

ФЕДЕРАЛЬНОЕ ГОСУДАРСТВЕННОЕ БЮДЖЕТНОЕ ОБРАЗОВАТЕЛЬНОЕ
УЧРЕЖДЕНИЕ ВЫСШЕГО ОБРАЗОВАНИЯ "ПЕРМСКИЙ НАЦИОНАЛЬНЫЙ
ИССЛЕДОВАТЕЛЬСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ"

На правах рукописи

УДК 691.7

Косых Павел Андреевич

**РАЗВИТИЕ МЕТОДИКИ РАСЧЕТА ЛЕГКИХ СТАЛЬНЫХ
ТОНКОСТЕННЫХ ПРОФИЛЕЙ С ПРОИЗВОЛЬНОЙ ФОРМОЙ
ПЕРФОРАЦИИ НА ОСЕВОЕ СЖАТИЕ**

Специальность 05.23.01 —
«Строительные конструкции, здания и сооружения»

Диссертация на соискание ученой степени
кандидата технических наук

Научный руководитель:
доктор технических наук, профессор
Кашеварова Г. Г.

Пермь — 2018

Оглавление

Введение	5
Глава 1. Анализ путей повышения эксплуатационных качеств несущих и ограждающих конструкций на основе легких стальных тонкостенных профилей	11
1.1 Анализ развития конструктивных форм легких стальных тонкостенных профилей	11
1.2 Решение проблемы устойчивости легких стальных тонкостенных конструкций	15
1.2.1 Проблема местной потери устойчивости	15
1.2.2 Оценка влияния местной потери устойчивости	17
1.2.3 Проблема общей потери устойчивости	22
1.2.4 Послекритическое взаимодействие местной и общей форм потери устойчивости	27
1.3 Выводы по главе.....	30
Глава 2. Исследование устойчивости сплошного С-образного профиля ..	32
2.1 Численное решение краевой задачи устойчивости сплошного С-образного профиля	32
2.1.1 Общие положения создания конечно-элементной модели	33
2.1.2 Исследование зависимости предельной несущей способности от вида и размера конечного элемента	37
2.1.3 Анализ влияния начальных геометрических несовершенств на предельную несущую способность сплошного С-образного профиля	40
2.1.4 Сравнение результатов инженерного расчета и компьютерного моделирования.....	48
2.2 Решение задачи устойчивости сплошного С-образного профиля на основе натурного эксперимента	51
2.2.1 Методика испытаний и образцы исследования	51

2.2.2 Обработка и анализ результатов экспериментальных исследований	58
2.2.3 Численное моделирование напряженно-деформированного состояния испытываемых образцов	59
2.2.4 Сравнительный анализ результатов натурного и численного экспериментов	63
2.3 Выводы по главе.....	64
Глава 3. Разработка методики расчета устойчивости профилей со сложной перфорацией	66
3.1 Основные этапы разработки	66
3.2 Определение целевых значений несущей способности.....	68
3.3 Анализ влияния сложной перфорации на жесткостные характеристики легких стальных тонкостенных профилей	71
3.4 Исследование закритической работы стенки со сложной перфорацией	78
3.5 Исследование закритической работы полки с несколькими дополнительными элементами жёсткости.....	87
3.6 Подбор оптимальной кривой критических напряжений	97
3.7 Анализ влияния сложной перфорации на предельную несущую способность тонкостенного профиля.....	101
3.8 Исследование влияния формы выреза на несущую способность	104
3.9 Выводы по главе.....	105
Глава 4. Экспериментальное исследование работы легких стальных тонкостенных профилей со сложной перфорацией.....	108
4.1 Экспериментальные исследования с замером величины начальных геометрических несовершенств	108
4.1.1 Методика испытаний и образцы исследования	108
4.1.2 Обработка и анализ результатов экспериментальных исследований	111

4.1.3 Численное моделирование напряженно-деформированного состояния испытываемых образцов	113
4.1.4 Сравнительный анализ результатов натурного и численного экспериментов	115
4.2 Экспериментальные исследования с отсутствием замера величины начальных геометрических несовершенств	118
4.2.1 Методика испытаний и образцы исследования	118
4.2.2 Численное моделирование напряженно-деформированного состояния испытываемых образцов	124
4.2.3 Сравнительный анализ результатов натурного и численного экспериментов	129
4.3 Выводы по главе.....	134
Основные результаты и выводы	136
Список литературы.....	138
Приложение А	147
Приложение Б	168

Введение

Актуальность темы исследования. В настоящее время весьма эффективной технологией строительства быстровозводимых сооружений является каркасная система на основе легких стальных тонкостенных конструкций (ЛСТК). Данная технология успешно применяется в малоэтажном жилищном, а также промышленном строительстве. Подобные конструкции могут быть использованы как экономичный вариант реализации национальной программы «Доступное и комфортное жилье», что, несомненно, значимо для экономики страны в целом.

Суть данной технологии заключается в использовании легких стальных тонкостенных оцинкованных перфорированных и неперфорированных профилей, которые образуют металлический каркас здания. Малый удельный вес конструкций ($25\text{--}50 \text{ кг/м}^2$ для несущего металлического каркаса) делает возможным существенно экономить на строительных материалах и фундаменте, позволяет применять ЛСТК при реконструкции существующих зданий, осуществлять каркасное строительство в условиях тесной городской застройки без применения дорогостоящей грузоподъемной и транспортной техники.

Основой конструктивной системы зданий из ЛСТК является несущий каркас из гнутых профилей П-образного и С-образного сплошного сечения с толщиной до 2.5 мм, а также перфорированных профилей нестандартной конфигурации. Действующий свод правил, а также признанные и авторитетные документы (Североамериканский стандарт, нормы Еврокод и национальный стандарт Австралии) рассматривают конфигурации профилей со сплошной или мелкоперфорированной стенкой, оставляя без внимания профили сложной конфигурации с наличием частых, а также значительных по размерам усиленных вырезов на стенке.

Ввиду очевидного экономического эффекта, строительство из ЛСТК в России уже чётко заняло свою нишу в области быстрого возведения зданий и сооружений. Но тонкостенные профили подвержены влиянию местной потери устойчивости, значительно снижающей несущую способность конструкции в целом. Кроме того,

стальные элементы являются мостиками холода, снижая теплофизические показатели ограждающих конструкций. С целью преодоления этих негативных особенностей создаются специальные перфорированные профили нестандартной геометрии, главным отличием которых является наличие «усиленных» вырезов на стенке профиля. Но отсутствуют корректные методики их расчета, нет нормативной документации. Поэтому развитие теоретических положений расчета, обоснование конструктивных решений таких профилей, менее подверженных местной потере устойчивости и неблагоприятному влиянию высокой теплопроводности стали, является актуальным.

