,1)}$
...
n	$\varphi_{ef(1,n)}$	$\varphi_{ef(2,n)}$	$\varphi_{ef(3,n)}$...	$\varphi_{ef(m,n)}$

Рассматривая изгибную форму потери устойчивости ($m_y = 0$, $m_{y,ef}^0 = 0$), работу программы можно завершить. Однако, для получения результатов расчетов по пространственной форме потери общей устойчивости необходимо также задаваться условным эксцентриситетом из плоскости m_y , при этом полученный массив данных будет уже 3-х мерным, что несколько сложнее поддается анализу.

В приведенном примере присутствует случайный эксцентриситет, поэтому для упрощения произведем дополнительный перебор с помощью цикла внутри каждого шага задания относительного эксцентриситета m_x . Перебор будем производить до того, как $m_{y,ef}^0$ не будет равен $m_{y,сл,ef}^0 = e_{x,сл} / \rho_y$. После указанных дополнительных итераций данные заносятся в Таблицы 3.1 и 3.2.

Предложенный алгоритм предполагает использования табличной формы отображения информации, поэтому для его реализации удобно воспользоваться языком программирования Visual Basic, реализуемым в программе Microsoft Excel. На рисунке 3.4 показан фрагмент кода, отвечающий за реализацию процесса перебора значений.

Используя массивы данных, полученные в результате работы алгоритма с помощью аппроксимации промежуточных значений, можно определять коэффициенты потери общей устойчивости для тонкостенных холодногнутых стальных элементов.

Все вышеописанные процессы полностью автоматизированы и сведены в Таблицу 3.3 коэффициентов потери общей устойчивости, выполненную по аналогии с таблицей Д.3 из [88] в удобном для понимания рядового инженера виде.

```

Sub Iter_step()
Application.ScreenUpdating = False
For i = 3 To 16 'перебор гибкости
  For j = 2 To 3001 'перебор mх
    'перенос гибкости из листа с таблицей в алгоритм
    gibkost = Worksheets("mх,ef").Cells(i, 1)
    'перенос mх из листа с таблицей в алгоритм
    mх = Worksheets("mх,ef").Cells(2, j)
    'далее получение эффективных характеристик по [16]
    'и перебор внутри цикла значений му (от 3 до 0)
    For k = 3 To 0 Step -0.025
      Worksheets("Алгоритм").Cells(15, 76) = k
      'Из алгоритма получаем му,ef
      'Если му,ef > му,сл,ef , то подцикл завершает работу
      If Worksheets("Алгоритм").Cells(17, 80) > Worksheets("Алгоритм").Cells(34, 76) Then
        Exit For
      End If
    Next k
    'переносим из алгоритма полученные значения mх,ef и фи,пр,ef обратно в соответствующие таблицы
    Worksheets("mх,ef").Cells(i, j) = Worksheets("Алгоритм").Cells(28, 76)
    Worksheets("фи,пр,ef").Cells(i, j) = Worksheets("Алгоритм").Cells(20, 76)
  Next j
Next i
Application.ScreenUpdating = True
End Sub

```

Рис. 3.4. Текст кода для вычисления $m_{x,ef}^0$ и соответствующих $\Phi_{np,ef}$

Таблица 3.3. Коэффициенты потери общей устойчивости $\Phi_{np,ef}$

$\bar{\lambda}_y$	$m_{x,ef}^0$ с учетом $m_{y,сл,ef}^0$									
	0,25	0,5	0,75	1	1,5	2	3	5	7	10
0,5	0,554	0,479	0,426	0,379	0,314	0,269	0,208	0,144	0,109	0,079
1	0,542	0,474	0,418	0,375	0,311	0,266	0,207	0,143	0,109	0,079
1,5	0,53	0,464	0,41	0,369	0,306	0,262	0,205	0,142	0,108	0,079
2	0,509	0,446	0,398	0,356	0,299	0,258	0,202	0,141	0,107	0,078
2,5	0,473	0,419	0,377	0,342	0,288	0,249	0,197	0,138	0,105	0,077
3	0,43	0,387	0,35	0,32	0,273	0,239	0,19	0,135	0,103	0,076
3,5	0,378	0,346	0,317	0,291	0,252	0,221	0,178	0,127	0,098	0,073
4	0,329	0,303	0,28	0,259	0,226	0,198	0,159	0,113	0,091	0,071
4,5	0,284	0,264	0,244	0,226	0,195	0,172	0,139	0,108	0,09	0,071
5	0,246	0,228	0,211	0,196	0,176	0,161	0,138	0,107	0,089	0,07

Алгоритм, предложенный в настоящем исследовании, используя методику из 2.5 совместно с обратным численно-аналитическим методом (параграф 3.3), позволяет вычислять коэффициенты потери общей устойчивости по пространственной форме в автоматическом режиме для различных типов стальных тонкостенных холодногнутох профилей. При этом в качестве исходных данных используется только геометрия сечения, остальные параметры программа получает без участия пользователя. Такой подход позволяет исключить трудоемкие методики, предлагаемые в действующих зарубежных и отечественных нормативных документах, и использовать для расчетов готовые таблицы соответствующих коэффициентов, выполняя расчет по формуле (3.27).

3.5 Сравнение результатов расчета на общую устойчивость по предлагаемой методике с МКЭ и СП (Eurocode)

Для сравнения предлагаемой методики с другими методами расчета, рассмотрим спаренные С-образные профили сечением Double Channel 190x90x20x2, испытывающие внецентренное сжатие в плоскости наибольшей жесткости. При этом возможно возникновение случайного эксцентриситета от действия факторов, которые не оцениваются в данном виде расчета. Кроме того, для корректного сравнения различных методик будем рассматривать стержни, имеющие разную длину, характеристикой которой, в данном случае, будет выступать гибкость стержня. Т.к. методика предполагает использование безразмерных величин, в качестве исходных данных имеем: относительный эксцентриситет в плоскости наибольшей жесткости m_x^0 ($I_x > I_y$), случайный эксцентриситет из этой плоскости $m_{y,сл}^0 = e_{x,сл}^0 / \rho_y$ ($e_{x,сл}^0 = l/750 + i_y/20$), а также условную гибкость $\bar{\lambda}_y$, характеризующую длину стержня.

Используя обратный численно-аналитический метод, представленный в 3.3 и автоматизированный с помощью 3.4, можно получить массив данных,

представляющий собой выборку коэффициентов потери общей устойчивости стальных тонкостенных холодногнутых профилей по пространственной форме $\Phi_{пр,ef}$ (см. Таблицу 3.3).

3.5.1 Определение коэффициентов потери общей устойчивости методом конечных элементов

Для проведения численного эксперимента воспользуемся программным комплексом ANSYS Workbench, позволяющим проводить конечно-элементный анализ [8].

При использовании МКЭ, как известно, чрезвычайно важно правильно задавать граничные условия, а также параметры расчета, т.к. от них зависит точность и корректность результатов. Поэтому, рассматривая процесс расчета спаренных С-образных профилей Double Channel 190x90x20x2 в Ansys, подробно остановимся на вышеуказанных параметрах.

Перед тем как выполнять расчеты, необходимо определиться с типом конечных элементов, которые удобнее и корректнее всего будет использовать для данного численного эксперимента. В общем случае конечные элементы можно разделить на 3 основных типа: стержневые, пластинчатые и объемные. В связи с тем, что в задаче необходимо учитывать потерю местной устойчивости, стержневые элементы не подойдут для использования. Выбирая между пластинчатыми и объемными, в данном расчете предпочтение логичнее отдать первым, т.к. использование трехмерных конечных элементов не приведет к существенному повышению точности из-за небольшой толщины профиля, но значительно увеличит трудоемкость и время расчета. Кроме того, методики определения эффективных характеристик, представленные в нормативных документах [89, 117, 118], предполагают использование в качестве расчетной модели сечение, состоящее из совокупности отдельных пластин. Поэтому для проведения численных экспериментов, с помощью модуля SpaceClaim, создадим

геометрию спаренного С-образного стержня, используя пластинчатые элементы (Surface). Для обеспечения совместной работы двух профилей, как единого элемента, на поверхность стенки добавим дополнительные ребра с шагом $30i_{min}$, где i_{min} – наименьший радиус инерции сечения (см. рис. 3.5 а). Далее в модуле Mechanical свяжем ребра соседних граней профилей, тем самым моделируя их крепление между собой (см. рис. 3.5 б).

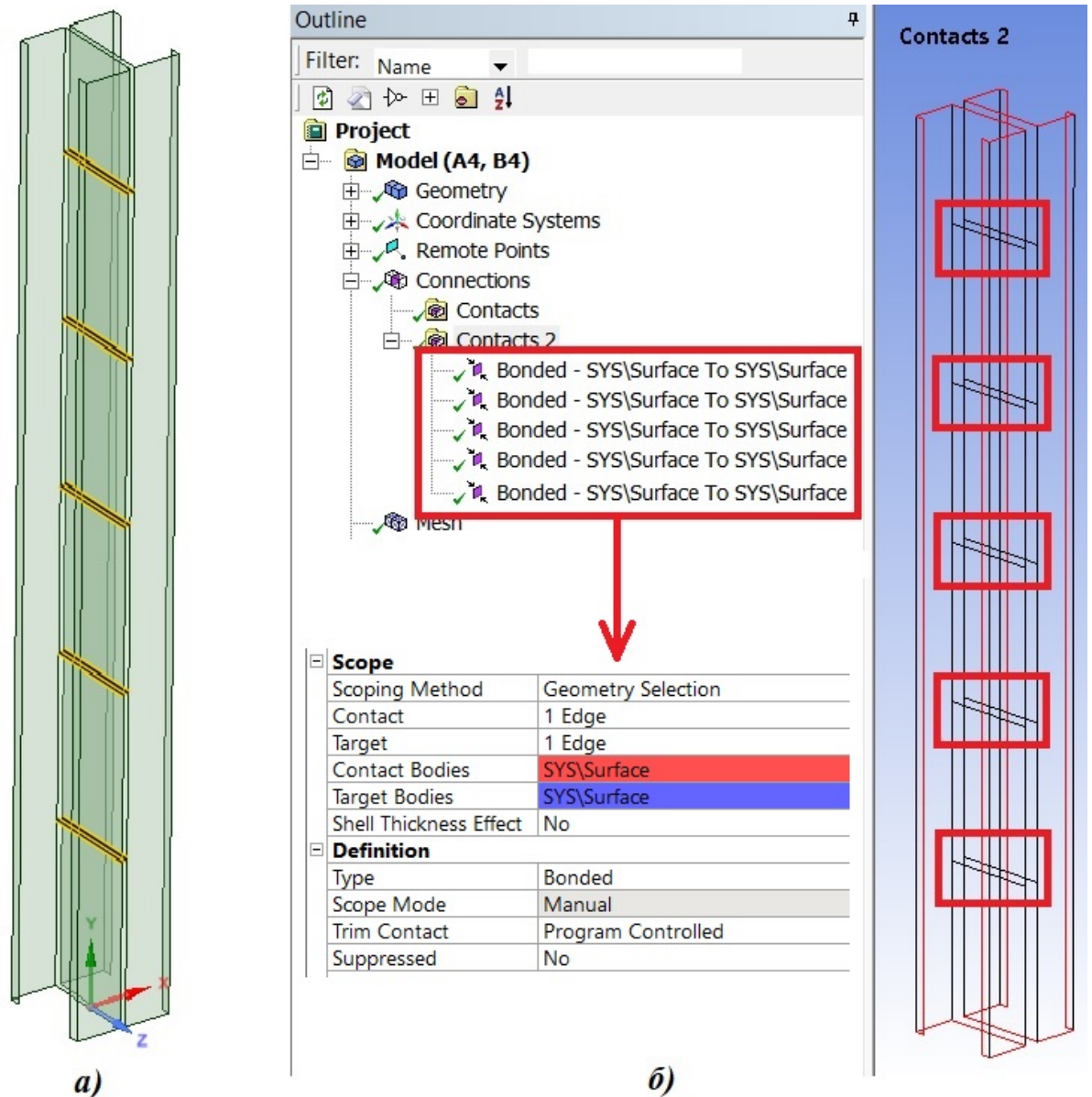


Рис. 3.5. Расчетная схема стержня: а) геометрия модели б) параметры контактных ребер

Чтобы предотвратить влияние локальных напряжений, представим, что торцевые контуры стержня являются недеформируемыми (см. рис 3.6).

Так как основным параметром, характеризующим в сравниваемых методиках расчетную длину стержня, является условная гибкость, то не имеет значения каким образом закреплен элемент. Поэтому, для получения более достоверных результатов, представим, что стержень жестко зашпелен по нижней грани (см. рис 3.6). Выбор такого способа закрепления связан с тем, что в Ansys достаточно сложно реализовать чисто-шарнирное закрепление не стержневого конечного элемента. (В работе моделировался стержень с коэффициентом расчетной $\mu=1$, однако характер деформирования хуже коррелировал с теоретическими данными из-за особенностей задания закреплений в программе).

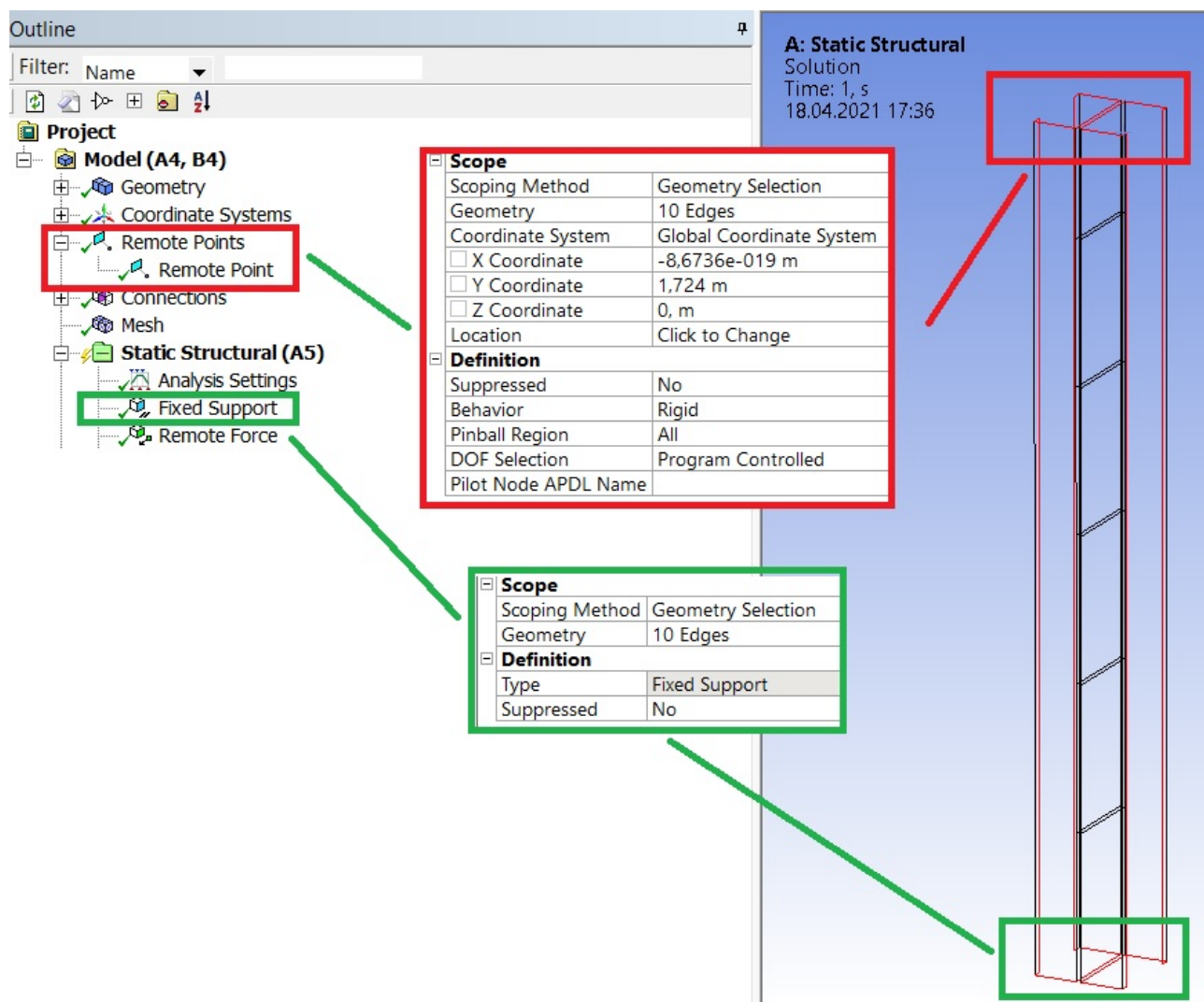


Рис. 3.6. Красным цветом выделены параметры свободного торца рассматриваемого стержня, зеленым – параметры закрепления

Численный эксперимент предполагает использование размерных значений длины, геометрии профиля, эксцентриситетов. Поэтому, для получения эквивалентных результатов, необходимо получить из безразмерных параметров вышеуказанные значения. Искомой величиной в данной задаче будет являться продольная сила. Для ее определения будем постепенно нагружать стержень сжимающей нагрузкой с определенными абсолютными эксцентриситетами до тех пор, пока в наиболее напряженном волокне элементам нагрузка достигнет величины R_y .