Степень разработанности темы. Исследованию устойчивости конструкций посвятили свои работы многие отечественные и зарубежные ученые: А. В. Александров, Н. А. Алфутов, А. С. Вольмир, С. П. Тимошенко, В. В. Болотин, А. А. Уманский, С. Б. Косицын, Л. С. Ляхович, А. В. Перельмутер, В. И. Сливкер, Warner T. Koiter и др. Большой вклад в разработку теории устойчивости тонкостенных стержней внес профессор В. З. Власов, который, введя ряд принципиально новых понятий, построил завершенную теорию изгибно-крутильных деформаций. Изучением и разработкой новых конструктивных решений несущих элементов каркасных зданий из тонкостенных профилей занимались и занимаются Г. И. Белый, И. И. Ведяков, В. В. Зверев, Л. В. Енджиевский, И. И. Крылов, В. В. Катюшин, В. В. Лалин, В. А. Рыбаков, А. Р. Туснин, О. А. Туснина, Э. Л. Айрумян, И. В. Астахов, В. Schafer, С. D. Moen и др. Исследования несущей способности профилей с непостоянной по длине формой поперечного сечения, обусловленной наличием перфорации или отверстий, представлены в работах Ватина Н. И., Гордеевой А. О., Назмеевой Т. В., Недвиги П. Н., Синельникова А. С., J. Kesti, P. Salmi, N. E. Shanmugam, M. Dhanalakshmi, Andrei Crisan и др.

Одним из основных направлений в данной области является исследование местной потери устойчивости стенки, которое представлено в работах Р. Б. Митчина, А. И. Притыкина, В. М. Добрачева, А. А. Ильиной, Е. В. Литвинова, и др. Но исследования в данном направлении ограничиваются определением форм

потери устойчивости и соответствующих им критических сил — закритическое поведение не рассматривается, так как местная потеря устойчивости считается предельным состоянием. Специфика ЛСТК допускает работу при нагрузках, превышающих критическую силу местной потери устойчивости, что влияет на предельную несущую способность.

Анализ теоретических и экспериментальных исследований, а также технической документации по вопросам расчета тонкостенных профилей со сложной перфорацией, выявил ряд проблемных вопросов. Во-первых, за «эффективную» площадь принимается наименьшая площадь поперечного сечения, в которую также включаются дополнительные элементы, обрамляющие отверстия. При этом считается, что полка и стенки полностью эффективны. Во-вторых, в расчетах используются характеристики поперечного сечения, не учитывающие их переменность по длине профиля. Методики расчета устойчивости тонкостенных металлических профилей нестандартной геометрии разработаны недостаточно. Эти задачи решаются в данной диссертационной работе.

Цель диссертационной работы состоит в разработке моделей и развитии методики расчета по предельным усилиям легкого стального профиля с нестандартной перфорацией и начальными геометрическими несовершенствами при осевом сжатии, используя современные компьютерные технологии и физический эксперимент.

Задачи диссертационной работы:

1. Проанализировать актуальные научные данные по задачам устойчивости легких стальных тонкостенных профилей со сложной перфорацией;
2. Провести лабораторные, также численные эксперименты по исследованию легких стальных тонкостенных профилей со сложной конфигурацией, используя физически/геометрически нелинейную постановку задачи, а также явное внесение начальных геометрических несовершенств;
3. Выявить зависимость критических напряжений от формы поперечного сечения профиля с нестандартной перфорацией;

4. Выявить влияние геометрических размеров, формы начальных геометрических несовершенств, формы вырезов на предельную несущую способность;
5. Разработать основные положения, регламентирующие создание конечно-элементных моделей *сплошных* тонкостенных профилей, результаты которых хорошо бы согласовывались с нормативными документами и с натурными экспериментами;
6. Разработать методику расчета несущей способности профиля сложной геометрии (на примере тонкостенного профиля типа «АТЛАНТ») с нестандартной перфорацией;
7. Разработать методику учета геометрических характеристик тонкостенных профилей с нестандартной перфорацией, имеющих непостоянную форму сечения по длине при построении механических условий прочности;

Научная новизна заключается в том, что:

— установлена зависимость несущей способности тонкостенных профилей с нестандартной перфорацией при осевом сжатии от размерных параметров, конфигурации вырезов и формы начальных геометрических несовершенств, что позволяет более точно предсказать предельно допустимую нагрузку;

— построен алгоритм определения «эквивалентных» геометрических характеристик профиля разных типоразмеров с непостоянной по длине формой поперечного сечения для вычисления критической силы потери устойчивости перфорированных профилей;

— разработан алгоритм определения «эффективных» характеристик тонкостенных профилей со сложной перфорацией, обеспечивающий возможность учета сложных форм местной потери устойчивости;

— получены аналитические зависимости, позволяющие выполнять расчет несущей способности перфорированных профилей сложной геометрии;

Теоретическая и практическая значимость работы:

- методика расчета предельной несущей способности легких стальных тонкостенных профилей с нестандартной перфорацией на осевое сжатие вносит вклад в развитие теории расчета тонкостенных конструкций;
- предложен алгоритм оценки прочностных характеристик конструкций для определения оптимальных параметров тонкостенных профилей сложной конфигурации;
- установлено влияние начальных геометрических несовершенств на предельную несущую способность легких стальных тонкостенных профилей;
- осуществлена проверка разработанной методики в конкретных и реальных условиях с подтверждающей документацией (акт о внедрении в ООО «АТЛАНТ» от 25 октября 2017 г);

Методология и методы исследования. Данная работа явилась результатом использования численных, экспериментальных, вероятностных и эмпирических методов исследования. Широко применялся метод математического моделирования, заключающийся в построении моделей и исследовании свойств рассматриваемого объекта.

На защиту выносятся:

- принципы создания конечно-элементных моделей, корректно описывающих поведение тонкостенных сплошных профилей и с перфорацией (на примере профиля «АТЛАНТ»);
- результаты компьютерного моделирования и расчетов на общую и местную устойчивость тонкостенных профилей с перфорацией;
- результаты экспериментальных исследований тонкостенных профилей на устойчивость и сравнение с результатами численного моделирования;
- методика расчета несущей способности тонкостенных профилей с перфорацией;
- результаты влияния размеров поперечного сечения, величины и вида конечного элемента, распределения начальных геометрических несовершенств на предельную несущую способность легких стальных тонкостенных профилей;

Достоверность полученных результатов обеспечивается корректным использованием научных положений в области механики деформируемого твердого тела и строительной механики; теории расчета тонкостенных металлических конструкций; современных методов проведения экспериментальных исследований; использованием верифицированного расчетного конечно-элементного комплекса ANSYS; проверкой теоретических положений экспериментальными исследованиями, тождественностью с результатами, полученными в экспериментах.

Апробация работы. Основные положения и результаты работы обсуждались на: III Международной научной конференции «Задачи и методы компьютерного моделирования конструкций и сооружений» («Золотовские чтения») (МГСУ, Москва, 2014); V Международном симпозиуме «Актуальные проблемы компьютерного моделирования конструкций и сооружений» (Иркутск, 2014); VII Всероссийской молодежной конференции студентов, аспирантов и молодых ученых «Современные технологии в строительстве. Теория и практика» (ПНИПУ, Пермь, 2015), Всероссийской научной конференции «Проблемы деформирования и разрушения материалов и конструкций» (ПНИПУ, Пермь, 2015), VIII Всероссийской молодежной конференции аспирантов, молодых ученых и студентов «Современные технологии в строительстве. Теория и практика», (ПНИПУ, 2016, 2017), Межвузовском научном семинаре «Геометрия и расчет тонких оболочек неканонической формы» (РУДН, 2017), VII Международная научная конференция «Задачи и методы компьютерного моделирования конструкций и сооружений» («Золотовские чтения», 2018).

Публикации. По исследуемой теме опубликовано 8 работ, в том числе 4 из них в научных журналах, входящих в «Перечень рецензируемых научных изданий» ВАК.

Структура и состав диссертации. Диссертация состоит из введения, четырех глав, основных результатов и выводов, списка литературы (89 наименований) и содержит 171 страницу машинописного текста, 102 рисунка и 37 таблиц, два приложения.

Глава 1. Анализ путей повышения эксплуатационных качеств несущих и ограждающих конструкций на основе легких стальных тонкостенных профилей

1.1 Анализ развития конструктивных форм легких стальных тонкостенных профилей

Легкие стальные тонкостенные профили — элементы, полученные в результате холодного формования рулонной, стали. Широкое применение такие элементы нашли в автомобиле-, авиастроении, в сфере производства товаров хозяйственного назначения, а также во многих других отраслях промышленности, в том числе и в строительстве [7, 8, 9, 17, 20, 21, 23, 45, 74]. Применение тонкостенных профилей в строительной сфере затрагивает малоэтажные жилые, гражданские и универсальные производственные здания. Нередко технология применяется в составе традиционных строительных систем, например, для устройства покрытий, надстройки мансардных этажей существующих и новых строений (рисунок 1.1).



Рисунок 1.1 — Область применения технологии ЛСТК

Основой технологии ЛСТК является несущий каркас с применением тонкостенных (толщина металла 0.5–4 мм) профилей С-, П-, Z-образного сечения.

Профили используются либо в качестве колонн, работающих на осевое сжатие, либо балок, работающих на изгиб. В силу незначительного радиуса инерции ($i \approx 17 \text{ мм}$), даже при небольшой расчетной длине $l = 1000 \text{ мм}$, гибкость профиля составляет $\lambda = l/i = 1000/17 = 58.9$, что определяет необходимость расчета их на устойчивость [1, 3, 4, 6].

Благодаря незначительной толщине металла, погонный вес элементов составляет в среднем не более 10 кг/м.п., что является решающим фактором, определяющим основные достоинства, присущие технологии в целом [42]: *легкость, высокая технологичность производства и монтажа, эксплуатационные показатели стали.*

Наряду с достоинствами сплошные тонкостенные элементы имеют ряд недостатков:

— **Влияние местной потери устойчивости.** В силу незначительной толщины профиля по сравнению с характерными размерами поперечного сечения, С-образный профиль подвержен влиянию местной потери устойчивости, появление которой, в свою очередь, не определяет момент исчерпания несущей способности элемента, но значительно ее снижает.

— **Теплофизические свойства.** Ограждающая конструкция в традиционном варианте состоит из несущих холодноформованных профилей, расположенных с шагом 600 мм, пространство между которыми заполнено эффективным утеплителем (рисунок 1.2). В силу относительно высокой теплопроводности стали $\lambda_m = 58 \text{ Вт/м}^\circ\text{С}$, металлический профиль служит мостиком холода и существенно снижает теплосопrotивление ограждающей конструкции, а также температуру на ее внутренней поверхности.

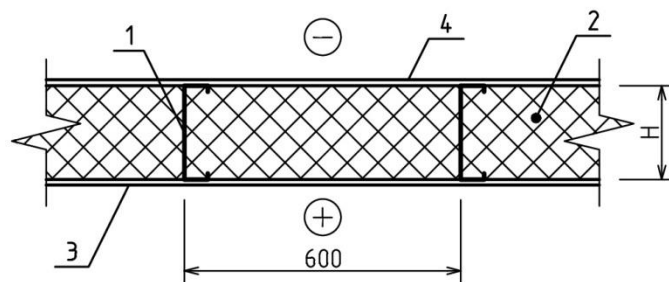


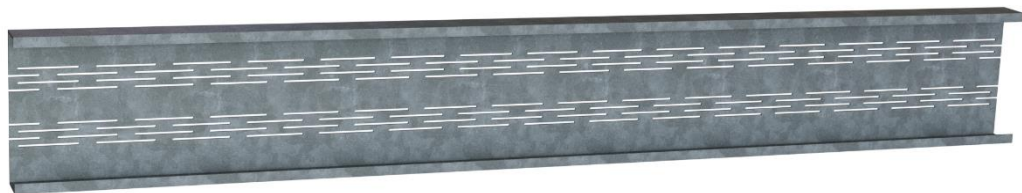
Рисунок 1.2 — Профиль стены: 1) несущий профиль; 2) эффективный утеплитель; 3) внутренняя обшивка; 4) внешняя обшивка

Также следует отметить, что широко распространенное использование минераловатных утеплителей с высоким паропроницанием зачастую приводит к тому, что водяные пары доходят до плоскости конденсации, снижая эксплуатационные показатели ограждающей конструкции.

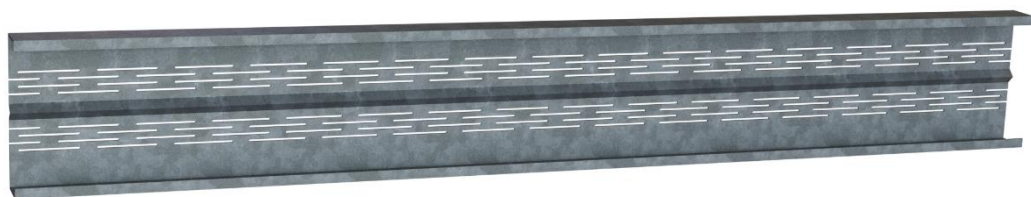
Эти недостатки являются серьезными препятствиями для успешного внедрения перспективной строительной технологии. С целью их преодоления создаются разнообразные конструктивные решения профилей, самым распространённым из которых является создание мелкой перфорации или сопоставимых с размером стенки профиля отверстий (рисунок 1.3). В поперечном сечении данные профили представляют собой традиционный С-образный профиль. До процесса холодного профилирования на заготовке при помощи штампа создаются отверстия/перфорация, благодаря чему улучшаются теплофизические показатели ограждающих конструкций. Вырезы на стенке призваны снизить плотность теплового потока, проходящего через стенку профиля, что положительно сказывается на теплосоппротивлении ограждающей конструкции, и повышает температуру на ее внутренней поверхности. В итоге, можно добиться положительного экономического эффекта, сократив расходы на теплозащитные мероприятия. К сожалению, отверстия снижают жёсткость стенки. Поэтому ряд профилей имеет дополнительные элементы жесткости, способствующие снижению гибкости стенки: окаймляющие загибы вокруг основных отверстий и продольные «канавки». Это позволяет повысить критическую нагрузку местной потери устойчивости и несущую способность профилей по сравнению со сплошными профилями. Т.е. их использование приводит к снижению расхода стали и стоимости строительства в целом.