Рассматривая внецентренное сжатие тонкостенного элемента в программе Ansys, необходимо учитывать возникновения волн выпучивания в следствии потери местной устойчивости «пластинок», составляющих стержень. В реальности стержень может иметь незначительные погиби или искривления, из-за которых происходит описанное выше явления. Чтобы в расчетном комплексе воссоздать местную потерю устойчивости, выполним расчет Eigenvalue Buckling, который позволит определить формы потери устойчивости стержня (см. рис. 3.7). Важно отметить, что упомянутый расчет рассматривает устойчивость по Эйлеру, т.е. позволяет определить критическую силу и форму потери устойчивости без учета деформационной составляющей. Поэтому результатами данного расчет можно пользоваться только для получения деформированной схемы для последующих деформационных расчетов.

Так как элемент имеет достаточно малую толщину, потеря местной устойчивости будет происходить раньше, чем потеря общей устойчивости. Это позволяет использовать первую форму потери устойчивости, которая имеет наименьшую критическую силу, для дальнейшего деформационного расчета. Другими словами, будем считать, что элемент имеет незначительные погиби и искривления, соответствующие наихудшему варианту деформирования. Полученную деформированную схему, передадим в модуль Static Structural, где будем проводить деформационный расчет стержня с учетом large deflection (больших деформаций).

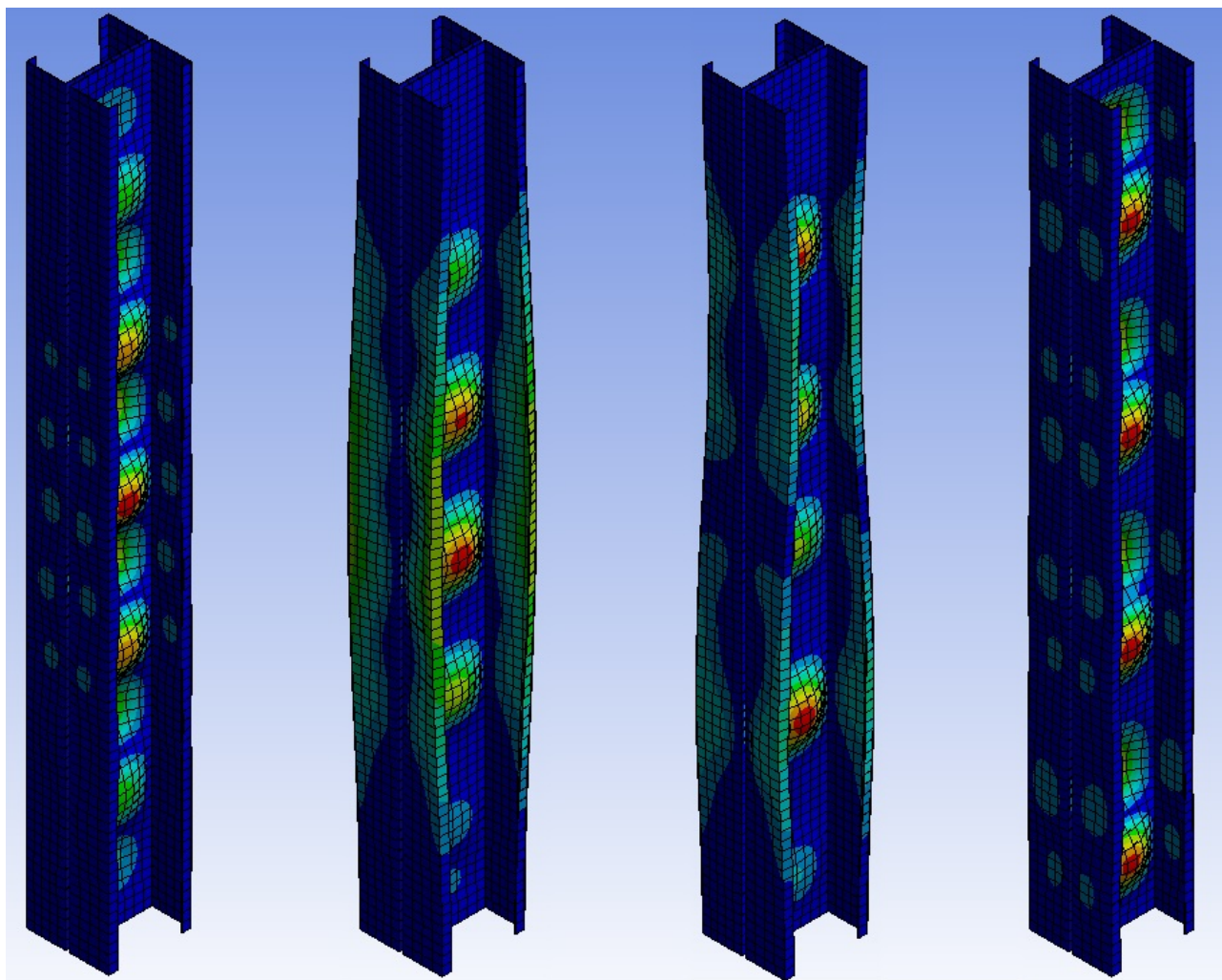


Рис. 3.7. Формы потери устойчивости сжатого стержня

Получив расчетную схему, имеющую искривления, будем задавать сжимающую нагрузку с различными эксцентриситетами, каждый раз доводя расчет до достижения расчетного сопротивления в наиболее напряженном волокне. При этом расчет будет прерываться, когда деформации на текущем шаге будут во много раз превышать деформации на предыдущем шаге (стремиться к бесконечности по критерию Ляпунова [82]). В результате получим форму потери общей устойчивости стержня при внецентренном сжатии, учитывающую потерю местной устойчивости (см. рис. 3.8), а также величину продольной силы, необходимой для достижения данного состояния. Полученную сжимающую нагрузку $N_{\text{пр}}^{\text{МКЭ}}$ переведем в безразмерное значение $\varphi_{\text{пр,ef}}^{\text{МКЭ}} = N_{\text{пр}}^{\text{МКЭ}} / R_y A$ для дальнейшего сравнения с предлагаемым обратным численно-аналитическим методом и

методами предлагаемыми в зарубежных [117] и отечественных [89] нормативных документах.

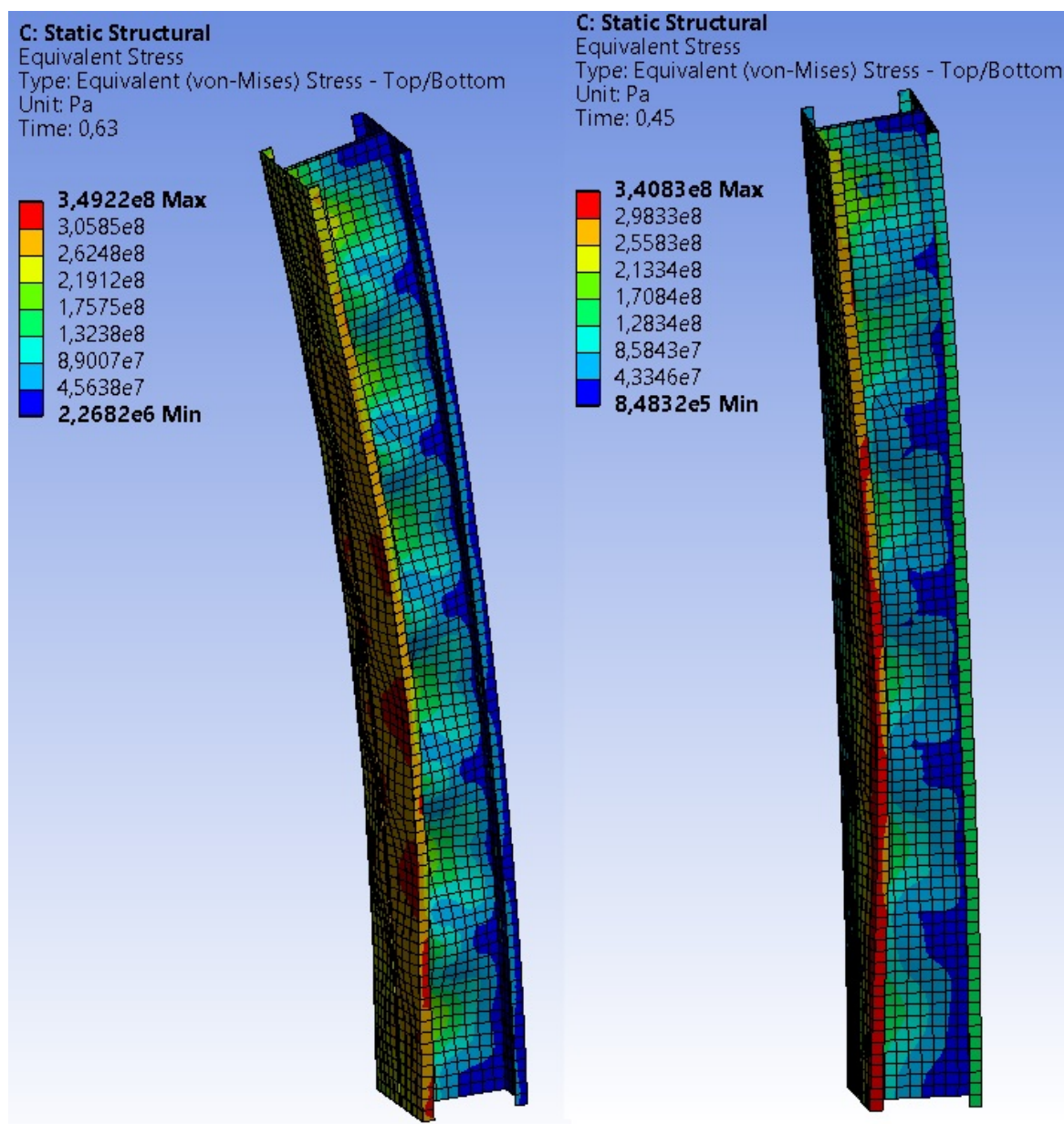


Рис. 3.8. Эквивалентные напряжения по фон-Мизесу в предельном состоянии совместно с деформированной схемой стержня при различных относительных эксцентриситетах

3.5.2 Результаты сравнительного анализа методов расчета

Используя методики, изложенные в 3.3 – 3.4, нормативную методику из 1.6 и МКЭ из 3.5.1, получим результаты расчетов на общую устойчивость спаренных С-образных профилей сечением Double Channel 190x90x20x2 при различных

относительных эксцентриситетах и условных гибкостях (длинах). Результаты сведем в Таблицы 3.4 – 3.6 и проиллюстрируем на графиках (см. рис. 3.9).

Таблица 3.4. Коэффициенты потери общей устойчивости для Double Channel 190x90x20x2 при различных методах расчета

$m_{x,ef}^0$	$\bar{\lambda}_y$											
	1			2			3			5		
	$\varphi_{пр,ef}$	$\varphi_{пр,ef}^{МКЭ}$	$\varphi_{пр,ef}^{EN}$	$\varphi_{пр,ef}$	$\varphi_{пр,ef}^{МКЭ}$	$\varphi_{пр,ef}^{EN}$	$\varphi_{пр,ef}$	$\varphi_{пр,ef}^{МКЭ}$	$\varphi_{пр,ef}^{EN}$	$\varphi_{пр,ef}$	$\varphi_{пр,ef}^{МКЭ}$	$\varphi_{пр,ef}^{EN}$
0,1	0,58	0,528	0,552	0,536	0,504	0,498	0,443	0,473	0,421	0,246	0,276	0,25
0,5	0,46	0,426	0,404	0,433	0,413	0,364	0,376	0,399	0,308	0,221	0,251	0,183
1	0,364	0,344	0,313	0,346	0,337	0,282	0,311	0,326	0,238	0,19	0,223	0,142
2	0,258	0,257	0,221	0,25	0,241	0,199	0,232	0,236	0,168	0,156	0,184	0,1
4	0,165	0,163	0,142	0,161	0,151	0,128	0,153	0,148	0,108	0,117	0,137	0,064
6	0,121	0,12	0,106	0,118	0,11	0,095	0,113	0,108	0,08	0,094	0,105	0,048
10	0,077	0,077	0,07	0,076	0,072	0,063	0,074	0,071	0,053	0,068	0,072	0,032

Таблица 3.5. Отношение $I - \varphi_{пр,ef} / \varphi_{пр,ef}^{МКЭ}$ для Double Channel 190x90x20x2

m_x^0 при $m_{y,сл}^0$	$\bar{\lambda}_y$			
	1	2	3	5
0,1	-9,94%	-6,44%	6,26%	10,99%
0,5	-7,99%	-4,81%	5,68%	11,93%
1	-5,86%	-2,64%	4,67%	14,66%
2	-0,47%	-3,73%	1,60%	15,18%
4	-1,04%	-6,97%	-3,26%	14,84%
6	-0,88%	-7,04%	-4,28%	10,30%
10	-0,18%	-5,00%	-4,54%	5,01%

Таблица 3.6. Отношение $I - \varphi_{пр,ef}^{EN} / \varphi_{пр,ef}$ для Double Channel 190x90x20x2

$\bar{\lambda}_y$	m_x^0 с учетом $m_{y,сл}^0$										
	0,1	0,25	0,5	0,75	1	1,5	2	3	5	7	10
0,5	2,2%	7,1%	9,8%	11,8%	11,8%	12,3%	12,3%	11,9%	10,6%	9,4%	6,8%
1	4,7%	8,4%	12,0%	13,0%	13,8%	14,0%	14,2%	13,6%	13,0%	10,8%	9,0%
1,5	6,1%	10,6%	14,1%	15,2%	16,1%	16,9%	16,8%	17,2%	16,7%	15,0%	12,3%
2	7,0%	12,2%	15,6%	17,5%	18,1%	19,6%	20,0%	20,3%	19,8%	18,8%	16,9%
2,5	6,6%	12,0%	16,6%	19,3%	20,7%	22,3%	23,1%	24,2%	24,3%	23,3%	21,2%
3	4,8%	12,0%	17,6%	20,9%	22,9%	25,2%	27,0%	28,3%	28,9%	28,3%	27,7%
3,5	3,0%	10,6%	18,0%	22,0%	24,3%	27,8%	29,5%	31,6%	32,6%	32,0%	31,7%
4	0,9%	9,9%	17,7%	22,4%	25,1%	29,1%	30,7%	32,5%	33,8%	35,4%	38,6%
4,5	0,1%	9,1%	17,5%	22,2%	25,2%	28,7%	30,4%	32,8%	39,5%	42,6%	45,3%
5	1,5%	8,4%	17,0%	21,9%	24,7%	31,2%	35,4%	40,8%	46,3%	50,1%	51,9%

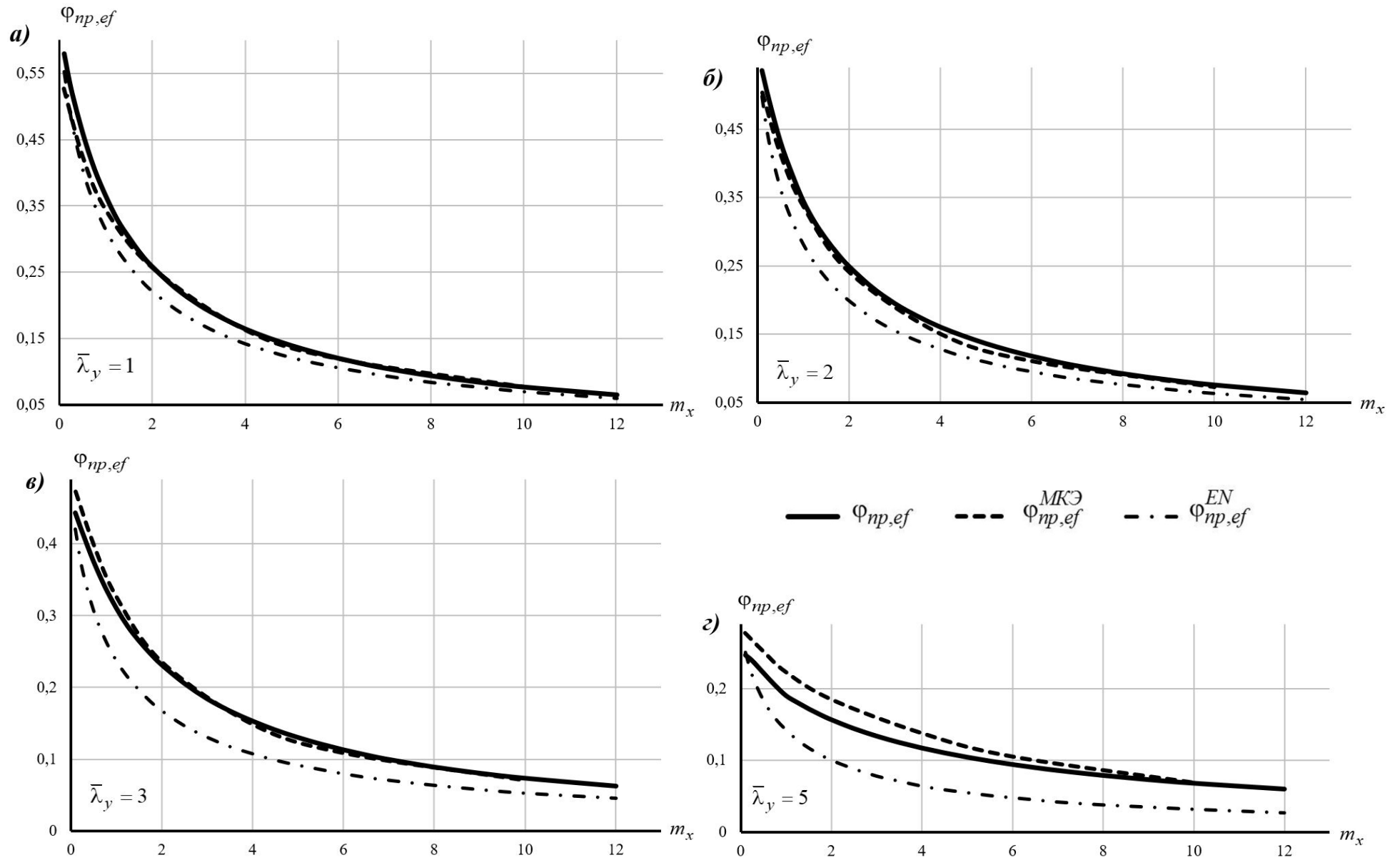


Рис. 3.9 Графики зависимости коэффициентов пространственной устойчивости от m_x^0 при гибкости $\bar{\lambda}_y$ равной: а) 1; б) 2; в) 3; г) 5

Сравнивая графики на рис. 3.9 $\Phi_{\text{пр},ef}$ и $\Phi_{\text{пр},ef}^{\text{МКЭ}}$, а также данные из Таблицы 3.5 можно сделать вывод о том, что обратный численно-аналитический метод расчета достаточно хорошо согласуется с методом конечных элементов по программе Ansys. При условных гибкостях $\bar{\lambda}_y = 1, 2, 3$ разница составляет менее 10%. С увеличением условной гибкости ($\bar{\lambda}_y \geq 4$) расхождение достигает 15%. Это можно объяснить тем, что при увеличении гибкости стержня возрастает влияние пространственных перемещений на устойчивость. При этом редукция сечения в обратном методе учитывается по всей высоте стержня, тогда как в численном эксперименте на характер потери местной устойчивости и устойчивости формы влияет способ закрепления торцов.

Сопоставляя графики $\Phi_{\text{пр},ef}$ и $\Phi_{\text{пр},ef}^{\text{EN}}$, а также данные из Таблицы 3.6, можно отметить, что при небольших эксцентриситетах, когда фактическая редукция сечения близка к редукции при центральном сжатии, результаты расчетов показывают близкие значения. Это косвенно подтверждает корректность предлагаемой методики. Кроме того, при малых гибкостях $\bar{\lambda}_y \leq 1$ расхождения являются небольшими, что объясняется незначительным влиянием пространственных перемещений на устойчивость. Однако, с увеличением условной гибкости $\bar{\lambda}_y$, нормативная методика [89, 117] значительно занижает несущую способность стержня по устойчивости (до 50%). Это объясняется тем, что в общем решении задачи пространственной устойчивости по [89, 117] применен принцип наложения: использование результатов решений частных задач устойчивости стержней с сопутствующими загрузению редуцированными сечениями при отдельном действии силовых факторов N , M_x , M_y . При этом введенные в нормативных методиках коэффициенты взаимного влияния усилий не в полной мере компенсируют упомянутое нарушение [31]. Такое значительное занижение несущей способности при внецентренном сжатии в действующих европейских нормах [89, 117] также выявлено в ряде зарубежных исследований

[123, 147, 158, 159], что дополнительно указывает на достоверность полученных результатов.

3.5.3 Проверочный расчет стержня с несимметричным сечением

В 3.5.2 был выполнен расчет внецентренно сжатого стержня, где учитывался эксцентриситет в плоскости наибольшей жесткости и случайный эксцентриситет из плоскости. Чтобы убедиться в достоверности предлагаемой методики, выполним расчет стержня с несимметричным сечением (двутавр с ослабленной по всей длине полкой) при различных значениях двухосных эксцентриситетов продольной сжимающей нагрузки $e_x^o = m_y^o / \rho_y$, $e_y^o = m_x^o / \rho_x$ (см. рис. 3.10).

Расчет в программе Ansys будем выполнять по аналогии с 3.5.1, но без учета потери местной устойчивости и формы сечения, т.к. в данной задаче не предполагается потеря местной устойчивости (сразу рассматривается редуцированный элемент). Результаты расчетов сведем в Таблицу 3.7.

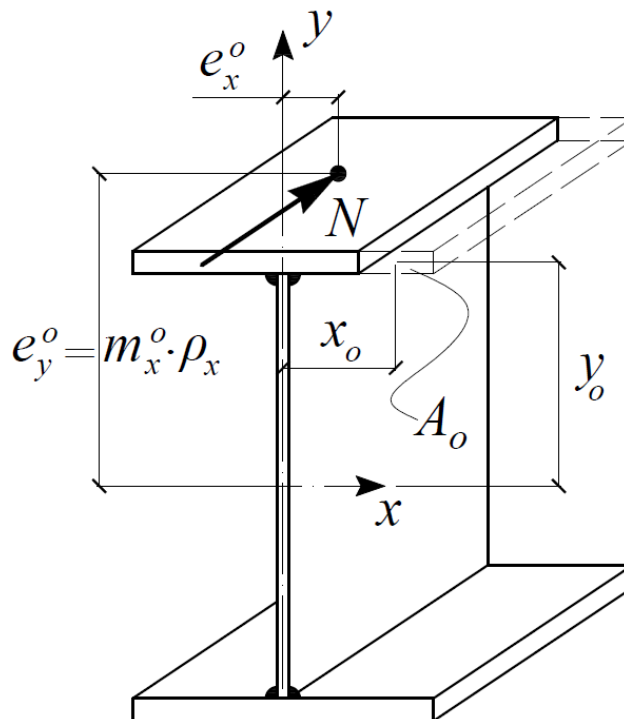


Рис. 3.10. Расчетная схема двутавра с ослабленной полкой (несимметричное сечение)

Приведем расчетные характеристики сечения в безразмерных параметрах:

- площадь ослабления $A_o = 0,0848 \cdot A$;
- координата центра тяжести относительно оси x $x_o = 0,75x_*$, x_* – координата наиболее удаленной точки по x ;
- координата центра тяжести относительно оси y $y_o = 0,952 y_*$, y_* – координата наиболее удаленной точки по y ;
- отношение радиусов инерции $i_y/i_x = 0,27$;
- отношения ядерных расстояний $\rho_y/\rho_x = 0,153$.

Таблица 3.7. Коэффициенты потери общей устойчивости для двутавра с ослаблением при различных расчетных методиках. Сравнение результатов расчета

$\bar{\lambda}_y$	m_x^o	m_y^o	$\Phi_{пр,ef}^{МКЭ}$	$\Phi_{пр,ef}$	$1 - \Phi_{пр,ef} / \Phi_{пр,ef}^{МКЭ}$
1	0,2	0,2	0,462	0,458	0,84%
		1	0,339	0,335	1,28%
		2	0,236	0,252	-6,77%
	2	0,2	0,200	0,201	-0,32%
		1	0,173	0,174	-0,95%
		2	0,149	0,149	0,31%
	8	0,2	0,069	0,070	-1,60%
		1	0,066	0,066	-0,88%
		2	0,061	0,062	-1,73%
3	0,2	0,3	0,314	0,270	13,70%
		1	0,248	0,220	11,24%
		2	0,184	0,176	4,31%
	2	0,3	0,162	0,168	-3,65%
		1	0,144	0,148	-2,54%
		2	0,126	0,126	0,49%
	8	0,3	0,060	0,062	-3,45%
		1	0,058	0,059	-3,22%
		2	0,054	0,056	-3,60%
5	0,2	0,35	0,163	0,149	8,62%
		1	0,139	0,126	9,25%
		2	0,118	0,110	6,92%
	2	0,35	0,116	0,116	-0,07%
		1	0,106	0,106	0,21%
		2	0,099	0,093	6,23%
	8	0,35	0,049	0,052	-8,05%
		1	0,047	0,050	-6,77%
		2	0,045	0,048	-4,84%

Согласно приведенным результатам, предлагаемая обратная численно-аналитическая методика достаточно хорошо согласуется с методом конечных элементов по программе Ansys. Наибольшие расхождения (от 8% до 13,7%) наблюдаются при значительных гибкостях стержня и небольших значениях относительных эксцентриситетов, близких к случайным, что объясняется сложностью поиска решения в Ansys в ситуациях, близких к центральному сжатию. Таким образом, полученные результаты подтверждают достоверность предлагаемой методики.

3.6 Инженерная методика расчета ЛСТК на общую устойчивость с учетом фактической редукации

Опираясь на выражение (3.28), основным параметром инженерной методики расчета ЛСТК на общую устойчивость будет являться коэффициент потери местной устойчивости и формы сечения $\varphi_{loc} = \varphi_{ef} / \varphi$, где φ_{ef} и φ – коэффициенты устойчивости для редуцированного и полного сечений соответственно. Исходя из этого, видится 2 пути развития: 1) вычисление φ_{loc} для различных типов сечений и соотношений размеров в табличном виде (см. Таблицу 3.8); 2) получение аппроксимирующих зависимостей для различных типов сечений (см. рис. 3.11). Второй путь развития является наиболее предпочтительным, т.к. позволит существенно упростить инженерные расчеты, однако для его реализации необходим анализ значительного объема данных, что видится в качестве пути дальнейшего развития данного исследования.

$$\frac{N}{\gamma_c \cdot R_y \cdot A \cdot \varphi \cdot \varphi_{loc}} \leq 1, \quad (3.28)$$

где φ определяется по максимальным напряжениям из (3.19), которое при $\varphi_{пр,ф} = 0$ примет вид:

- по изгибной форме потери устойчивости

$$\bar{\sigma}_{max} = \varphi \left(1 + m_x^0 \cdot K_{d,x} \right) = 1, \quad (3.29)$$

- по изгибно-крутильной форме потери устойчивости

$$\bar{\sigma}_{max} = \varphi \left(1 + m_y^0 \cdot K_{d,y} \right) = 1, \quad (3.30)$$

- по пространственной форме потери устойчивости

$$\bar{\sigma}_{max} = \varphi \left(1 + m_x^0 \cdot K_{d,x} + m_y^0 \cdot K_{d,y} \right) = 1. \quad (3.31)$$

Таблица 3.8. Коэффициент Φ_{loc} для Double Channel 190x90x20x2

$\bar{\lambda}_y$	m_x^0 с учетом $m_{y,сл}^0$									
	0,25	0,5	0,75	1	1,5	2	3	5	7	10
0,5	0,603	0,648	0,681	0,718	0,770	0,799	0,835	0,865	0,869	0,868
1	0,609	0,651	0,694	0,721	0,769	0,804	0,838	0,866	0,869	0,868
1,5	0,611	0,654	0,697	0,723	0,774	0,810	0,842	0,868	0,870	0,869
2	0,613	0,660	0,700	0,736	0,788	0,818	0,848	0,869	0,871	0,870
2,5	0,677	0,717	0,747	0,776	0,812	0,834	0,853	0,872	0,871	0,870
3	0,742	0,772	0,793	0,810	0,837	0,849	0,864	0,875	0,872	0,870
3,5	0,862	0,864	0,866	0,868	0,870	0,874	0,881	0,881	0,876	0,872
4	0,896	0,899	0,901	0,904	0,907	0,908	0,911	0,918	0,926	0,942
4,5	0,928	0,931	0,934	0,935	0,939	0,944	0,954	0,954	0,950	0,941
5	0,948	0,950	0,952	0,954	0,956	0,956	0,956	0,954	0,950	0,940

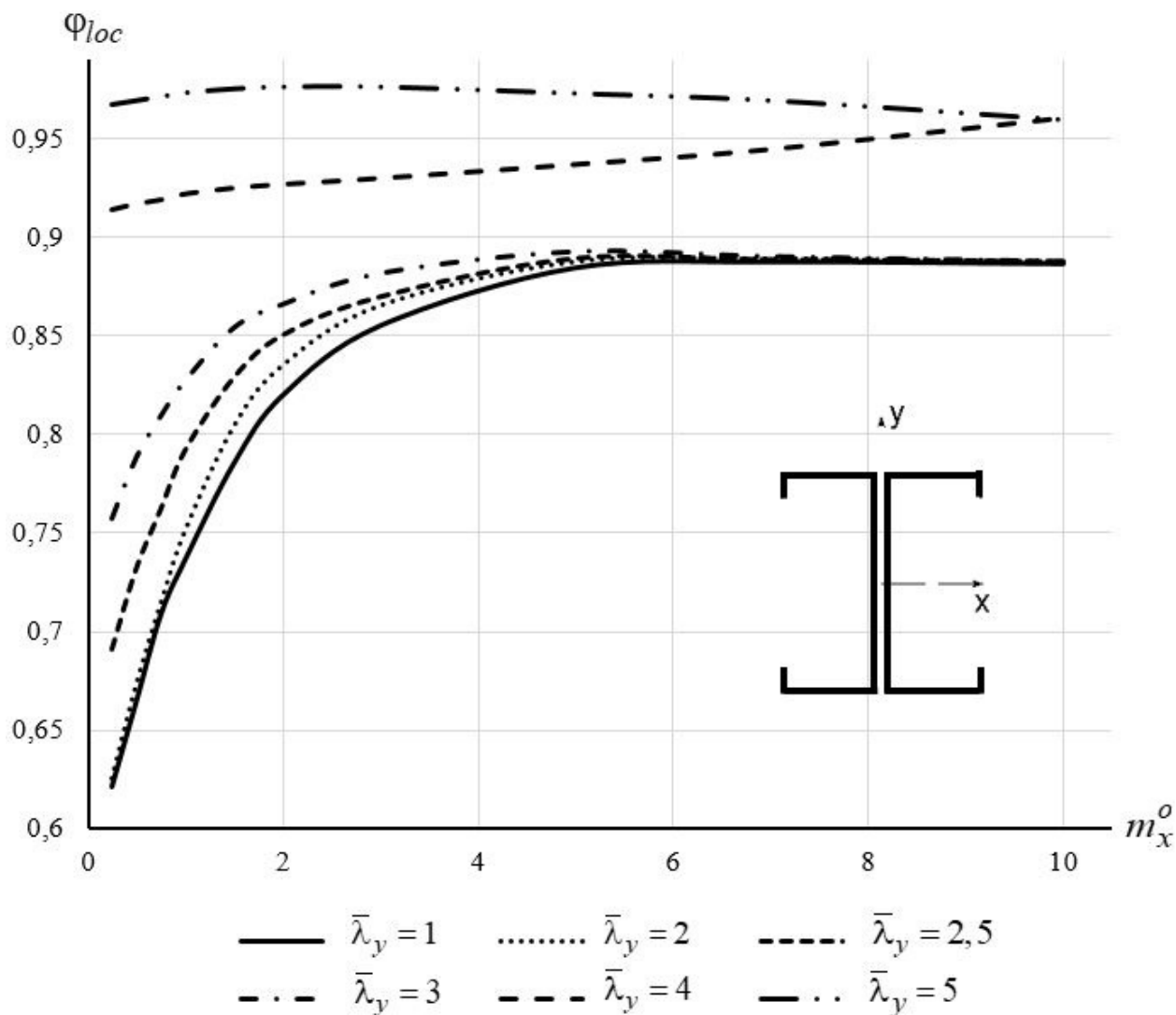


Рис. 3.11. Графики зависимости коэффициентов потери местной устойчивости φ_{loc} от относительного эксцентриситета m_x^o при различных условных гибкостях $\bar{\lambda}_y$

3.7 Выводы по главе

1. Разработана методика расчета на пространственную устойчивость тонкостенных холодногнутых стальных стержней, учитывающая фактическую редуцицию сечения при потере местной устойчивости и формы сечения.

2. Разработана компьютерная программа, позволяющая автоматизировать процесс расчета согласно предлагаемой численно-аналитической методике расчета на общую устойчивость ЛСТК, быстро обрабатывать большие объемы данных и автоматически получать выборку

коэффициентов потери местной устойчивости и формы сечения при расчете на общую устойчивость.

3. Изложен и апробирован алгоритм построения расчетных моделей МКЭ, позволяющий учесть влияние потери местной устойчивости и формы сечения.

4. Произведено сравнение предлагаемой численно-аналитической методики с существующими нормативными методами [89, 117] и МКЭ. Анализ показал хорошую сходимость численного эксперимента и используемого обратного метода [17, 31], что подтверждает его достоверность.

5. Установлено, что существующие нормативные методики [89, 117] существенно занижают (до 50%) несущую способность ЛСТК по устойчивости.

6. Выполнен сравнительный анализ обратной численно-аналитической методики расчета на устойчивость стержней с изначально несимметричным сечением и МКЭ при сжатии с двухосными концевыми эксцентриситетами, который показал высокую сходимость, что дополнительно подтверждает достоверность предлагаемой методики.

7. Предложена инженерная методика расчета на общую устойчивость тонкостенных холодногнутых стержней в традиционной для понимания отечественных инженеров постановке с введением коэффициента Φ_{loc} , позволяющая значительно увеличить точность и сократить время расчета.

ГЛАВА 4. СРАВНИТЕЛЬНЫЙ АНАЛИЗ ПРЕДЛАГАЕМОЙ ЧИСЛЕННО-АНАЛИТИЧЕСКОЙ МЕТОДИКИ С ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫМИ РЕЗУЛЬТАТАМИ ЗАРУБЕЖНЫХ И ОТЕЧЕСТВЕННЫХ ИССЛЕДОВАТЕЛЕЙ

Для того, чтобы убедиться в достоверности обратного численно-аналитического метода расчета тонкостенных холодногнутых профилей на прочность и устойчивости с учетом потери местной устойчивости и формы сечения в главе приводится сравнение экспериментальных и теоретических результатов исследований.

Экспериментальные исследования потери прочности и устойчивости по пространственной форме тонкостенных стальных элементов в разное время выполнялись многими отечественными авторами. Среди них Родиков Н.Н. [80], Сердюков В.Н. [84], Астахов И.В. [7], Назмеева Т.В. [74], Пяткин П.А. [78], Пичугин С.Н. [77], Лещенко А.П. [72] и др. Среди работ зарубежных авторов можно выделить исследования Венга и Пекоза [164], Хэнкока [129, 167, 168], Дубины и Унгуреану [113, 114], Ли и Сонга [135], Янга и Расмуссена [169] и др.