а)



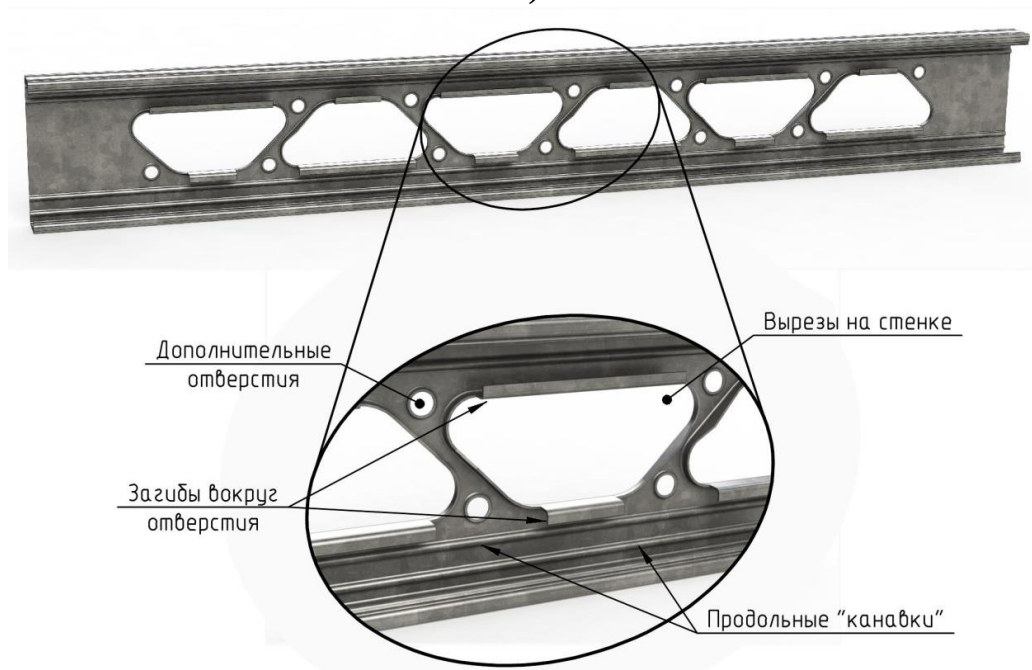
б)



в)



г)



д)

Рисунок 1.3 — Конструктивные решения профилей: а) сплошной; б) перфорированный [10, 18, 22, 24, 26, 27, 33, 34, 41, 46, 66, 76 78, 81, 84]; в) перфорированный с элементами жесткости; в) с отверстиями [79, 83]; г) с отверстиями и элементами жесткости (профили марки «АТЛАНТ» [50])

1.2 Решение проблемы устойчивости легких стальных тонкостенных конструкций

1.2.1 Проблема местной потери устойчивости

Исследованием местной потери устойчивости занимались Тимошенко и Гудьер [48-49], F. Bleich [63], Bulson и Allen [59, 65], Косицын С.Б., Мануйлов Г. А. [28, 30, 31], Вольмир А. С. [16], Литвинов Е. В. [29], Копытов В. М. [25], Митчин Р. Б. [32], Stang А. Н. [85, 86]. Местную форму потери устойчивости ассоциируют с потерей устойчивости отдельно выделенных пластин, закрепленных шарнирно по краям. По своему характеру форма местной потери устойчивости при осевом сжатии характеризуется волнообразным выпучиванием стенки в направлении перпендикулярном плоскости пластинки (рисунок 1.4). Как известно такие пластины имеют точку бифуркации первого типа, т.е. после потери устойчивости они сохраняют несущую способность и способны воспринимать возрастающую нагрузку [5].

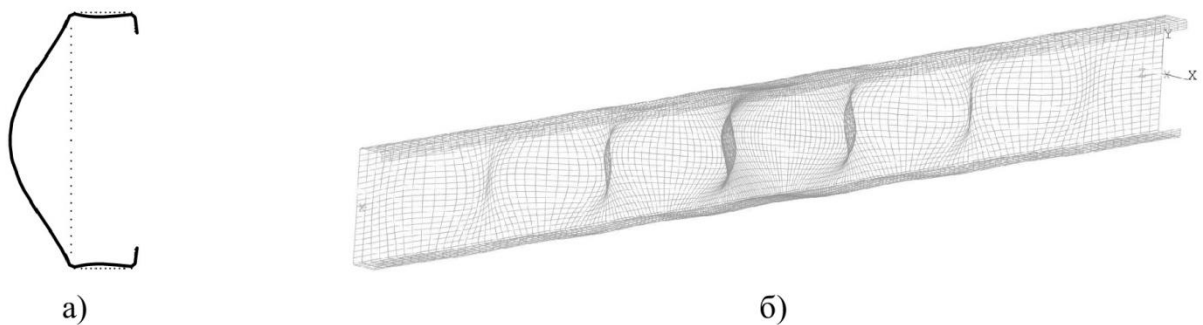


Рисунок 1.4 — Местная форма потери устойчивости: а) поперечное сечение; б) общий вид

Впервые формула для определения критического значения сжимающего напряжения для прямоугольной пластины, свободно опёртой по длинным краям, была получена Брайеном [64]:

$$\sigma_{cr} = \frac{4\pi^2 E}{12(1 - \nu^2)} \cdot \left(\frac{t}{b}\right)^2, \quad (1.1)$$

где: t — толщина пластины, [м]; b — ширина пластины, [м]; E — модуль упругости материала пластинки, [Па]; ν — коэффициент Пуассона материала пластинки;

В отличие от стержня, наступление критического состояния пластины не

всегда эквивалентно исчерпанию ее несущей способности, т.е. пластина способна удерживать без разрушения дополнительную нагрузку. Фактическое разрушение пластины обычно происходит при уровне нагрузки чувствительно более высоком, чем уровень, отвечающий первой критической нагрузке, определяемой на основании линеаризованной теории [39].

Следует заметить, что эти эффекты реализуются не при всяких граничных условиях. Для пластины возможны два основных качественно различных случая закритического поведения. Если закрепления контура пластины не препятствуют ее общей, чисто изгибной деформации, т.е. возможна деформация срединной плоскости без удлинений и сдвигов (рисунок 1.5а), то после потери устойчивости поведение пластины будет таким же, как и поведение стержня с незакрепленными от продольных смещений торцами. После потери устойчивости происходит такой быстрый рост поперечных прогибов и изгибных напряжений, что потерю устойчивости пластины практически можно считать потерей несущей способности. Пластина с закрепленным относительно поперечных смещений контуром не может изгибаться без удлинений и сдвигов срединной плоскости. В этом случае закритическое поведение пластины будет качественно другим — после потери устойчивости такая пластина может воспринимать возрастающую внешнюю нагрузку (рисунок 1.5б).

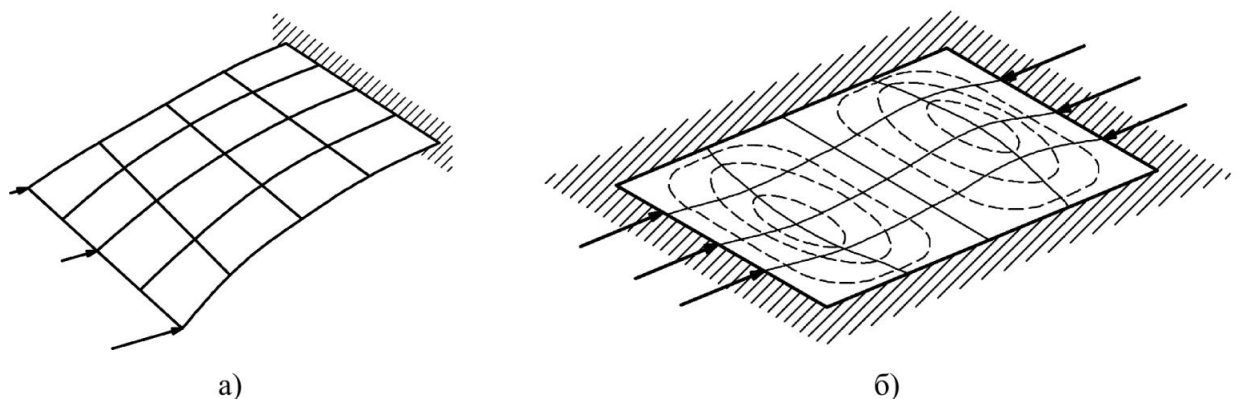


Рисунок 1.5 — Варианты закрепления пластины: а) неустойчивое закритическое поведение; б) устойчивое закритическое поведение [39]