Несмотря на достаточно большое количество исследований, посвященных расчету на прочность и устойчивость стальных стержней при сжатии, сравнивались только те эксперименты, которые учитывают потерю местной устойчивости и формы сечения, влияние концевых эксцентриситетов и изменения гибкости, а также в полной мере соответствуют предмету исследований.

4.1. Экспериментальные исследования прочности S. Torabian, B. Zheng, B.W. Schafer

Торабиан, Джен, Фронтамико во главе с Шафером на базе Лаборатории тонкостенных конструкций Университета Джона Хопкинса (США) провели ряд

испытаний тонкостенных холодногнутых стальных стержней малой длины, подвергающихся внецентренному сжатию [161, 162]. При этом длина образцов подбиралась так, чтобы величина волн выпучивания при потере общей устойчивости была больше указанного размера. Таким образом, рассматривалось только влияние потери местной устойчивости и нарушения формы контура поперечного сечения, т.е. критерием исчерпания несущей способности выступала потеря прочности стержня. Важно отметить, что выполнить испытания в соответствии с нормативными предпосылками [117, 118] (до достижения предела текучести в наиболее напряженном волокне), не представляется возможным из-за ограниченного количества измерительных датчиков, поэтому в данной серии исследований образцы доводились до разрушения, т.е. имеет место возникновение и развитие пластических деформаций из-за малой длины.

Помимо экспериментальных исследований, авторы приводят результаты численного анализа в программном комплексе ABAQUS, а также сравнение с результатами расчетов по действующей нормативной методике AISI-S100 [101].

Авторы рассматривали тонкостенные холодногнутые стальные стержни из одиночных Z-образных [162] и С-образных [161] профилей. Последние, в связи с соответствием, предложенным в главах 2 и 3 методикам автоматизированного расчета, выбраны для верификации обратного численно-аналитического метода расчета ЛСТК на прочность при общем характере загрузки.

В ходе исследования [161] 17 образцов одиночных С-образных профилей 600S137-54 номенклатуры AISI-S200-12 [102] (см. рис. 4.1 а) длиной 305 мм и пределом текучести $R_y=345\text{МПа}$ испытывались при комбинированных двухосных изгибающих моментах и осевом усилии.

Испытуемые образцы разделены на 3 группы в зависимости от эксцентриситетов приложения нагрузки: одноосный эксцентриситет в плоскости меньшей жесткости (№ 1-6), одноосный – в плоскости большей жесткости (№ 7-9) и двухосный (№ 10-17) (см. Таблицу 4.1). Также характере приложения нагрузки описывается наименованием квадрантов (см. рис. 4.1 б). Кроме того, каждый

образец имеет обозначение S600-12-X(K), где 600 и 12 характеризуют высоту профиля и длину стержня (в дюймах), а X - последовательный номер, присвоенный перед испытанием, K – номер квадранта согласно рис. 4.1 б.

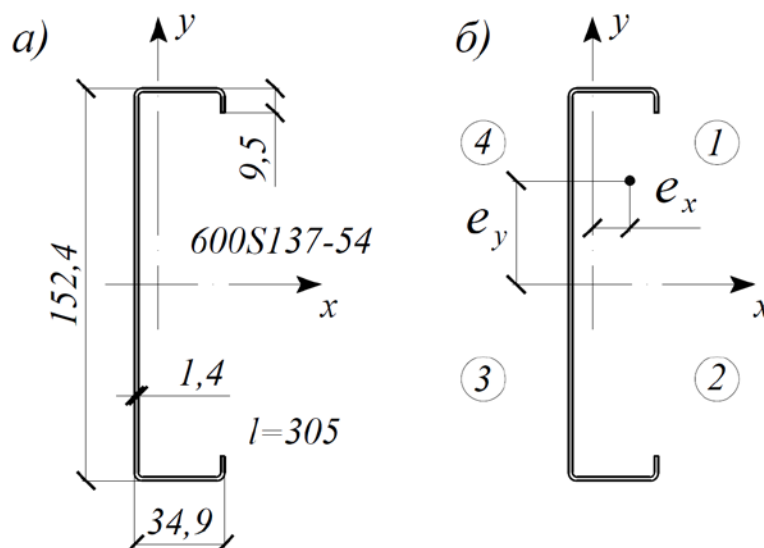
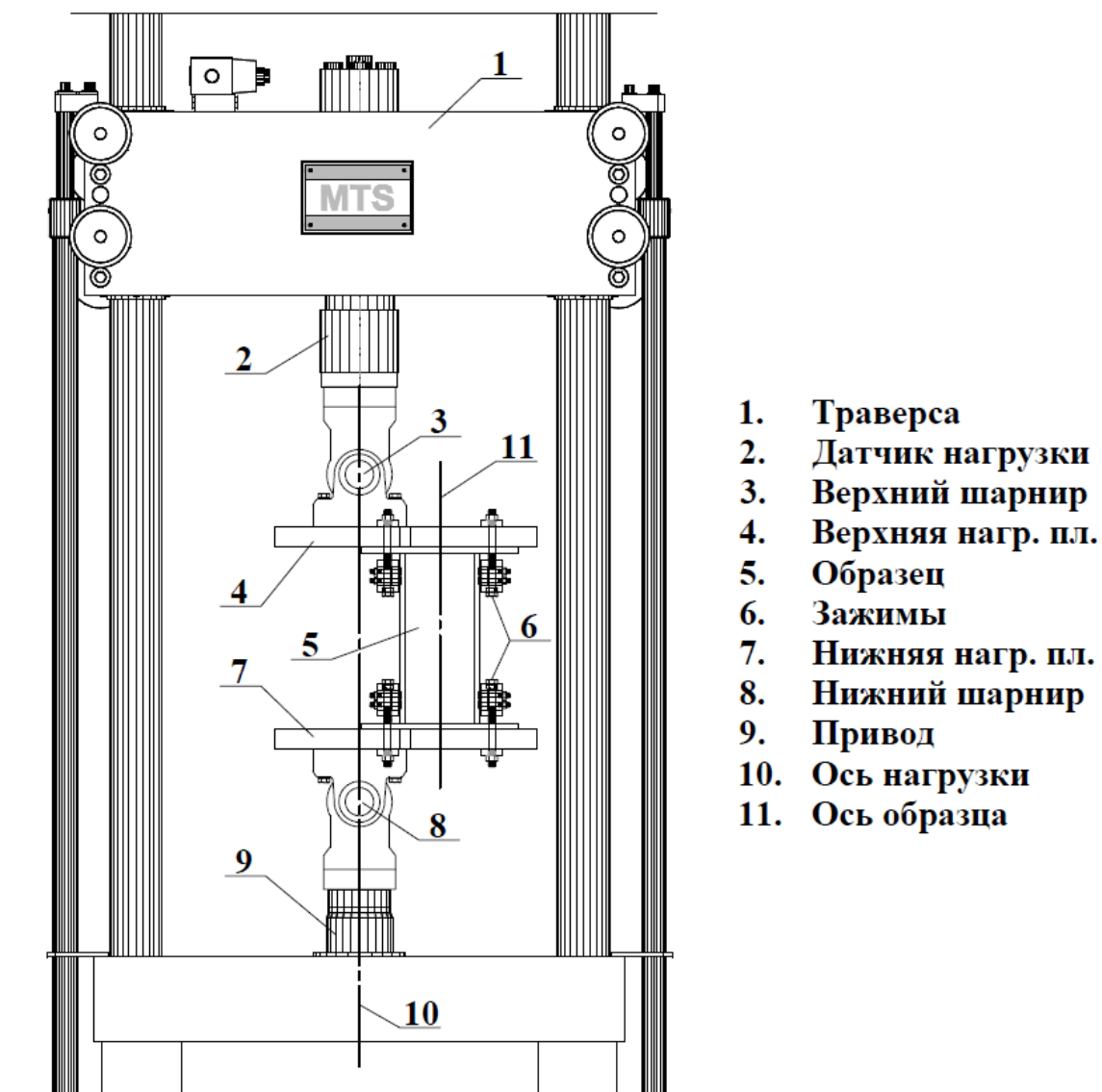


Рис. 4.1. Параметры сечения и схема загрузки: а) профиль испытываемых образцов [161] (размеры в миллиметрах); б) схема профиля с указанием квадрантов приложения силы

Таблица 4.1. Характеристики испытываемых образцов [161]

№	Характер эксцентр.	Маркировка образца	Контрольные значения		Измеренные значения			
			e_x , мм	e_y , мм	$e_{x,изм1}$, мм	$e_{x,изм2}$, мм	$e_{x,сред}$, мм	$e_{y,изм}$, мм
1	Одноосный в плоскости меньшей жесткости	S600-12-1(4)	-25,4	0	-27,36	-27,25	-27,31	0
2		S600-12-19(4)	-12,7	0	-13,79	-13,67	-13,74	0
3		S600-12-4(4)	-3,81	0	-4,85	-4,52	-4,7	0
4		S600-12-5(1)	3,81	0	2,59	2,92	2,77	0
5		S600-12-6(1)	8,89	0	7,72	7,9	7,82	0
6		S600-12-8(1)	25,4	0	24,71	23,55	24,13	0
7	Одноосный в плоскости большей жесткости	S600-12-9(3)	0	-25,4	-0,43	-1,73	-1,09	-25,4
8		S600-12-10(3)	0	-88,9	-0,25	-0,41	-0,33	-88,9
9		S600-12-11(3)	0	-190,5	-0,08	0,13	0,03	-190,5
10	Двухосный	S600-12-2(2)	2,59	-38,1	2,72	2,72	2,72	-38,1
11		S600-12-13(2)	8,63	-127	8,46	8,71	8,59	-127
12		S600-12-14(2)	4,21	-20,65	4,37	4,06	4,22	-20,65
13		S600-12-15(2)	15,53	-76,2	16,18	15,75	15,95	-76,2
14		S600-12-16(3)	-4,21	-20,65	-4,01	-4,14	-4,09	-20,65
15		S600-12-17(3)	-15,5	-76,2	-15,62	-15,54	-15,6	-76,2
16		S600-12-3(3)	-2,59	-38,1	-2,41	-2,67	-2,54	-38,1
17		S600-12-20(3)	-8,63	-127	-8,59	-8,51	-8,56	-127

Испытуемые образцы представляли из себя С-образные элементы по торцам которых приварены фланцы, позволяющие регулировать положение образца в установке для испытания и прижимать его к нагрузочным пластинам. Для плотного прилегания к поверхности пластин испытательного стенда и торцам С-образного образца, поверхности фланцев фрезеровались. Чтобы исключить искривления формы из-за сварочных напряжений использовался специальный кондуктор, позволяющий обеспечить ортогональности полок и стенки профилей. Перед сваркой производилось удаление цинкового покрытия с образцов. Данные процедуры выполнялись, чтобы свести к минимуму влияние несовершенств на результаты испытаний.



1. Траверса
2. Датчик нагрузки
3. Верхний шарнир
4. Верхняя нагр. пл.
5. Образец
6. Зажимы
7. Нижняя нагр. пл.
8. Нижний шарнир
9. Привод
10. Ось нагрузки
11. Ось образца

Рис. 4.2. Принципиальная схема испытательного стенда [161]

Принципиальная схема испытательного стенда показана на рисунке 4.2. Нагрузка создавалась с помощью гидравлического пресса MTS Machine и передавалась на нагрузочные пластины с помощью специальных шарнирных соединений, которые допускают поворот торцов образца. Нагрузочные пластины располагались со смещением относительно точки приложения нагрузки для создания необходимых эксцентриситетов. Для закрепления образцов использовались прижимные пластины (зажимы), позволяющие легко регулировать положение испытуемых элементов и контролировать эксцентриситет приложения продольной сжимающей силы. После выверки образцы прижимались к нагрузочным пластинам с помощью зажимов, стягиваемых прижимными болтами. Деформации и напряжения образца контролировались рядом датчиков, подключенных к плате PCI через контроллер MTS407 и фиксировались в программе LabVIEW.

Для получения теоретических результатов программа, представленная в 2.5, была модернизирована под одиночный С-образный профиль. С ее помощью были получены все необходимые параметры полного и редуцированного сечений испытуемых образцов для их последующего использования в обратной численно-аналитической методике. В результате были определены значения коэффициентов φ_{loc} для заданных относительных эксцентриситетов, соответствующих абсолютным эксцентриситетам из эксперимента [161]. Зная значение φ_{loc} , используя (2.29), можно вычислить величину предельной сжимающей силы при расчете на прочность по формуле:

$$N_{расч} = \frac{\varphi_{loc} \cdot R_y \cdot A}{1 + m_x + m_y}. \quad (4.1)$$

Результаты сравнения предельных сжимающих сил по результатам эксперимента $N_{эсп}$ и полученных по обратной численно-аналитической методике расчета ЛСТК на прочность $N_{расч}$ представлены в Таблице 4.2.

Таблица 4.2. Результаты сравнения с [161]

№	Характер эксцентриситета	m_x	m_y	$N_{\text{эксп}}, \text{kN}$	$\varphi_{\text{юс}}$	$N_{\text{расч}}, \text{kN}$	$(N_{\text{эксп}} - N_{\text{расч}}) / N_{\text{эксп}}, \%$
1	Одноосный в плоскости меньшей жесткости	0	-5	25,38	0,998	20,662	18,59%
2		0	-2,5	41,37	0,971	34,447	16,73%
3		0	-0,7	55,6	0,721	51,101	8,09%
4		0	0,22	72,05	0,617	62,548	13,19%
5		0	0,52	50,26	0,578	47,185	6,12%
6		0	1,48	26,11	0,499	24,948	4,45%
7	Одноосный в плоскости большей жесткости	0,6	0	54,31	0,701	54,226	1,16%
8		2,1	0	31,4	0,783	31,220	2,57%
9		4,5	0	20,55	0,842	18,918	7,94%
10	Двухосный	0,9	0,15	48,93	0,699	42,169	13,82%
11		3	0,5	21,26	0,677	18,575	12,63%
12		0,5	0,24	52,53	0,650	46,427	11,62%
13		1,8	0,9	25	0,672	22,433	10,27%
14		0,5	-0,8	48,04	0,798	42,701	11,11%
15		1,8	-3,1	26,51	0,988	20,847	21,36%
16		0,9	-0,5	48,26	0,833	42,796	11,32%
17		3	-1,7	24,95	0,961	20,873	16,34%
	– отрицательный эксцентриситет из плоскости						

Как видно из Таблицы 4.2, результаты расчета на прочность тонкостенного холодногнутого профиля по обратной численно-аналитической методике во всех случаях демонстрируют запас несущей способности, поскольку ее результаты получены по фибровой текучести ($\bar{\sigma}_{\text{max}} = 1$) в то время, как испытываемые образцы разрушались при глубоких пластических деформациях. Это хорошо прослеживается при рассмотрении образцов 1, 2, 15, 17, в которых практически отсутствует местная потеря устойчивости, а несущая способность, согласно испытаниям, существенно превышает теоретическую.

При сравнении образцов 7 – 9, испытывающих внецентренное сжатие с одноосным эксцентриситетом в плоскости большей жесткости, результаты достаточно хорошо согласуются. Это связано с тем, что шарниры, передающие нагрузку с пресса на нагрузочные пластины, допускают поворот именно в этой плоскости. Однако, при рассмотрении внецентренно сжатых образцов 10 – 17,

воспринимающих продольную нагрузку с двухосными эксцентриситетами, данный факт приводит к стеснению деформации (торцы элементов не могут свободно поворачиваться в другой плоскости). Этим можно объяснить более высокие расхождения в результатах сравнения.

Кроме того, предлагаемая численно-аналитическая методика расчета на прочность при определении редуцированных характеристик опирается на метод эффективной ширины [89, 101, 118], который предполагает, что редукция постоянна по длине стержня. Однако, очевидным является тот факт, что образцы, исследуемые в работе [161], теряют местную устойчивость лишь на определенных участках, как минимум из-за приварки торцов к фланцам.

Рассматривая результаты сравнения расчетов образцов 1 – 3 и 14 – 17, при сжатии которых присутствует отрицательный эксцентриситет из плоскости, очевидно, что в краевых отгибах профиля будут возникать напряжения несколько меньшие предельных (не будут являться наиболее напряженными участками), т.е. меньше вероятность потери устойчивости формы сечения при таком характере нагрузки. В то же время, методика учета потери формы профиля [89, 117] предполагает редуцирования участков с краевыми отгибами при наличии даже небольших сжимающих напряжений в этих участках. Данный фактор также может несколько занижать величину эффективных характеристик рассматриваемых профилей.

Кроме того, в методиках [89, 101, 118] учтены возможные несовершенства элементов, тогда как в работе [161] авторами проводятся мероприятия (см. описание выше), снижающие влияния несовершенств на результаты испытаний.

Стоит отметить, что в работе [161] приведены результаты сравнения испытаний с численными экспериментами в ABAQUS, которые также показывают несколько меньшую несущую способность по отношению к предельной нагрузке при испытаниях (в среднем на 6%).

Также в работах [161, 162] приводятся результаты сравнения испытаний с действующими нормативными методиками [101], которые показывают

значительно меньшую несущую способность по отношению к предельной нагрузке при испытаниях (от 15 до 55%), причем наибольшее расхождение наблюдается при внецентренном сжатии с двухосным эксцентриситетом и отрицательным эксцентриситетом из плоскости.

Все перечисленные факторы позволяют оценивать сравнение предложенной аналитической методики с натурными испытаниями как достоверные и дающие более точные результаты по сравнению с действующими нормативными методиками.

4.2. Экспериментальные исследования устойчивости С.