При выпучивании первоначально плоской пластины из-за ее сильного сопротивления удлинениям и сдвигам края пластины, оставаясь в первоначальной

плоскости, будут изгибаться, как это показано на рисунке 1.6а. Если полагать, что удлинений нет, то чтобы длина дуги фибры, расположенной по оси пластины, равнялась дуге фибры, расположенной вдоль края, середины сторон опорного контура должны сместиться к центру пластины. Если этому искривлению препятствуют некоторые опорные конструкции (например, полки), то такое сопротивление связано с появлением некоторых новых напряжений — сжимающих вблизи углов и растягивающих в средней части (рисунок 1.6б). Эти напряжения суммируются с напряжениями по рисунку 1.6а, вызывающими выпучивание.

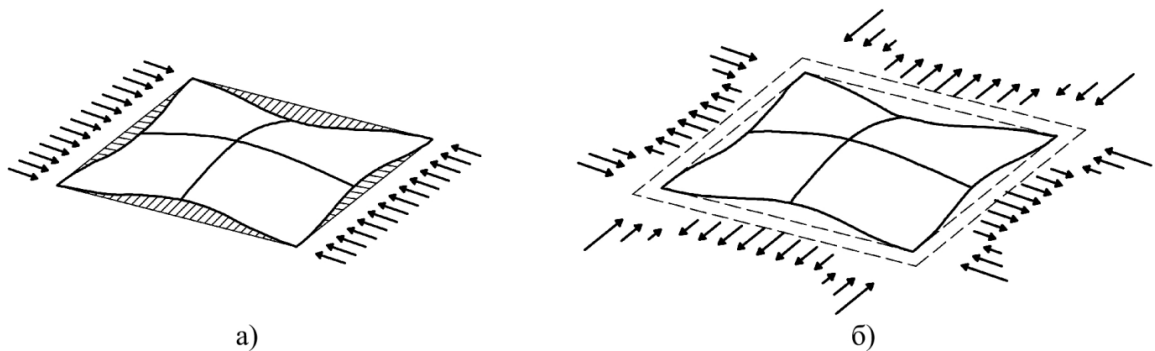


Рисунок 1.6 — Усилия в срединной поверхности при выпучивании пластины

1.2.2 Оценка влияния местной потери устойчивости

В настоящее время для учета местной потери устойчивости обычно используется метод «редуцирования» [58, 62, 70], в основу которого положена концепция «эффективной ширины». Впервые данная концепция была выдвинута Теодором фон Карманом. В своей работе [87] Т. Карман предложил следующий подход. Рассмотрим тонкую пластинку длиной L , шириной b и толщиной t под сжимающей силой P . Предположим, что приложенная нагрузка воспринимается лишь двумя полосками шириной ω («эффективная» часть сечения) по краям пластины и распределение напряжений по ширине этих полосок равномерно (рисунок 1.7). Каждая из полосок воспринимает нагрузку $P/2$.

Будем считать, что краевые ребра остаются прямолинейными, но точки пластинки могут свободно скользить вдоль них. Это предположение, как правило, не соответствует реальным условиям прикрепления пластинок к ребрам, но значительно облегчает вычисления, и, как показали более детальные исследования, мало искажает результаты [16]. Пластинка закреплена шарнирно.

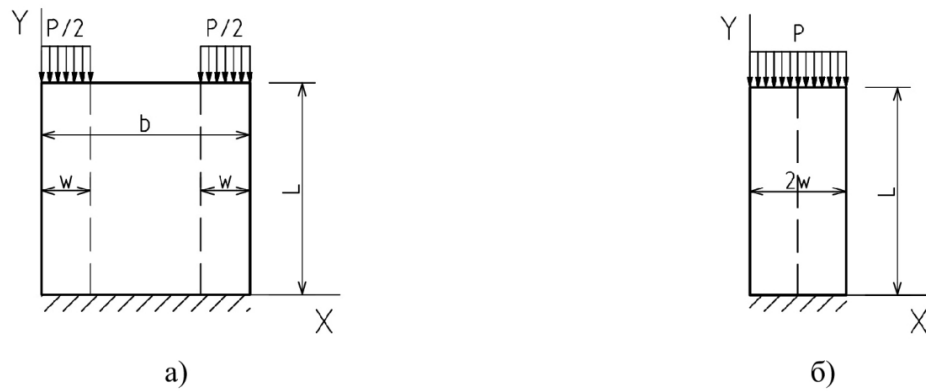


Рисунок 1.7 — Модель исследуемой пластины в плоскости XY : а) исходное состояние; б) объединение «эффективных» полосок

Так же на границах запрещены перемещения в направлении перпендикулярном ее плоскости (ось Z). Для упрощения расчетов вводится следующее допущение: в процессе деформирования пластинка принимает такую форму, что касательная в местах примыкания эффективных полосок к средней части пластинки параллельна оси X .

Таким образом, мы можем отбросить среднюю часть и считать, что две эффективные полоски работают так, как если бы они были соединены вместе (рисунок 1.8).



Рисунок 1.8 — Модель исследуемой пластины в плоскости XZ : а) исходное состояние; б) объединение «эффективных» полосок

Далее Т. Карман записывает уравнение для перемещений по оси Z для полученной модели из двух спаренных полосок и, анализируя его, приходит к следующему выражению для определения «эффективной» части сечения (записано в обозначениях, используемых современными нормативными документами):

$$\omega = 0.5 \cdot \omega_{eff} , \quad (1.2)$$

$$\omega_{eff} = \rho \cdot b , \quad (1.3)$$

$$\rho = 1/\bar{\lambda}, \quad (1.4)$$

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\sigma/\sigma_{cr}}, \quad (1.5)$$

где: ω_{eff} — «эффективная» часть пластинки, [м]; ρ — коэффициент редукции; $\bar{\lambda}$ — условная гибкость пластинки; σ — действующие средние напряжения, [Па]; σ_{cr} — напряжение, соответствующее местной потере устойчивости пластины (формула 1.1), [Па];

Зная действующие напряжения, можно определить эффективные участки пластинки.

Параллельно с Т. Карманом закритической несущей способностью пластин занимался Джордж Винтер, который на основе тщательных экспериментов скорректировал формулу, полученную Т. Карманом [73] (записано в обозначениях, используемых современными нормативными документами):

$$\rho = \frac{(1 - 0.25/\bar{\lambda})}{\bar{\lambda}}. \quad (1.6)$$

Эта формула легла в основу метода редуцирования (определение эффективных характеристик) в первом нормативном документе, регламентирующем расчеты ЛСТК — Cold-Formed Specification (USA, 1946) — и дошла до наших дней практически без изменений. Также заслугой Дж. Винтера является разработка и совершенствование методик редуцирования пластин с различными граничными условиями и конфигурациями:

- пластины с одной закрепленной кромкой [75];
- пластины, усиленные крайними продольными элементами [67];
- пластины, усиленные промежуточными продольными элементами [68];

Для применения метода редуцирования для холодноформованного элемента в целом его поперечное сечение необходимо разбить на совокупность независимых пластинок. Отброшенные части сечения заменяются граничными условиями: шарнирными опорами, а также пружинами кручения, имитирующими изгибную жесткость примыкающих элементов (рисунок 1.9).

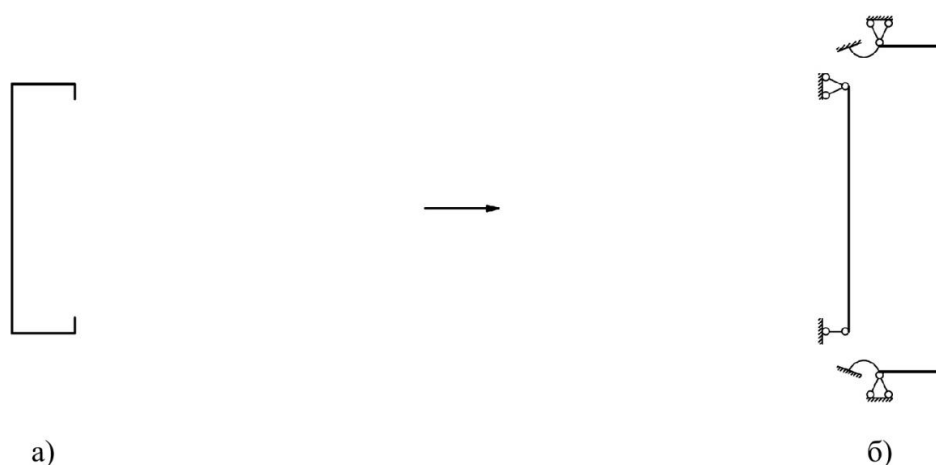


Рисунок 1.9 — Разделение сечения на совокупность пластинок: а) исходное поперечное сечение; б) «разбитое» поперечное сечение

В зависимости от вида закрепления каждая отдельная пластинка может быть классифицирована как: а) раскрепленная; б) частично раскрепленная; в) не раскрепленная. К полностью раскрепленным пластинкам относятся такие, которые имеют полное раскрепление на обоих концах (например, стенка С-образного профиля). К частично раскрепленным относятся такие пластинки, один конец которых раскреплен полностью, а к другому примыкает продольный элемент жесткости (полка С-образного профиля). И наконец, к не раскрепленным относятся такие пластинки, которые имеют лишь одно полное раскрепление на одном из концов (полка П-образного профиля). Примеры различных видов пластинок, а также их «эффективные» участки для случая осевого сжатия сечения представлены на рисунке 1.10.

Вид закрепления пластинки, ее геометрические параметры, физико-механические характеристики материала, а также распределение действующих напряжений определяют величину и положение «эффективных» участков каждой отдельно взятой пластинки. Соединив пластинки обратно в единое сечение, можно определить геометрические характеристики (площадь, моменты сопротивления и т.д.) «редуцированного» сечения в целом.

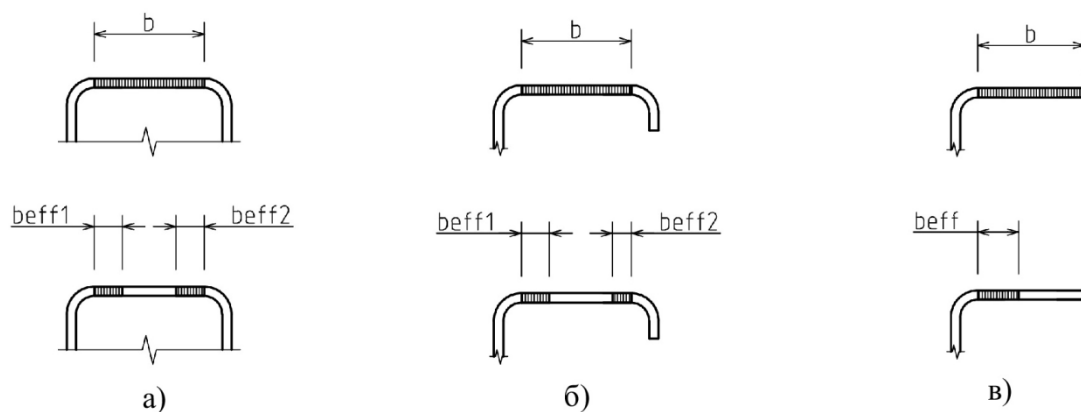


Рисунок 1.10 — Виды пластинок и их эффективные участки: а) раскрепленная; б) частично раскрепленная; в) не раскрепленная

Полученные характеристики будут учитывать исключение из работы части сечения. Также за счет смещения центра тяжести «редуцированного» сечения относительно исходного возможно появление дополнительных изгибающих моментов, влияющих на распределение напряжений по поперечному сечению и на несущую способность элемента. Пример «эффективного» поперечного сечения С-образного профиля при осевом сжатии приведен на рисунке 1.11.

Положения действующих нормативных документов распространяются лишь на профили со сплошной, мелкоперфорированной стенкой/полками и на стенки с не обрамленными отверстиями, размеры (высота отверстия не более 63.5 мм, длина отверстия не более 114 мм) и шаг (не менее 610 мм) [58], *которых не соответствуют конфигурации рассматриваемых профилей.*

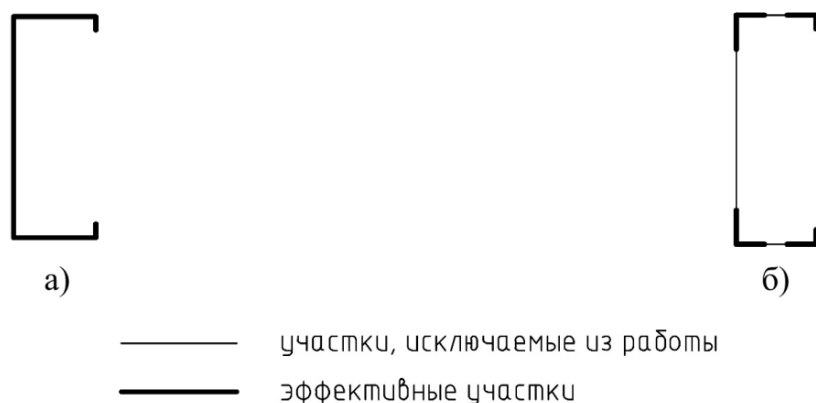


Рисунок 1.11 — Применение метода «редуцирования» для С-образного профиля при осевом сжатии: а) исходное поперечное сечение; б) «эффективное поперечное сечения»

1.2.3 Проблема общей потери устойчивости

Потеря устойчивости тонкостенных элементов часто сопряжена с изгибно-крутильной деформацией (рисунок 1.12), пренебрежение которой может привести к критическим нагрузкам, значительно превышающим их действительные значения. Подобная пространственная форма потери устойчивости характеризуется перемещениями параллельными направлению главных осей сечения совместно с поворотом сечения относительно центра изгиба. Исследованием изгибно-крутильных деформаций занимались и занимаются многие учёные (Сен-Венан, Прандтль, Тимошенко, Блейх [42], Фоменко Ю. А. [55], Туснин А. Р. [51-53], Туснина О. А. [54], Рыбаков В. А. [43] и др.), но основной вклад в разработку теории данных деформаций внес советский профессор, доктор технических наук В. З. Власов [11–14]. Он ввел ряд принципиально новых понятий, построил завершённую теорию изгибно-крутильных деформаций тонкостенных стержней открытого профиля, позволяющую получать решения для всего круга задач по определению напряжений и перемещений и по расчету на устойчивость при произвольных нагрузках и любых граничных условиях [57]. Изгибно-крутильные деформации имеют наибольшее значение для расчета тонкостенных стержней открытого профиля. В таких стержнях изгибно-крутильные деформации могут создать значительные напряжения и оказать весьма существенное влияние на перемещения. Особенно велико значение данных деформаций при расчёте стержней на устойчивость.