Wang, Q. Guo, Z. Zhang, Y. Guo

Ван, Джан и Го на базе Шэньянского университета Цзяньчжу (Китай) провели ряд испытаний тонкостенных холодногнутых стальных стержней различной длины (гибкости) на эксцентрическое сжатие [163]. В связи с тем, что длина образцов была существенно больше высоты профиля, потеря несущей способности наблюдалась преимущественно в следствии потери общей устойчивости, совместно с потерей местной устойчивости. Исходя из этого, данное исследование подходит для сравнения с обратной численно-аналитической методикой расчета ЛСТК на устойчивость. Помимо экспериментальных исследований, авторы приводят результаты численного анализа в программном комплексе Ansys, а также сравнение с результатами расчетов по Методу прямой прочности [103].

Авторы рассматривают внецентренное сжатие стержней из спаренных С-образных профилей, имеющих «двойные» краевые отгибы. Данное исследование выбрано для верификации обратного численно-аналитического метода расчета на устойчивость ЛСТК из-за полноты представленных в [162] данных и соответствия с представленными в главе 3 программами и методиками.

В ходе исследования [163] было рассмотрено 10 стержней из спаренных С-образных профилей, размеры которых были назначены согласно [124] (см. рис. 4.3, а). Для соединения С-образных профилей между собой использовались самонарезающие винты, располагавшиеся с шагом 150 мм или 300 мм (в зависимости от длины). Кроме того, особенностью данных профилей являлось наличие небольших овальных технологических отверстий в стенке с шагом около 900 мм, располагавшихся на центральной оси профиля. Т.к. аналитическая методика предполагает использование сечения «брутто», а также этот участок стенки при рассматриваемом в исследовании характере нагружения будет выключаться из работы даже при отсутствии отверстий, испытания будут соответствовать предлагаемой методике.

Образцы имеют маркировку типа DC1L450Ha, где DC1 – означает тип профиля, L450 – длину стержня, H – наличие отверстий в стенке, а – постфикс идентичных образцов.

Чтобы снизить влияния несовершенств, все представленные образцы были дополнительно измерены для уточнения размеров элементов. В Таблице 4.3 приводятся фактические размеры каждого из образцов (обозначения размеров см. рис. 4.3 б).

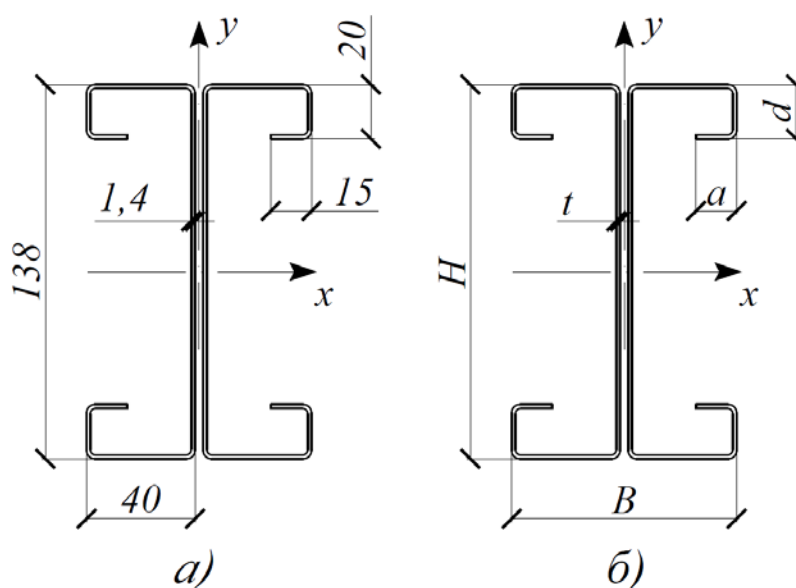


Рис. 4.3. Сечение испытываемых образцов [163] а) номинальная геометрия (размеры указаны в миллиметрах), б) схема для уточняющих обмеров

Таблица 4.3. Характеристики испытываемых образцов [163]

№	Маркировка	L, мм	H, мм	B, мм	d, мм	a, мм	t, мм
1	DC1L450Ha	456,1	138,94	79,4	20,2	14,58	1,38
2	DC1L450Hb	455,2	138,82	79,64	20,24	14,8	1,38
3	DC1L1200Ha	1204,1	138,3	80,38	20,3	15,6	1,38
4	DC1L1200Hb	1205	138,64	80,48	20,2	14,08	1,38
5	DC1L1200E3Ha	1203,9	137,43	79,78	19,97	14,71	1,38
6	DC1L1200E3Hb	1204,1	137,94	79,64	19,87	14,43	1,38
7	DC1L1200E6Ha	1205,3	137,79	80,23	20,09	14,59	1,38
8	DC1L1200E6Hb	1204,5	137,41	80,41	20,13	14,79	1,38
9	DC1L1950Ha	1955,4	137,7	80,86	20,34	15,1	1,38
10	DC1L1950Hb	1954,5	137,58	80,74	20,4	15,38	1,38

Испытываемые образцы представляли из себя стержни из спаренных С-образных профилей, по торцам которых к поясам элементов самонарезающими винтами были прикреплены гнутые тонкостенные направляющие пластины. Такое решение использовалось, чтобы исключить сварку и те недостатки, которые вызывает ее использование. В этих гнутых пластинах были выполнены отверстия для болтов, с помощью которых образцы крепились к торцевой пластине толщиной 10 мм. В центре пластины находился выступающий шип, через который нагрузка точно передавалась на образец и затем распределялась по сечению элемента.

Для обеспечения шарнирного соединения обоих торцов образца с испытательной установкой использовались плиты с ножевыми шарнирами. После соединения болтами образцов с торцевой пластиной, перпендикулярно плоскости которой располагался шип, элементы выставляли в соответствии с заданными эксцентриситетами. Принципиальная схема экспериментальной установки представлена на рисунке 4.4.

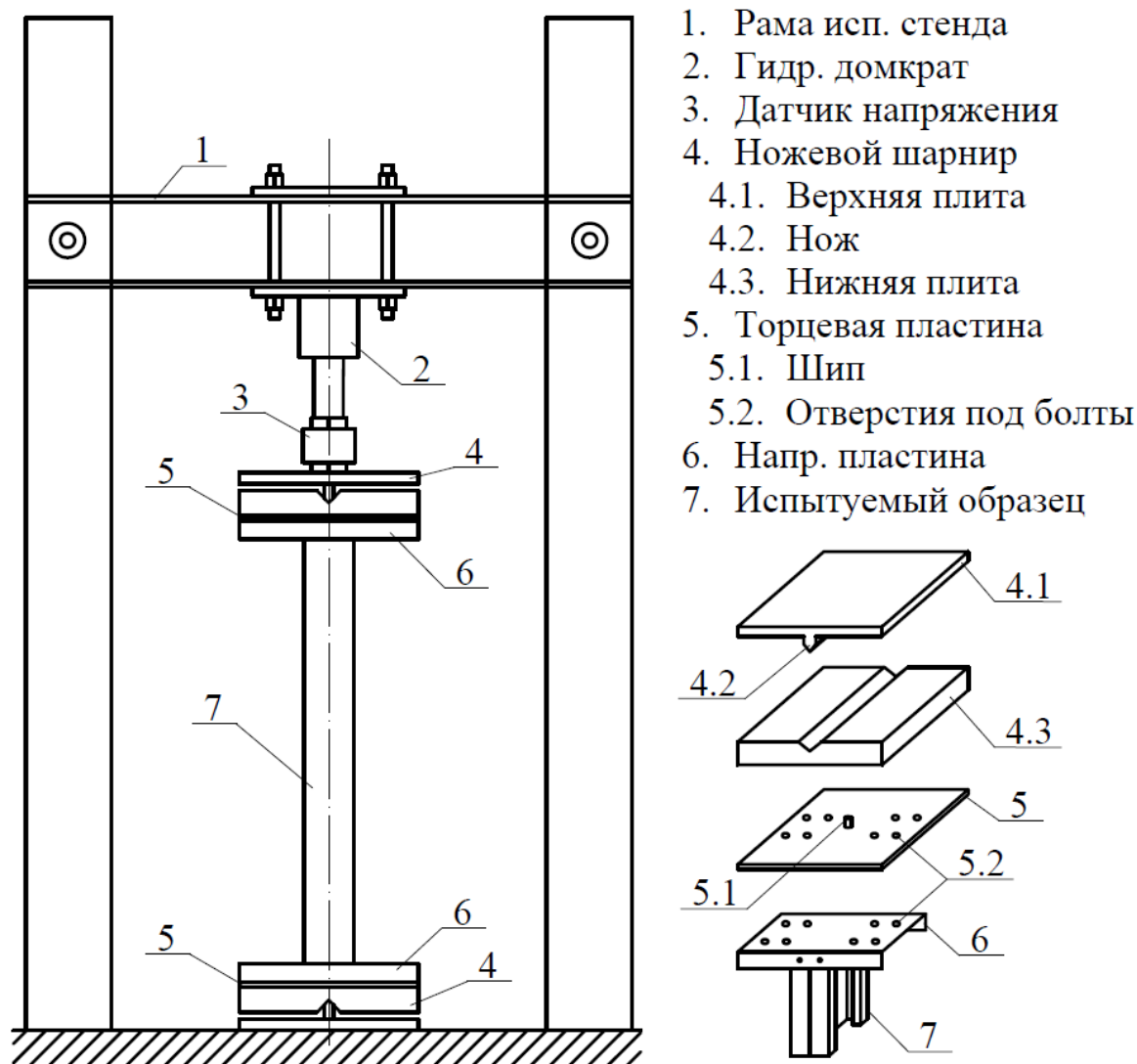


Рис. 4.4. Принципиальная схема испытательного стенда [163]

Для получения результатов расчета образцов обратным численно-аналитическим методом применялись программы и алгоритмы, представленные в главе 3. Использовались фактические размеры элементов, были вычислены полные и редуцированные характеристики, а также посчитаны относительные эксцентриситеты и условные гибкости образцов. В результате были определены коэффициенты устойчивости с учетом потери местной устойчивости и формы сечения $\varphi_{ef, теор}$.

Результаты испытаний и численного анализа в исследовании [163] были представлены в размерных величинах (кН). Для корректного сравнения результатов определялся коэффициент потери устойчивости $\varphi_{ef, эксп}$ и $\varphi_{ef, МКЭ}$

, характеризующие предельную нагрузку при испытаниях и в программе Ansys соответственно, по формулам:

$$\varphi_{ef,эксп} = \frac{N_{эксп}}{A \cdot R_y}; \quad (4.2)$$

$$\varphi_{ef,МКЭ} = \frac{N_{МКЭ}}{A \cdot R_y}. \quad (4.3)$$

Значения предельных нагрузок и коэффициентов потери устойчивости в зависимости от относительных эксцентриситетов и гибкости элементов, а также результаты сравнения приведены в Таблице 4.4.

Таблица 4.4. Результаты сравнения с [163]

№	Образец	ϵ_y	m_x	λ	$N_{эксп},$ кН	$N_{МКЭ},$ кН	$\varphi_{ef,эксп}$	$\varphi_{ef,МКЭ}$	$\varphi_{ef,теор}$	$1-\varphi_{ef,теор}/$ $\varphi_{ef,эксп}$	$1-\varphi_{ef,теор}/$ $\varphi_{ef,МКЭ}$
1	DC1L450Ha	–	0,001	0,82	187,5	189,52	0,621	0,627	0,591	4,79%	5,81%
2	DC1L450Hb	–	0,001		187,5	189,52	0,621	0,627	0,591	4,79%	5,81%
3	DC1L1200Ha	2,44	0,061	2,18	146,9	148,4	0,486	0,491	0,48	1,30%	2,30%
4	DC1L1200Hb	2,33	0,058		145,1	148,7	0,48	0,492	0,479	0,29%	2,70%
5	DC1L1200E3Ha	2,57	0,064		146	147,21	0,483	0,487	0,478	1,11%	1,92%
6	DC1L1200E3Hb	4	0,1		130	135,99	0,43	0,45	0,436	-1,30%	3,16%
7	DC1L1200E6Ha	7,15	0,178		118,7	121,63	0,393	0,403	0,394	-0,26%	2,15%
8	DC1L1200E6Hb	7,02	0,175		120,6	122,04	0,399	0,404	0,397	0,57%	1,74%
9	DC1L1950Ha	0,61	0,015	3,54	115	119,13	0,381	0,394	0,385	-1,12%	2,38%
10	DC1L1950Hb	0	0,001		121,5	124,14	0,402	0,411	0,398	1,06%	3,16%

Результаты сравнения численно-аналитической методики с испытаниями и численным расчетом показывают достаточно хорошую сходимость (не более 4,79% и 5,81% соответственно). При этом, результаты расчета в Ansys показывают несколько завышенные значения по сравнению с теоретическими. Это объясняется тем, что, в отличие от МКЭ, в аналитической методике предполагается, что редукция постоянна по длине стержня.

Сравнивая результаты экспериментальных и теоретических расчетов, видно, что в ряде случаев (образцы 6, 7, 9) предельная нагрузка при испытании несколько ниже (не более 1,30%). Т.к. теоретические результаты расчета данных образцов

ниже результатов МКЭ, данное расхождение можно объяснить отклонением в задании эксцентриситетов в эксперименте.

Учитывая все вышеупомянутые факторы, сравнение аналитической методики с экспериментальными данными демонстрирует достоверность предлагаемого обратного численно-аналитического метода расчета ЛСТК на общую устойчивость.

4.3. Экспериментальные исследования устойчивости А.Ю. Кузнецов.

Кузнецов А.Ю. на базе механической лаборатории имени Н.Н. Аистова Санкт-Петербургского государственного архитектурно-строительного университета выполнил ряд испытаний тонкостенных холодногнутых стальных стержней различной длины (гибкости) на сжатие с фиксированными двухосными эксцентриситетами [71]. В работе рассматривались достаточно длинные стержни, критерием потери несущей способности которых являлась потеря общей устойчивости совместно с потерей местной устойчивости и формы сечения. Исследование [71] обладает достаточной полнотой данных, а также хорошо укладывается в постановку алгоритмов и методик из главы 3 настоящей работы, соответственно, подходит для верификации предлагаемого обратного численно-аналитического метода расчета ЛСТК на общую устойчивость. Помимо результатов испытаний, автор приводит данные расчета образцов по собственной аналитической методике.

В работе [71] представлены испытания образцов, составленных из спаренных швеллеров, а также спаренных С-образных профилей, изготовленных методом холодного деформирования на профилегибочном стане по СТО 86770581-1.04 – 2010 [90]. Материал стали профилей - S350GD по EN10147:2000 [119]. Для определения фактических расчетных значений предела текучести и предела прочности была проведена серия испытаний образцов стали на разрыв по методике

[55] и установлены величины $R_y = 350\text{МПа}$ и $R_u = 480\text{МПа}$, которые в дальнейшем использовались в аналитических расчетах.

В исследовании [71] было рассмотрено 9 образцов из спаренных гнутых швеллеров, а также 6 образцов из спаренных С-образных профилей различной гибкости (60, 100, 140) (см. рис. 4.5). Объединение отдельных профилей в составное сечение было выполнено с использованием болтов, скреплявших ветви стержней между собой через промежуточные планки из пластин $150 \times 150 \times 4$. Характеристики образцов представлены в Таблице 4.5.

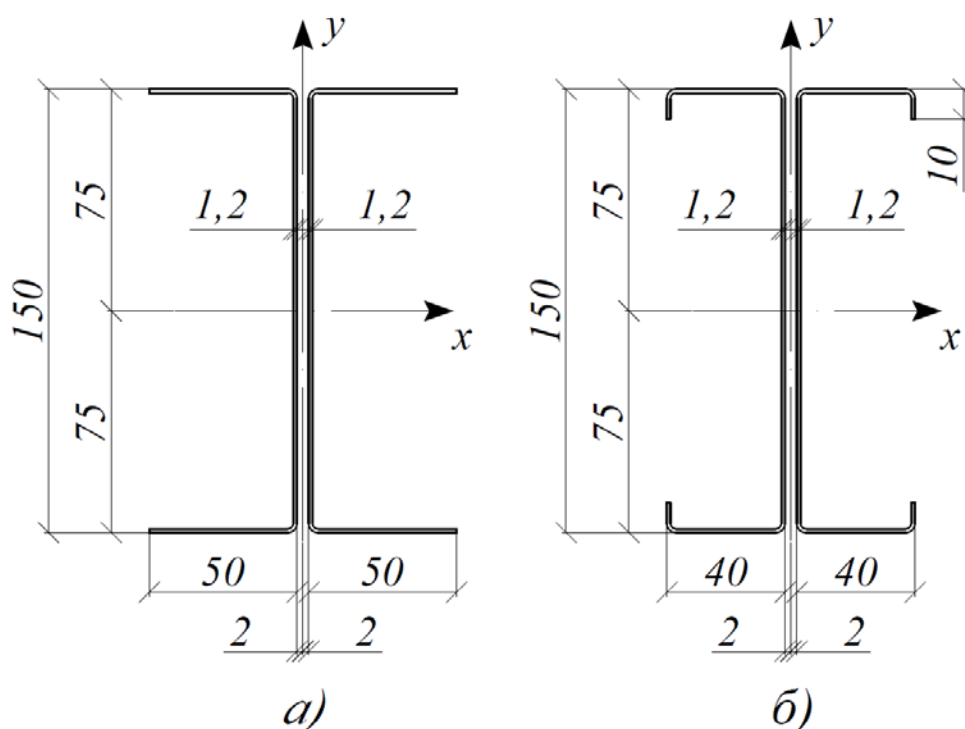


Рис. 4.5. Сечение испытываемых образцов [71]: а) ПН-150-1.2, б) ПС-150-1.2 (размеры указаны в миллиметрах)

Таблица 4.5. Характеристики испытываемых образцов [71]

№	Наименование	λ_x	λ_y	L, м	Кол-во образцов	Кол-во планок	Расстояние между планками, м
1	ПС-150-1.2	33	100	1.96	3	4	0.392
2	ПС-150-1.2	20	60	1.24	3	2	0.413
3	ПН-150-1.2	46	140	2.83	3	6	0.404
4	ПН-150-1.2	31	100	2.07	3	4	0.414
5	ПН-150-1.2	19	60	1.31	3	2	0.435

Схема экспериментальной установки представлена на рисунке 4.6. Для испытания образцов использовался пресс «Амслер», способный создавать нагрузку до 500 т. Для контроля задаваемой нагрузки применялся электро-динамометр с предельной нагрузкой 60 т.

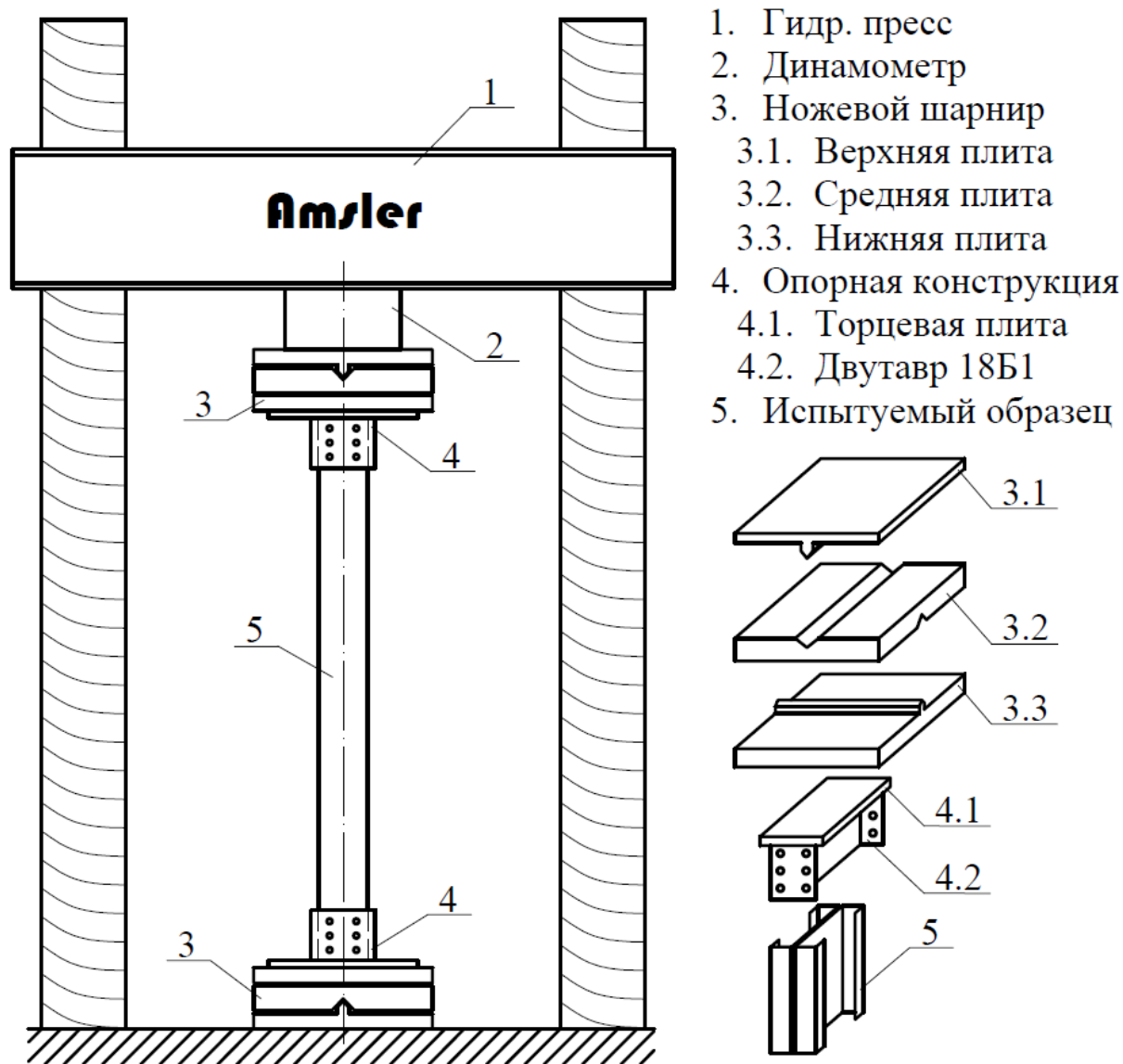


Рис. 4.4. Принципиальная схема испытательной установки [71]

Для обеспечения шарнирного соединения в исследовании [71] использовались ножевые шарниры, допускающие поворот в двух главных плоскостях элемента. К торцам системы ножевых шарниров с помощью винтов прикреплялась специальная опорная конструкция, состоящая из торцевой плиты толщиной 16 мм и приваренного к ней двутавра 18 Б1 по СТО АСЧМ 20-93 [91], которая использовалась для передачи нагрузки от пресса на образец. К данной

конструкции с помощью болтов крепился испытуемый стержень, что позволяло избежать концентрации напряжений по торцам элемента и исключить использование сварки ЛСТК. Винты, прикрепляющие плиту опорной конструкции к ножевым шарнирам, также позволяли задавать двухосный эксцентриситет, который в данном исследовании принимался постоянным для всех испытуемых образцов (в плоскости большей жесткости $e_y = 50\text{мм}$, меньшей – $e_x = 5\text{мм}$).

Для получения результатов расчета образцов обратным численно-аналитическим методом использовались программы и алгоритмы, представленные в главе 3. По представленным в [71] данным были вычислены полные и редуцированные характеристики, а также относительные эксцентриситеты и условные гибкости образцов. В результате были определены коэффициенты потери общей устойчивости с учетом потери местной устойчивости и формы сечения $\Phi_{ef, теор}$.

Результаты экспериментов в исследовании [71] были представлены в размерных величинах (кН). Для корректного сравнения по (4.2) определялся коэффициент потери устойчивости $\Phi_{ef, эксп}$, характеризующий предельную нагрузку при испытаниях.

Для дополнительной верификации результатов натуральных испытаний [71] был выполнен численный анализ согласно алгоритму, представленному в параграфе 3.5.1 диссертации. Расчет проводился методом конечных элементов в программе Ansys, в результате которого были получены значения предельных нагрузок потери общей устойчивости для представленных в [71] образцов с учетом несовершенств и потери местной устойчивости и формы сечения. Далее, по (4.3), определялся коэффициент потери общей устойчивости $\Phi_{ef, МКЭ}$.

Значения предельных нагрузок и коэффициентов потери устойчивости в зависимости от относительных эксцентриситетов и гибкости элементов, а также результаты сравнения приведены в Таблице 4.6.

Таблица 4.6. Результаты сравнения с [71]

Маркировка	$\bar{\lambda}_x$	$\bar{\lambda}_y$	m_x	m_y	$N_{\text{эксп, кН}}$	$\varphi_{\text{ef,эксп}}$	$N_{\text{МКЭ, кН}}$	$\varphi_{\text{ef,МКЭ}}$	$\varphi_{\text{ef,теор}}$	$1-\varphi_{\text{ef,теор}}/\varphi_{\text{ef,эксп}}$	$1-\varphi_{\text{ef,теор}}/\varphi_{\text{ef,МКЭ}}$
ПН-150-1.2	0,78	2,47	1,12	0,72	35,1	0,170	31,2	0,151	0,142	16,46%	6,02%
					35,6	0,172				17,63%	
					34,9	0,169				15,98%	
ПН-150-1.2	1,28	4,12	1,12	0,72	27,4	0,133	26,8	0,130	0,12	9,56%	7,44%
					28,3	0,137				12,44%	
					27,6	0,134				10,22%	
ПН-150-1.2	1,90	5,77	1,12	0,72	19,7	0,095	18,2	0,088	0,083	13,00%	5,83%
					18	0,087				4,78%	
					19,5	0,094				12,11%	
ПС-150-1.2	0,82	2,47	1,14	0,66	51,6	0,250	47,5	0,230	0,219	12,36%	4,79%
					47,4	0,230				4,59%	
					53,2	0,258				14,99%	
ПС-150-1.2	1,36	4,12	1,14	0,66	40,6	0,197	37,9	0,184	0,181	7,94%	1,10%
					42,7	0,207				12,47%	
					44,6	0,216				16,20%	

Анализируя результаты сравнения, можно сделать вывод о том, что численные расчеты образцов методом конечных элементов достаточно хорошо согласуются с численно-аналитическим расчетом по предлагаемой методике. В 100% случаев МКЭ показывает несколько завышенные результаты по сравнению с обратной методикой расчета на общую устойчивость (от 1,1% до 7,5%). Это объясняется тем, что, в отличие от МКЭ, в аналитической методике предполагается, что редукция постоянна по длине стержня.

Сравнивая результаты численно-аналитического расчета с испытаниями, можно наблюдать, что также в 100% случаев предельные нагрузки при испытаниях выше, чем по предлагаемой методике (от 4,6% до 17,6%). Такое расхождение объясняется в первую очередь способом прикрепления испытуемых образцов к системе ножевых шарниров. Опорная конструкция, используемая в [71], предполагает закрепление участков по торцам элементов на высоту 120 мм. В связи с этим, на данных участках не будет происходить образование волн выпучивания, что приводит к завышению несущей способности образцов. Кроме того, в пределах серии испытаний однотипных стержней в работе [71] также присутствуют

расхождения в результатах (до 11%), что может свидетельствовать о некоторых отклонениях при задании концевых двухосных эксцентриситетов или наличии неучтенных несовершенств.

Учитывая все вышеупомянутые факторы, сравнение численно-аналитической методики с экспериментальными данными, а также результатами конечно-элементного анализа свидетельствует о достоверности предлагаемой обратной численно-аналитической методики расчета ЛСТК на общую устойчивость.

4.4. Выводы по главе

1. Проведено верификационное исследование достоверности результатов, получаемых с помощью, предлагаемой обратной численно-аналитической методике расчета тонкостенных холодногнутых стальных стержней на прочность и общую устойчивость. Производилось сравнение результатов по разработанной методике с результатами натурных испытаний и численных экспериментов зарубежных и отечественных исследователей. Также автором был дополнительно выполнен верификационный расчет образцов из исследования [71] методом конечных элементов в программе Ansys.

2. Сравнение результатов, полученных по разработанной методике, с испытаниями показало, что в 100% случаях используемая численно-аналитическая методика [17, 31] является более консервативной по сравнению с МКЭ. Разница в результатах составляет от 1% до 18%. Тогда как существующие практические методики [89, 117] могут занижать несущую способность более чем на 50%. Это свидетельствует о том, что предлагаемая методика является более точной по сравнению с существующими нормативными.

3. Сравнение с расчетами методом конечных элементов также продемонстрировало, что в 100% случаев численно-аналитическая методика несколько занижает несущую способность, но не более чем на 7%.

Таким образом, сравнение результатов натуральных испытаний и расчетов методом конечных элементов с предлагаемой численно-аналитической методикой расчета на прочность и общую устойчивость тонкостенных холодногнутых стальных стержней при общем характере загрузки показали достоверность последней.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Основные итоги и выводы по результатам выполненной работы:

1. Предложена эффективная обратная численно-аналитическая методика, позволяющая выполнять расчеты на прочность и общую устойчивость при действии сжатия с двухосными эксцентриситетами с учетом потери местной устойчивости и устойчивости формы сечения, обладающая достаточно высокой точностью и на несколько порядков большей скоростью получения результатов по сравнению с другими методами.

2. Разработана компьютерная программа, позволяющая автоматически определять фактические геометрические характеристики полного и редуцированного сечений тонкостенных стальных стержней при любом напряженном состоянии, в соответствии с действующими европейскими и отечественными нормативными документами [89, 117, 118].

3. Проведен сравнительный анализ разработанной обратной методики расчета на прочность ЛСТК с нормативными [89, 117]. По результатам сравнения установлена неприменимость принципа наложения, использование которого при одновременном действии нескольких силовых факторов может приводить как к завышению, так и к занижению несущей способности.

4. Предложена инженерная методика расчета тонкостенных холодногнутых стержней на прочность при общем характере загрузки, согласно которой влияние потери местной устойчивости и устойчивости формы сечения учитывается коэффициентом Φ_{loc} , при этом нет необходимости производить трудоемкие вычисления эффективных геометрических характеристик (используются характеристики полного сечения), а расчет выполняется по

формуле:
$$\frac{1}{\gamma_c R_y \Phi_{loc}} \left(\frac{N}{A} + \frac{M_x}{I_x} y_* + \frac{M_y}{I_y} x_* \right) \leq 1.$$

5. Разработан программный алгоритм, позволяющий автоматизировано получать коэффициенты потери местной устойчивости и формы сечения Φ_{loc} при

любом характере загрузки стержня. При этом способ представления данных в табличном виде соответствует концепциям, принятым в СП 16.13330.2017 [88].

6. Проведен сравнительный анализ предлагаемой обратной численно-аналитической методики расчета ЛСТК на пространственную устойчивость с МКЭ в расчетном комплексе Ansys, показавший хорошую сходимость, что свидетельствует о достоверности разработанного метода.

7. Выполнено сравнение результатов расчета по разработанной обратной методике с действующими нормативными методами [89, 117], которое показало существенное занижение устойчивости в последних (до 50% при больших гибкостях).

8. Предложена инженерная методика расчета на общую устойчивость тонкостенных холодногнутых стержней в традиционной для понимания отечественных инженеров постановке с введением коэффициента учета потери местной и общей устойчивости Φ_{loc} , позволяющая значительно увеличить точность и сократить время расчета. При этом расчет выполняется в соответствии с концепциями СП 16.13330.2017 [88] по формуле: $N / (\gamma_c \cdot R_y \cdot A \cdot \Phi \cdot \Phi_{loc}) \leq 1$.

9. Разработан программный алгоритм, позволяющий автоматизировать процесс расчета согласно предлагаемой обратной методике на общую устойчивость ЛСТК, автоматически получать выборку коэффициентов потери местной устойчивости и формы сечения при расчете на общую устойчивость при различных значениях условной гибкости и относительных эксцентриситетов в безразмерных величинах.

10. Произведен сравнительный анализ натуральных испытаний зарубежных и отечественных исследователей на прочность и общую устойчивость тонкостенных холодногнутых стальных стержней с предлагаемой обратной методикой, который показал, что численно-аналитическая методика демонстрирует более консервативные результаты. Однако запас несущей способности составляет от 1% до 18% (а при сравнении с МКЭ не более 7%). Что свидетельствует о достоверности предлагаемой обратной методики.

На основе разработанной в настоящей диссертации эффективной обратной численно-аналитической методики расчета тонкостенных стальных стержней на прочность и пространственную устойчивость перспективами дальнейшей разработки темы могут являться:

- получение аппроксимирующих функций и зависимостей для коэффициентов φ_{loc} с целью усовершенствования и универсализации предлагаемых инженерных методик;
- исследование влияния различных форм поперечного сечения на прочность и пространственную устойчивость ЛСТК при общем характере загрузки;
- внедрение полученных программ и алгоритмов в постпроцессоры современных расчетно-вычислительных комплексов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Айрумян, Э. Л. Малоэтажные жилые здания, возводимые с применением легких стальных тонкостенных конструкций / С. В. Камынин, Н. И. Каменщиков, Ю. А. Лавренкин // Монтажные и строительные работы. – 2006. – № 8. – С. 12-15.
2. Айрумян, Э. Л. Рекомендации по проектированию, изготовлению и монтажу конструкций каркаса малоэтажных зданий и мансард из холодногнутого стальных оцинкованных профилей производства ООО конструкций «БалтПрофиль» / Э. Л. Айрумян. — М.: ЦНИИСК им. Мельникова, 2004. — 69 с.
3. Айрумян, Э. Л. Исследование работы стальной формы из холодногнутого профилей с учетом их местной и общей устойчивости / Э. Л. Айрумян [и др.] // Промышленное и гражданское строительство. - 2010. - № 5. - С. 41-44.
4. Аль-Хаснави, Я. С. Г. Легкие стальные тонкостенные конструкции в композитных балках из ячеистого бетона / Я. С. Г. Аль-Хаснави // Инновации и Инвестиции. - 2020. - № 5. - С. 277-279.
5. Аникеев, И. Д. Вывод и анализ методик расчета центрально-сжатых стальных стержней, заложенных в различные нормативные документы / И. Д. Аникеев [и др.] // Вестник РУДН. Серия: Инженерные исследования. - 2018. - № 3 (19). – С. 299-316.
6. Аскинази, В. Ю. Пространственная устойчивость элементов стальных рамных конструкций переменной жесткости : дисс. ... к-та тех. наук : 05.23.01 / В. Ю. Аскинази; СПбГАСУ. - СПб., 2017. - 199 с.
7. Астахов, И. В. Пространственная устойчивость элементов конструкций из холодногнутого профилей : дис. ... канд. техн. наук: 05.23.01 / И. В. Астахов ; СПбГАСУ. – СПб., 2006. – 123 с. : ил. – Библиогр.: с. 102.
8. Басов, К. А. ANSYS и LMS Virtual Lab. Геометрическое моделирование / К. А. Басов. — М. : ДМК Пресс, 2006. — С. 240.