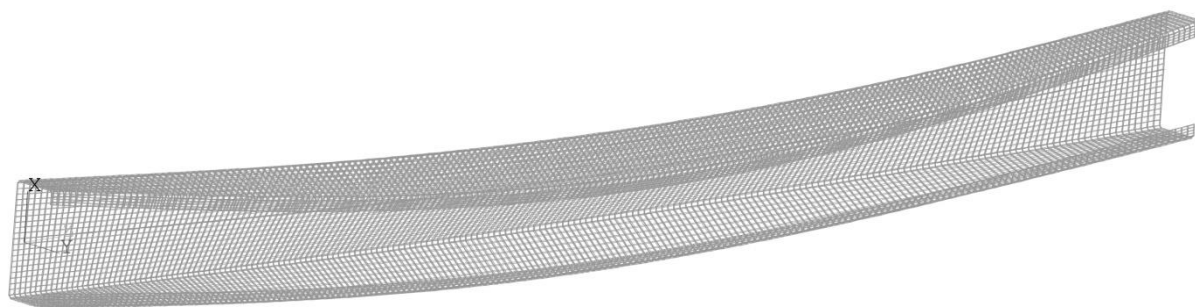


Рисунок 1.12 — Изгибно-крутильная форма потери устойчивости

Одной из основных гипотез сопромата является гипотеза плоских сечений: поперечные сечения стержня, плоские и перпендикулярные его оси до деформации, остаются плоскими и перпендикулярными оси и после деформации [4]. Однако, данная гипотеза не применима в случаях возникновения деформаций сдвига — при действии поперечных сил или кручения. В данной ситуации поперечное сечение подвержено действию бокового выпучивания — депланации (рисунок 1.13), т. е. искажению сечения за счет продольных перемещений точек.

Вследствие ограниченности области применения гипотезы плоских сечений, в теории изгибно-крутильных деформаций В. З. Власова применяется гипотеза жесткого контура, допускающая депланацию сечения. Согласно этой гипотезе существует три независимых изменения поперечного сечения: продольные поступательные смещения и поворот сечения как единого целого, а также перемещения точек сечения вдоль оси стержня (депланации). При этом неравномерные поступательные смещения сечения вызывают общую деформацию растяжения или сжатия, неодинаковые повороты сечения порождают деформацию изгиба, а переменная по длине депланация приводит к появлению изгибно-крутильной деформации. Соответственно, в сечении возникают нормальные силы трёх видов: 1) обусловленные общим растяжением/сжатием; 2) созданные изгибом; 3) вызванные изгибно-крутильной деформацией. Первые приведут к продольной равнодействующей силе, вторые образуют момент, а третьи представят самоуравновешенную группу сил — бимомент (рисунок 1.13) — обобщенный силовой фактор, отвечающий изгибно-крутильным напряжениям:

$$B = EJ_{\omega}\theta'' = \int_F \sigma\omega dF, \quad (1.7)$$

где: $J_{\omega} = \int_F \omega^2 dF$ — секториальный момент инерции, $[м^6]$; θ — угол поворота сечения при закручивании; σ — напряжения, обусловленные переменностью депланации, $[Па]$; ω — секториальная площадь, $[м^2]$; dF — площадь элементарной площадки поперечного сечения, $[м^2]$;

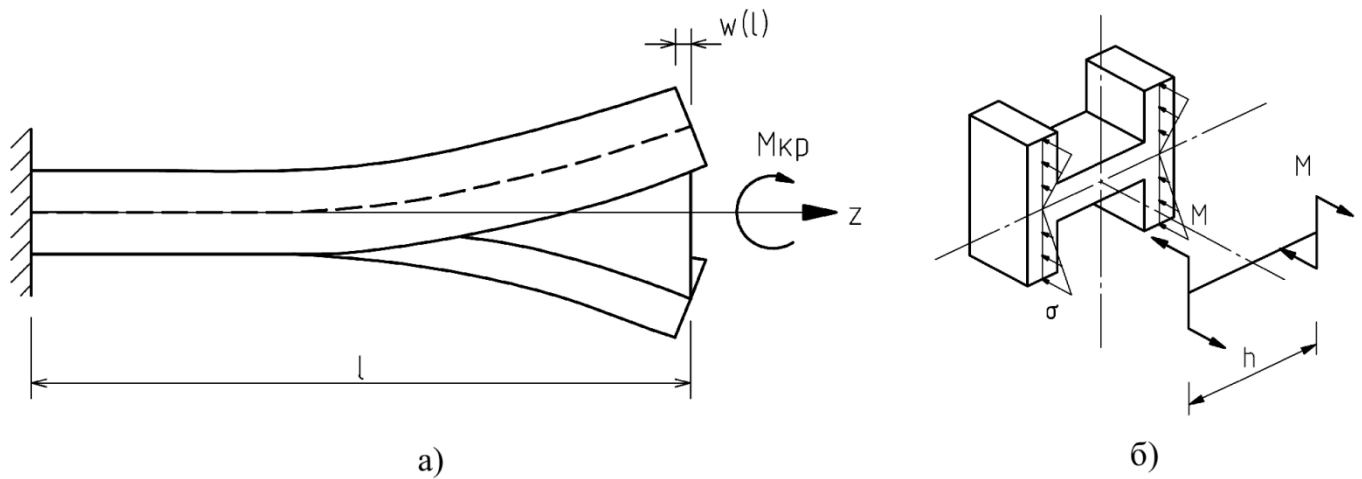


Рисунок 1. 13 — Деформация профиля двутаврового сечения: а) общий вид; б) бимомент

Обобщенная сила $B[H \cdot м^2]$ (бимомент) характеризует степень развития самоуравновешенных нормальных сил, вызываемых переменностью деформации сечения. Бимомент представляет работу нормальных сил при единичной величине меры деформации $\theta' = 1$. Так, для двутавра $B = M \cdot h$ представляет бипару с плечом h (рисунок 1.13). Необходимо отметить, что только в случае двутаврового сечения бимомент изображается так просто, в общем случае нельзя дать простого наглядного представления. При швеллерном профиле полки будут работать на внецентренное растяжение или сжатие, кроме того, будет работать на изгиб стенка. Явление усложняется, и простой интерпретации бимомента уже не дать.

Согласно формуле (1.7) бимомент определяется в зависимости от внутренних нормальных сил в сечении. Однако он может быть образован и приложенными к плоскости сечения внешними продольными силами, т.е. возможна внешняя бимоментная нагрузка. Если к сечению в некоторой точке с координатами y и z приложена продольная сила P , то она дает бимомент равный $P\omega(y, z)$, т.е. изгибно-крутильные деформации возможны при отсутствии крутящих моментов за счёт действия одних лишь продольных сил.