9. Бейлин, Е. А. К деформационному расчету упругих систем, подверженных одновременному действию активных и параметрических нагрузок / Е. А. Бейлин, Г. И. Белый // Строительная механика и расчет сооружений. - 1976. - № 3. - С. 30-34.
10. Бейлин, Е. А. О деформационном расчете тонкостенных прямолинейных стержней в упругой среде / Е. А. Бейлин, С. Е. Кузнецов // Механика стержневых систем и сплошных сред. - 1981. - № 14. - С. 73-82.
11. Бейлин, Е. А. Обобщение уравнений Киргхофа-Клебша для тонких и тонкостенных стержней / Е. А. Бейлин // Механика стержневых систем и сплошных сред. - 1969. - № 62. - С. 5-19.
12. Бейлин, Е. А. Общие уравнения деформационного расчета и устойчивости тонкостенных стержней. / Е. А. Бейлин // Строительная механика и расчет сооружений. - 1969. - № 5. - С. 35-41.
13. Бейлин, Е. А. Элементы теории кручения тонкостенных стержней произвольного профиля / Е. А. Бейлин // СПбГАСУ : учебное пособие / Е. А. Бейлин - Санкт-Петербург, 2003. - С. 113.
14. Бейлин, Е. А. Статика и динамика тонкостенных стержней с криволинейной осью (деформационный расчет, устойчивость, колебания и учет эффекта Кармана) : дис. ... д-ра техн. наук : 05.23.01 / Е. А. Бейлин ; НПИ. – Л., 1972. – 318 с.
15. Белый Г. И. Проверка прочности стальных стержней, имеющих несимметричные ослабления сечений / Г. И. Белый // Металлические конструкции и испытания сооружений. - 1987. - С. 9-12.
16. Белый, Г. И. К определению редуцированных сечений стержневых элементов легких стальных тонкостенных конструкций / Г. И. Белый // Вестник гражданских инженеров. - 2017. - № 5 (64). - С. 33-37.
17. Белый, Г. И. «Обратный» метод расчета усиливаемых под нагрузкой стержневых элементов стальных конструкций путем увеличения сечений / Г. И. Белый // Вестник гражданских инженеров. -2020. - № 6. - С. 46-55.

18. Белый, Г. И. К определению неблагоприятных сочетаний нагрузок при расчете рамных конструкции по деформированной схеме / Г. И. Белый // Металлические конструкции и испытания сооружений. - 1985. - № 62. - С. 37-42.
19. Белый, Г. И. К расчету на устойчивость стержневых элементов стальных конструкций / Г. И. Белый // Вестник гражданских инженеров. – 2013. – №2. – С. 44-48.
20. Белый, Г. И. Несущая способность стержней эксплуатируемых ферм из уголков, имеющих местное ослабление и двухосное искривление оси / Г. И. Белый, Н. Г. Сотников // Индустриальные технические решения для реконструкции зданий и сооружений промышленных предприятий: тез. докл. Всесоюзн. семинара. – М., 1986. – С. 86-88.
21. Белый, Г. И. О пространственной деформации тонкостенных стержней, сжатых с двухосными эксцентриситетами / Г. И. Белый, Н. Н. Родиков // Исследования по механике строительных конструкций и материалов. - 1982. - № 32. - С. 30-36.
22. Белый, Г. И. О расчете упругих стержней по деформированной схеме при действии активных и параметрических нагрузок / Г. И. Белый // Механика стержневых систем и сплошных сред. - 1980. - № 32. - С. 41–48.
23. Белый, Г. И. О расчете упругопластических тонкостенных стержней по пространственно-деформированной схеме с учетом касательных напряжений деформаций сдвига / Г. И. Белый // Металлические конструкции и испытания сооружений. - 1985. - № 62. - С. 10-20.
24. Белый, Г. И. Особенности работы стержневых элементов конструкций из оцинкованных гнутых профилей / Г. И. Белый // Вестник гражданских инженеров. - 2012. - С. 99-103.
25. Белый, Г. И. Расчет металлических стержневых элементов, входящих в состав конструкции по пространственно-деформированной схеме / Г. И. Белый //

- Металлические конструкции и испытания сооружений. - 1983. - № 32. - С. 42-48.
26. Белый, Г. И. Расчет упругопластических тонкостенных стержней по пространственно-деформированной схеме / Г. И. Белый // Строительная механика сооружений. - 1983. - № 42. - С. 40-48.
 27. Белый, Г. И. О расчете пространственно-деформируемых стержневых элементов металлических конструкций / Г. И. Белый // Металлические конструкции и испытания сооружений. - 1981. - № 21. - С. 48-55.
 28. Белый, Г. И. Совершенствование инженерной методики расчета на прочность стержневых элементов легких стальных тонкостенных конструкций / Г. И. Белый [и др.] // Вестник гражданских инженеров. - 2020. - № 1 (78). - С. 72-81.
 29. Белый, Г. И. Аналитически-численный метод расчёта на устойчивость стержневых элементов легких стальных тонкостенных конструкций / Г. И. Белый // Вестник гражданских инженеров. - 2020. - № 4 (81). – С. 39-46.
 30. Белый, Г. И. Влияние редукции сечения на устойчивость стержневых элементов конструкций из спаренных холодногнутых тонкостенных профилей / Г. И. Белый [и др.] // Вестник гражданских инженеров. - 2016. - № 4 (57). - С. 57-63.
 31. Белый, Г. И. Влияние фактической редукции сечения на прочность и устойчивость стержневых элементов ЛСТК при общем случае загрузки / Г. И. Белый [и др.] // Промышленное и гражданское строительство. - 2021. - № 3. – С. 57-68.
 32. Белый, Г. И. К расчету на прочность стержневых элементов легких стальных тонкостенных конструкций при многопараметрическом нагружении / Г. И. Белый // Вестник гражданских инженеров. - 2019. - № 4 (75). - С. 13-17.
 33. Белый, Г. И. К расчету на устойчивость стержневых элементов конструкций из тонкостенных холодногнутых профилей / Г. И. Белый // Вестник гражданских инженеров. - 2016. - № 3 (56). - С. 46-51.

34. Белый, Г. И. Новые положения в инженерной методике расчета на устойчивость стальных стержневых элементов конструкций из холодногнутых профилей / Г. И. Белый // Вестник гражданских инженеров. - 2017. - № 2 (61). - С. 75-80.
35. Белый, Г. И. Развитие методов расчета стержневых элементов стальных конструкций при многопараметрическом нагружении / Г. И. Белый // Вестник гражданских инженеров. - 2020. - № 3 (80). – С. 43-54.
36. Биргер, Е. А. Некоторые общие методы решения задач теории пластичности и ползучести / Е. А. Биргер // Прикладная механика и математика. - 1966. - № 2. - С. 61-73.
37. Блейх, Ф. Устойчивость металлических конструкций / Ф. Блейх ; пер. с англ. Ж. С. Сисляна ; под ред. Э. И. Григолюка. – М. : Физматгиз, 1959. – 544 с.
38. Броуде, Б. М. К теории тонкостенных стержней открытого профиля / Б. М. Броуде // Строительная механика и расчет сооружений. - 1960. - № 5. - С. 6-11.
39. Броуде, Б. М. О линеаризации уравнений устойчивости равновесия внецентренно-сжатого стержня / Б. М. Броуде // Исследования по теории сооружений. - 1959. - Вып. 8. - С. 205-223.
40. Броуде, Б. М. Об устойчивости стержней, сжатых с двухосным эксцентриситетом / Б. М. Броуде // Расчет пространственных конструкций. - 1959. - Вып. 5. - С. 37-50.
41. Броуде, Б. М. Устойчивость пластинок в элементах стальных конструкций / Б. М. Броуде. – М. : Машстройиздат, 1949. – 380 с.
42. Ведяков, И. И. Несущая способность болтовых соединений легких конструкций из холодногнутых профилей малых толщин / И. И. Ведяков [и др.] // Промышленное и гражданское строительство. - 2010. - № 3 - С. 19-22.
43. Власов, В. З. Новый метод расчета призматических балок из тонкостенных профилей на совместное действие изгиба и кручения / В. З. Власов // Вестник ВИА РККА - 1936. - № 20. – С. 86-135.

44. Власов, В. З. Тонкостенные упругие стержни / В. З. Власов. – М. : Физматгиз, 1959. – 566 с.
45. Вольмир, А. С. Гибкие пластинки и оболочки / А. С. Вольмир - М: Государственное издательство технико-теоретической литературы, 1956. — 419 с.
46. Воробьев, Л. Н. Деформационный расчет и устойчивость тонкостенных стержней открытого профиля / Л. Н. Воробьев // Сборник научных трудов Новочеркасского политехнического института. - 1958. - Т. 69/93. - С. 3-48.
47. Воронцов, Г. В. Малые пространственные колебания, устойчивость и устойчивая прочность тонкостенных стержней открытого профиля / Г. В. Воронцов // Известия вузов. Строительство и архитектура. - 1965. - № 1. - С. 44-49.
48. Вязьменский, С. П. О граничных условиях в теории тонкостенных стержней / С. П. Вязьменский // Механика стержневых систем и сплошных сред. - 1969. - № 60. – С. 20-29.
49. Вязьменский, С. П. О пространственной деформации гибких тонкостенных стержней / С.П. Вязьменский // Строительная механика и расчет сооружений. – 1957. – Вып. 26. – С. 270-313.
50. Вязьменский, С. П. Приближенное решение задачи о расчете прямолинейных упругих стержней по деформированному состоянию / С. П. Вязьменский // Механика стержневых систем и сплошных сред. -1966. - № 49. - С. 268-285.
51. Галай, В. С. Устойчивость стальных центрально сжатых стержней в методиках СП 16.13330.2011 и EN 1993-1-1 / В. С. Галай // AlfaBuild. - 2019. - № 4 (11). – С. 82-89.
52. Геммерлинг, А. В. Расчет стержневых систем / А. В. Геммерлинг – М. : Стройиздат. - 1974. - 207 с.
53. Гольденвайзер, А. Л. О теории тонкостенных стержней / А. Л. Гольденвайзер // Прикладная математика и механика. - 1949. - Т. 13, Вып. 6. - С. 561-596.

54. Горев, В. В. Экспериментальное исследование работы несущих металлических конструкций на основе тонколистового проката / В. В. Горев // Металлические конструкции. Работы школы профессора Н. С. Стрелецкого. - М. : МГСУ, 1995. - С. 146-148.
55. ГОСТ 11701-84. Металлы. Методы испытаний на растяжение тонких листов и лент. – введ. с 31.03.1980 –М.: Изд-во стандартов, 1984. – 15 с.
56. ГОСТ 14918-20. Прокатлистовой горячеоцинкованный. Технические условия. – Взамен ГОСТ 14918-80; введ. с 01.12.2020. – М. : Стандартиформ, 2020. - 32 с. (Межгосударственный стандарт)
57. Губайдулин, Р. Г. Натурные испытания стропильной фермы из тонкостенных холодногнутых профилей / Р. Г. Губайдулин // Предотвращение аварий зданий и сооружений. - 2009. - С. 1-6.
58. Жмарин, Е. Н. Международная ассоциация легкого стального строительства / Е. Н. Жмарин // Строительство уникальных зданий и сооружений. - 2012. - №2. - С. 27-30.
59. Зарифьян, А. З. Деформационный расчет и определение несущей способности внецентренно сжатых тонкостенных стержней / А. З. Зарифьян, А. Н. Дудченко // Прочность, устойчивость и колебания инженерных конструкций. - 1974. - Т. 305. - С. 51–57.
60. Зарифьян, А. З. О влиянии остаточных напряжений на несущую способность двутавровых колонн / А. З. Зарифьян [и др.] // Деп. в ВНИИ информ. по строительству и архитектуре. - 1983. - № 4134. – С. 20.
61. Зарифьян, А. З. Предельные состояния тонкостенных элементов металлических конструкций / А. З. Зарифьян // Известия Северо-Кавказского научного центра высшей школы. - 1977. - № 3. - С. 91-95.
62. Зарифьян, А. З. Расчет по деформированной схеме и определение несущей способности тонкостенных стержней открытого профиля / А. З. Зарифьян // Прочность, устойчивость и колебания инженерных конструкций. - 1974. - Т. 305. - С. 35–42.

63. Зарифьян, А. З. Экспериментально-теоретическое исследование внецентренно сжатых колонн / А. З. Зарифьян, В. В. Артемов, А. Н. Дудченко // Известия ВУЗов. Строительство и архитектура. - 1974. - № 6. - С. 61-65.
64. Зверев, В. В. О технологичности стропильных ферм из холодногнутых оцинкованных профилей производства ООО «ЛАСАР» / В. В. Зверев [и др.] // Вестник центрального регионального отделения Российской академии архитектуры и строительных наук. – 2008. – С.194-199
65. Зверев, В. В. Редуцирование площади поперечного сечения тонкостенного стального профиля при центральной сжатии / В. В. Зверев [и др.] // Строительная механика и расчет сооружений. - 2015. - № 6 (263). - С. 24-28.
66. Зверев, В. В. Экспериментальные исследования рамных конструкций из холодногнутых профилей повышенной жесткости / В. В. Зверев [и др.] // Научный вестник Воронежского ГАСУ. Строительство и архитектура. - 2011. - №4 (24). - С. 20–24.
67. Ильюшин, А. А. Пластичность / А. А. Ильюшин. - М. : Гостехиздат, 1948. - 376 с.
68. Катранов, И. Г. Болты или самосверлящие винты в соединения ЛСТК / И. Г. Катранов // Монтажные и специальные работы строительстве. – 2011. - №5. - Р. 12-14.
69. Катранов, И. Г. Несущая способность винтовых и заклепочных соединений стальных тонкостенных конструкций : дис. ... канд. техн. наук : 05.23.01 / Иван Георгиевич Катранов ; МГСУ. – М., 2011. – 197 с.
70. Коломиец, В. П. Метод определения напряжений и деформаций в сечении балки при сложном нагружении с учетом действительной диаграммы s-ε / В. П. Коломиец // Авиационная техника. - 1966. - № 1. - С. 63-71.
71. Кузнецов, А. Ю. Прочность и пространственная устойчивость составных стержневых элементов конструкций из холодногнутых профилей : дис. ... к-та. тех. наук : 05.23.01 / А. Ю. Кузнецов ; СПбГАСУ. - СПб., 2013. – 141 с.

72. Лещенко, А. П. Экспериментальные исследования устойчивости тонкостенных стержней / А. П. Лещенко, С. И. Евтушенко, Е. Г. Текутов // Вестник ВолгГАСУ. Строительство и архитектура. - 2009. - № 16. - С. 24-27.
73. Михаськин, В. В. Влияние сварочных процессов на пространственную устойчивость усиливаемых под нагрузкой элементов стержневых конструкций : автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.23.01 / В. В. Михаськин ; СПбГАСУ - СПб., 2000. - 25 с.
74. Назмеева Т. В. Несущая способность сжатых стоек из стального холодногнутого просечного С-профиля. : автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.23.01 / Т. В. Назмеева ; СПбПУ. – СПб., 2017. – 25 с.
75. Назмеева, Т.В. Несущая способность сжатых стальных тонкостенных элементов сплошного и перфорированного сечения из холодногнутого С-профиля / Т. В. Назмеева // Инженерно-строительный журнал. - 2013. - № 5(40). - С. 44-51.
76. Пиковский, А. А. Статика стержневых систем со сжатыми элементами / А. А. Пиковский. – М. : Физматгиз, 1961. - 394 с.
77. Пичугин, С. Н. Прочность и устойчивость стержневых элементов конструкций из гнутосварных профилей : автореф. дис. ... канд. техн. наук / С. Н. Пичугин ; ЛИСИ. – Л., 1986. – 22 с.
78. Пяткин, П. А. Прочность и пространственная устойчивость усиленных под нагрузкой стержневых элементов конструкций открытого сечения : автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.23.01 / П. А. Пяткин ; СПбГАСУ. – СПб., 2000. – 24 с.
79. Расчет элементов из стальных холодноформованных профилей в соответствии с Еврокодом / Э. Уэй [и др.] ; - К. : УЦСС, - 2015. - 96 с.
80. Родиков, Н. Н. Устойчивость сжатых с двухосными эксцентриситетами стержневых элементов конструкций из открытых профилей : автореф. дис. ... канд. техн. наук : 05.23.01 / Н. Н. Родиков ; ЛИСИ. – Л., 1987. – 22 с.

81. Рыбаков, В. А. Применение полусдвиговой теории В.И. Сливкера для анализа напряжённо-деформированного состояния систем тонкостенных стержней: дисс. к-та тех. наук : 01.02.04 / В. А. Рыбаков ; СПбПУ - СПб., 2012. - 184 с.
82. Рябова, А. В. Элементы теории устойчивости : учеб. пособие / А. В. Рябова, В. Ю. Тертычный-Даури ; НИУ ИТМО. – СПб., 2015. - 208 с.
83. Семенов, А. С. Ферма из холодногнутых профилей повышенной жесткости с болтовыми соединениями : дис. ... канд. техн. наук : 05.23.01 / А. С. Семенов ; ЛГТУ. - Липецк, 2009. - 183 с.
84. Сердюков, В. И. Прочность и устойчивость элементов стальных конструкций из одиночных уголков: дис. ... канд. техн. наук : 05.23.01 / В. И. Сердюков - М., 1982. - 155 с.
85. Скрипникова, Р. А. Пространственное деформирование неупругого тонкостенного стержня, внецентренно сжатого с двухосным эксцентриситетом / Р. А. Скрипникова // Строительная механика и расчет сооружений. – 1974. – № 3. – С. 32-35.
86. Смирнов, М. О. Совершенствование методики определения редуцированных сечений стержней из холодногнутых профилей при однопараметрическом нагружении / М. О. Смирнов // Вестник гражданских инженеров. - 2020. - № 2 (79). - С. 60-67.
87. Смирнов, М. О. Совершенствование обратного численно-аналитического метода расчета ЛСТК на устойчивость при внецентренном сжатии / М. О. Смирнов // Вестник гражданских инженеров. - 2021. - № 1 (84) – С. 46-52.
88. СП 16.13330.2017 Стальные конструкции. – введ. с 28.08.2017 - М., 2017. - 139 с.
89. СП 260.1325800.2016 Конструкции стальные тонкостенные из холодногнутых оцинкованных профилей и гофрированных листов. - введ. с 04.06.2017. – М. : Госстрой России – 116 с.
90. СТО 86770581-1.04-2010. Профили гнутые из оцинкованной стали для строительства. Общие технические условия – 2010. – Тула, 46 с.

91. СТО АСЧМ 20-93. Прокат стальной сортовой фасонного профиля. Двутавры горячекатаные с параллельными гранями полок. Технические условия. – 2008. – Москва, 12 с.
92. Тимошенко, С. П. Устойчивость стержней, пластин и оболочек / С. П. Тимошенко - М. : Наука, 1971. - 808 с.
93. Тугаев, А. С. Устойчивость пластин и тонкостенных стержней : дис. ... к-та тех. наук : 01.02.03 / А. С. Тугаев ; ХНУГХ. - Х., 1984. - 151 с.
94. Туснин А. Р. Численный расчет конструкций из тонкостенных стержней открытого профиля / А. Р. Туснин - М. : АСВ, 2009. - 143 с.
95. Туснин, А. Р. Конечный элемент для численного расчета конструкций из тонкостенных стержней открытого профиля / А. Р. Туснин // Металлические конструкции. - 2009. - Т. 15, № 1. - С. 73-78.
96. Туснин, А. Р. Применение тонкостенного конечного элемента при расчёте прогона открытого профиля / А. Р. Туснин // Научно-технический вестник Поволжья. - 2012. - № 6. - С. 405-408.
97. Уманский, А. А. Кручение и изгиб тонкостенных авиаконструкций / А. А. Уманский. – М. ; Л. : Оборонгиз, 1939. – 109 с.
98. Филимонов, С. В. Метод, расчеты и технология интенсивного деформирования в роликах гнутых профилей типовой номенклатуры / С. В. Филимонов, В. И. Филимонов. – Ульяновск : УлГТУ «Венец», 2004. – 246 с.
99. Alhaddad, W. Manufacturing, Applications, Analysis and Design of Cold-Formed Steel in Engineering Structures: A Review / W. Alhaddad, Y. Halabi // The 2nd National Conference on Cold-formed Steel Structures. - 2019. - P. 1-16.
100. Hancock, G. J. Light gauge construction / G. J. Hancock // Progress in Structural Engineering and Materials. – 1997. – V. 1. – №. 1. – P. 25-30.
101. AISI S100–2016. North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members. - Washington: American Iron and Steel Institute, 2016. - 198 p.

102. AISI-S200-12. North American Standard for Cold-Formed Steel Framing. - Washington (DC, USA): American Iron and Steel Institute. – 2012.
103. American Iron and Steel Institute. Committee on Specifications for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members. Direct strength method (DSM) design guide. – American Iron and Steel Institute, 2006. – P. 171.
104. AS/NZS 4600:2005. Australian/New Zealand Standard. Cold-formed steel structures. – Sydney/Wellington : Standards Australia/Standards New Zealand, 2005. – 111 p.
105. Bijlaard, P. P. Interaction of Column and Local Buckling / P. P. Bijlaard, G. P. Fisher // NACA TN. – 1952. – N. 2640.
106. Bulson, P. S. The stability of flat plates / P. S. Bulson // Chatto and Windus Ltd. – 1970.
107. Chilver A. H. The behaviour of thin-walled structural members in compression / A. H. Chilver // Engineering. – 1951. – V. 172. – №. 4466. – P. 281-282.
108. Chilver, A. H. The stability and strength of thin-walled steel struts / A. H. Chilver // The engineer. – 1953. – V. 196. – №. 5089. – P. 180-183.
109. Desmond, T. P. The behavior and strength of thin-walled compression elements with longitudinal stiffness [Ph. D. Thesis]. / T. P. Desmond // Cornell University. – 1977.
110. DeWolf, J. T. Local and overall buckling of cold-formed members / J. T. DeWolf, T. Peokoz, G. Winter // Journal of the structural Division. – 1974. – V. 100. – №. 10. – P. 2017-2036.
111. Dubina, D. Design of cold-formed steel structures. / D. Dubina [and ect] // European Convention for Constructional Steelwork. - 2012. - P. 13-15.
112. Dubina, D. Effect of imperfections on numerical simulation of instability behaviour of cold-formed steel members / D. Dubina, V. Ungureanu // Thin-walled structures. – 2002. – V. 40. – №. 3. – P. 239-262.
113. Dubina, D. Elastic-plastic interactive buckling of thin-walled steel compression members / D. Dubina, V. Ungureanu // Sixteenth International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures. – 2002. - P. 324-339.

114. Dubina, D. Plastic strength of thin-walled members / D. Dubina, V. Ungureanu // Fifteenth International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures St. Louis. - 2000. - P. 223-237.
115. Dwight, J. B. Aluminum sections with lipped flanges and their resistance to local buckling / J. B. Dwight // Proceedings. – 1963.
116. EN 1993-1-1:2005 Eurocode 3: Design of steel structures – Part 1-1: General rules and rules for buildings.
117. EN 1993-1-3:2006 Eurocode 3: Design steel structures – Part 1-3: General rules – Supplementary rules for cold-formed members and sheeting.
118. EN 1993-1-5:2006 Eurocode 3: Design of steel structures – Part 1-5: Plated structural elements.
119. EN10147:2000. Continuously hot-dip zinc coated structural steel strip and sheet. - Technical delivery conditions.
120. Fan, S. C. Static Analysis of Right Box Girder Bridges by the Spline Finite Strip Method / S. C. Fan, Y. K. Cheung // Proceedings of the Institution of Civil Engineers. – 1983. – V. 75. – №. 2. – P. 311-323.
121. Hancock, G. J. Cold-formed steel structures / G. J. Hancock // Journal of constructional steel research. – 2003. – V. 59. – №. 4. – P. 473-487.
122. Harvey, J. M. Structural strength of thin-walled channel sections / J. M. Harvey // Engineering. – 1953. – V. 175. – P. 291-293.
123. Heinisuo, M. Design of cold-formed members following new EN 1993-1-3 / M. Heinisuo, J. Kukkonen // Tampere University of Technology, Research Report – 2005.
124. JGJ227-2011. Technical Specification for Low-rise Cold-formed Thin-Walled Steel Buildings. Beijing, China: Ministry of Housing and Urban-Rural Construction of China. - 2011.
125. Karman, T. von. Fiestighetsproblem im Maschinenbau / T. von. Karman // Encyclopaedie der Mathematischen Wissenschaften. - 1910.

126. Karman, T. von. The Strength of Thin Plates in Compression / T. von. Karman, E. E. Sechler, L. H. Donnell // Transactions, Applied Mechanics Division. - 1932. – P. 53–57.
127. Karren, K. W. Effects of cold-forming on light-gage steel members / K. W. Karren, G. Winter // Journal of the Structural Division. – 1967. – V. 93. – №. 1. – P. 433–469.
128. Koiter, W. T. Introduction to the post-buckling behaviour of flat plates / W. T. Koiter // Memoires in-8 de la Societe Royale des Sciences de Liege, 5ieme serie. – 1963. – V. 8. – P. 11-35.
129. Lau S. C. W. Strength tests and design methods for cold-formed channel columns undergoing distortional buckling / S. C. W. Lau, G. J. Hancock // The University of Sydney, Research Report R59. – 1988. – P. 95.
130. Lau, S. C. W. Distortional buckling formulas for channel columns / S. C. W. Lau, G. J. Hancock // Journal of Structural Engineering. – 1987. – V. 113. – №. 5. – P. 1063-1078.
131. Lau, S. C. W. Inelastic buckling of channel columns in the distortional mode / S. C. W. Lau, G. J. Hancock // Thin-Walled Structures. – 1990. – V. 10. – №. 1. – P. 59-84.
132. Lawan, M. M. Structural performance of cold-formed steel section in composite structures: A review / M. M. Lawan, M. M. Tahir, S. P. Ngian, A. Sulaiman // Jurnal Teknologi. – 2015. – V. 74. – №. 4. - P. 165–175.
133. Lawson, R. M. Developments of cold-formed steel sections in composite applications for residential buildings / R. M. Lawson, R. G. Ogden, R. Pedreschi // Advances in structural engineering. – 2008. – V. 11. – №. 6. – P. 651-660.
134. Li, Z. Buckling analysis of cold-formed steel members with general boundary conditions using CUFSM conventional and constrained finite strip methods / B. W. Schafer, Z. Li // Twentieth International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures Saint Louis. – 2010.

135. Li, Y. Experimental investigation on ultimate capacity of eccentrically-compressed cold-formed beam-columns with lipped channel sections. / Y. Li, Y. Li , Y. Song // Twenty-Second International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures St. Louis. – 2014. - P. 393-405.
136. Li, Zh. Finite strip stability solutions for general boundary conditions and the extension of the constrained finite strip method / Zh. Li [and ect] // Department of Civil Engineering, Johns Hopkins University. – 2016. – P.1-24.
137. Makelainen, P. Advanced method for lightweight steel joining / P. Makelainen, J. Kesti // Journal of constructional steel research. – 1999. – V. 49. – №. 2. – P. 107-116.
138. Marguerre, K. Zur theorie der gekrümmten platte grosser formänderung / K. Marguerre // Proceedings of the 5th international congress for applied mechanics. – 1938. – P. 93-101.
139. Moldovan, A. Compression tests on cold-formed steel columns with monosymmetrical section / A. Moldovan // Thin-walled structures. - 1994. - V. 20. - №. 1-4. - P. 241-252.
140. Nowak, M. Trends in Cold-Formed Steel / M. Nowak, W. L. Schoemaker // Structure magazine. – 2012. – P. 49.
141. Peköz, T. Development of a Unified Approach to the Design of Cold-Formed Steel Members / T. Peköz // American Iron and Steel Institute Research Report. - 1987. - P. 77-84.
142. Peköz, T. Post buckling interaction of plate elements / T. Peköz // Progress report to Swedish Building Research Council, Department of Structural Engineering, Cornell University, Ithaca, NY, USA. – 1977.
143. Pfluger A. Thin-walled compression members / A. Pfluger // Technische Hochschule. – Hannover, 1961.
144. Predeschi, R.F. Advance Connection Techniques for Cold-Formed Steel Structures / R. F. Predeschi, D. P. Sinha, R. Davies // Journal of Structural Engineering. - 1997. - P. 138-144.

145. Rhodes, J. Interaction behaviour of plain channel columns under concentric or eccentric loading / J. Rhodes, J. M. Harvey // Proc., 2nd International Colloquium on the Stability of S teel Structures, Liege. – 1977. – P. 439-444.
146. Rondal, J. Cold formed steel members and structures: general report / J. Rondal // Journal of constructional steel research. – 2000. – V. 55. – №. 1-3. – P. 155-158.
147. Salmi, P. Design of cold-formed HSS channels for bending and eccentric compression: Bending about the axis of symmetry / P . Salmi, A. Talja // VTT Technical Research Centre of Finland, 1993. - 82 p.
148. Schafer, B. W. Buckling analysis of cold-formed steel members using CUFSM: conventional and constrained finite strip methods / B. W. Schafer, S. Ádány // Eighteenth International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, Orlando, FL. – 2006.
149. Schafer, B. W. Cold-formed steel structures around the world: A review of recent advances in applications, analysis and design / B. W. Schafer // Steel Construction. – 2011. – V. 4. – №. 3. – P. 1-9.
150. Schafer, B. W. Computational modeling of cold-formed steel: characterizing geometric imperfections and residual stresses / B. W. Schafer, T. Peköz // Journal of constructional steel research. – 1998. – V. 47. – №. 3. – P. 193-210.
151. Schafer, B. W. Designing Cold-Formed Steel Using the Direct Strength Method. / B. W. Schafer // 18th International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures. – 2006.
152. Schafer, B. W. Local, distortional, and Euler buckling of thin-walled columns / B. W. Schafer // Journal of structural engineering. – 2002. – V. 128. – №. 3. – C. 289-299.
153. Scidenfaden, J. Interaction in the Post-Buckled Range for the Channel Section Z / J. Scidenfaden // Flugwiss, 1954. - V. 2. - P. 169.
154. Shafer, B. W. Designing Cold-Formed Steel Using the Direct Strength Method / B. W. Shafer // 18th International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures. - 2006. - P. 475-489.

155. Sharp, M. L. Longitudinal stiffeners for compression members / M. L. Sharp // Journal of the Structural Division. – 1966. – V. 92. – №. 5. – P. 187-211.
156. Stowel, E., Heimer G., Libove C., Lundqwist E., Proc. Am. Soc. Civ. Engts., 77, separate, №77, 1951.
157. Stowell, E. Z. Compressive strength of flanges / E. Z. Stowell // National Advisory Committee for Aeronautics, 1950. – V. 1029.
158. Talja A. Design of the buckling resistance of compressed HSS channels. / A. Talja // VTT Technical Research Centre of Finland, 1990. - 108 p.
159. Talja, A. Design of cold-formed HSS channels for bending and eccentric compression: Bending in the plane of symmetry // A. Talja / Recon Technical Report N. – 1992. – V. 94. – 82 p.
160. Timoshenko, S. P. Theory of elastic stability. Second edition. / S. P. Timoshenko, J. M. Gere // McGraw-Hill book company. – 1960.
161. Torabian, S. Experimental study and modeling of cold-formed steel lipped channel stub beam-columns / S. Torabian, B. Zheng, B.W. Schafer // Proceedings of the Annual Stability Conference Structural Stability Research Council Toronto. - 2014. - P. 2-22.
162. Torabian, S. Experiments on cold-formed steel Zee-shaped stub beam-columns / S. Torabian, D.C. Fratamico, B.W. Schafer // Proceedings of the Annual Stability Conference Structural Stability Research Council Nashville. - 2014. - P. 2-18.
163. Wang C. Experimental and numerical investigation of perforated cold-formed steel built-up I-section columns with web stiffeners and complex edge stiffeners / C. Wang, Q. Guo, Z. Zhang, Y. Guo // Advances in Structural Engineering. – 2019. - V. 22(10) - P. 2205–2221.
164. Weng, C. C. Compression tests of cold-formed steel columns / C. C. Weng, T. Pekoz // Ninth International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures St. Louis. – 1988. - P. 1-25.
165. Winter, G. Strength of thin steel compression flanges / G. Winter // Transactions of the American Society of Civil Engineers. - 1947. - T. 112. - №. 1. - P. 527-554.

166. Winter, G. Thin walled structures-theoretical solutions and test results / G. Winter // Eighth Congress, IABSE. - 1968. - T. 101. - P. 101-112.
167. Yang, D. Compression tests of high strength steel channel columns with interaction between local and distortional buckling / D. Yang [and ect] // Journal of Structural Engineering. - 2004. - V. 130, №. 12. - P. 1954-1963.
168. Young B., Hancock G. J. Compression tests of channels with inclined simple edge stiffeners / B. Young, G. J. Hancock // Journal of Structural Engineering. – 2003. – V. 129. – №. 10. – P. 1403-1411.
169. Young, B. Tests of Cold-formed Channel Columns / B. Young, K. Rasmussen // Fourteenth International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures. St. Louis. – 1998. - P. 239-264.
170. Young, B. Tests of fixed-ended plain channel columns / B. Young, K. J. R. Rasmussen // Journal of Structural Engineering. – 1998. – V. 124. – №. 2. – P. 131-139.
171. Yu, W. K. Analysis of bolted moment connections in cold-formed steel beam–column sub-frames / W. K. Yu, K. F. Chung, M. F. Wong // Journal of constructional steel research. – 2005. – V. 61. – №. 9. – P. 1332-1352.

ПРИЛОЖЕНИЕ 1

Внедрение результатов диссертационной работы.



ЦНИИ
Проект
СтальКонструкция

Российская Федерация
119607, г. Москва,
Мичуринский пр-т, д. 37

«01» июня 2021 г.

Телефон: +7 (495) 932-70-11
Факс: +7 (495) 932-70-11
E-mail: cnipsk.info@gmail.com
www.cnipsk.com

СПРАВКА

о внедрении результатов диссертационной работы аспиранта Санкт-Петербургского государственного архитектурно-строительного университета Смирнова Максима Олеговича «Прочность и устойчивость стержневых элементов конструкций из холодногнутох профилей с фактически редуцированным сечением»

Настоящей справкой подтверждаем, что результаты диссертации «Прочность и устойчивость стержневых элементов конструкций из холодногнутох профилей с фактически редуцированным сечением» Смирнова Максима Олеговича используются специалистами ООО «ЦНИИ ПроектСтальКонструкция» в практической работе при проектировании объектов с использованием каркасов легких стальных тонкостенных конструкций (ЛСТК).

Разработанная в диссертации инженерная методика расчета ЛСТК позволила значительно упростить проверку прочности и устойчивости стержневых элементов без использования расчетных комплексов и сложных конечно-элементных моделей. Результаты исследования позволяют подбирать рациональные формы сечения, что на практике реализуется в снижении расхода стали на несущие конструкции из холодногнутох профилей.

Исполнительный директор, к.т.н.  Давыдов С.А.

Главный инженер проекта отдела ЛСТК  Каменщиков Н.И.