Формула для нормальных напряжений в случае сложного напряженного состояния с учётом изгибно-крутильных деформаций примет следующий вид:

$$\sigma = \frac{N}{F} + \frac{M_y z}{J_y} - \frac{M_z y}{J_z} + \frac{B\omega}{J_\omega}. \quad (1.8)$$

Опираясь на изгибно-крутильную теорию, разработанную В. З. Власовым можно получить систему дифференциальных уравнений, способствующих определению значения критической силы:

$$EJ_z \eta^{IV} + P(\eta'' + \alpha_z \theta'') = 0, \quad (1.9)$$

$$EJ_y \xi^{IV} + P(\xi'' + \alpha_y \theta'') = 0, \quad (1.10)$$

$$EJ_\omega \theta^{IV} - GJ_k \theta'' + P(\alpha_z \eta'' - \alpha_y \xi'' + r^2 \theta'') = 0, \quad (1.11)$$

где η и ξ — смещения точек линии центров изгиба по направлениям, параллельным главным осям инерции, [м]; α_y и α_z — координаты центра изгиба, относительно центра тяжести, [м]; J_k — момент инерции при свободном кручении, [м⁴]; $r^2 = (J_y + J_z)/(F) + \alpha_y^2 + \alpha_z^2$;

Формулы (1.9), (1.10) описывают уравнения упругой кривой оси центров сдвигов. Уравнение (1.11) определяет условие равновесия при действии закручивающих моментов. Как видно, угол поворота θ входит во все три уравнения; отсюда следует, что в общем случае крутильная форма потери устойчивости сопровождается изгибом оси, и мы имеем комбинацию изгибной и крутильной форм потери устойчивости. При равенстве нулю одной из координат α_y или α_z , т. е. когда центр изгиба лежит на одной из главных осей сечения (например, С-образный профиль), возможна не только изгибно-крутильная, но и чисто изгибная форма потери устойчивости в виде обычного продольного изгиба в плоскости той оси, на которой находится центр изгиба. Это, в частности, относится к стержням, у которых одна из главных осей инерции сечения является осью симметрии. На этой оси будет находиться центр изгиба и в плоскости этой оси становится возможным простой продольный изгиб без закручивания. Положим, что $\alpha_z = 0$, т. е. центр изгиба лежит на оси y , тогда первое из дифференциальных

уравнений (1.09) станет независимым. Его форма соответствует уравнению, получаемому при решении задачи устойчивости по Эйлеру. Два остальных уравнения (1.10), (1.11) будут определять потерю устойчивости в изгибно-крутильных формах, представляющих сочетания изгиба в плоскости оси, на которой не находится центр изгиба, с изгибным кручением. В частном случае, когда $\alpha_y = \alpha_z = 0$, т. е. когда ось центров сдвига совпадает с осью центров тяжести, каждое из уравнений содержит только одно неизвестное и может рассматриваться самостоятельно. Уравнения (1.9), (1.10) дают тогда два значения критической силы, соответствующие потери устойчивости в двух главных плоскостях по Эйлеру. Уравнение (1.11) содержит в этом случае только одно неизвестное θ и дает нам критическую силу для чистого крутильного выпучивания. В данном случае, исключаются возможность появления изгибно-крутильной формы потери устойчивости.

Значения критической силы, соответствующие системе дифференциальных уравнений (1.09)–(1.11), в случае шарнирных опор, свободных от депланаций, находятся из решения следующего кубического уравнения [7]:

$$P_{кр}^3(\alpha_y^2 + \alpha_z^2 - r^2) + P_{кр}^2[(P_y + P_z + P_\omega)r^2 - P_y\alpha_z^2 - P_z\alpha_y^2] + P_{кр}(P_yP_z + P_yP_\omega + P_zP_\omega)r^2 + P_yP_zP_\omega r^2 = 0, \quad (1.12)$$

$$P_y = \frac{\pi^2 EJ_y}{l^2}, \quad (1.13)$$

$$P_z = \frac{\pi^2 EJ_z}{l^2}, \quad (1.14)$$

$$P_\omega = \frac{\pi^2 EJ_\omega}{l^2 r^2} + \frac{GJ_k}{r^2}, \quad (1.15)$$

где: P_y, P_z — критические Эйлеровы силы относительно соответствующих осей, [Н]; P_ω — критическая сила, соответствующая чисто крутильной форме потери устойчивости, [Н]; l — длина стержня, [м];

Все корни данного уравнения действительные и положительные. Анализ уравнения на возможные формы потери устойчивости в зависимости от положения

центра сдвига относительно центра тяжести, подтверждает вышеописанные положения.

В случае равенства нулю одной из координат центра изгиба (к примеру $\alpha_y = 0$), как было отмечено выше, одно из дифференциальных уравнений дает Эйлерову критическую силу продольного изгиба, а значения критической силы, соответствующие двум оставшимся уравнениям, являются решением следующего квадратного уравнения:

$$r^2(P_{кр} - P_z)(P_{кр} - P_\omega) - \alpha_z P_{кр}^2 = 0 \quad (1.16)$$

Решением данного уравнения являются два действительных корня, которые отвечают изгибно–крутильной форме потери устойчивости:

$$P_{кр} = \frac{(P_z + P_\omega) \pm \sqrt{(P_z + P_\omega)^2 - 4P_z P_\omega [1 - (\alpha_z/r)^2]}}{2[1 - (\alpha_z/r)^2]} \quad (1.17)$$

Действительная форма потери устойчивости будет определяться меньшим из трёх решений.

Как отмечалось выше, в теории В. З. Власова используется гипотеза жесткого контура. Однако при рассмотрении местной потери устойчивости принимается положение, согласно которому ось стержня остается недеформируемой, а сечение подвергается деформации, т.е. существует несоответствие гипотезе жесткого контура. Математическая модель для стержня, способная учесть одновременно изгибно-крутильные деформации с местной потерей устойчивости, устойчивости на данный момент еще не разработана [7].

1.2.4 Послекритическое взаимодействие местной и общей форм потери устойчивости

Как было отмечено в параграфе 1.2.1 пластинки, составляющие тонкостенный стержень, могут работать в закритической стадии, что приводит к локальному выпучиванию, снижающему критическую нагрузку тонкостенного стержня в целом. Более того, как было показано целым рядом исследователей, для конструкций, у которых близки нагрузки локального и общего выпучивания,

характерна повышенная чувствительность к начальным несовершенствам.

Явление взаимодействия общей и местной форм выпучивания тонкостенного стержня очень хорошо иллюстрирует модель, предложенная Ван-дер-Нейтом. Эта модель (рисунок 1.14) имеет вид идеализированного коробчатого профиля, который состоит из двух несущих полок, соединенных условными стенками, абсолютно жесткими на сдвиг, но не обладающими жесткостью на растяжение сжатие.

Стержень, с шарнирным опиранием по концам, при достаточно большой длине L , имеет критическую нагрузку, близкую к Эйлерову значению σ_e , для стержня в целом (в общем случае, - значению по Власову). При этом местное выпучивание полок не реализуется. При относительно малых длинах полки выпучиваются, при этом резко меняется их податливость продольным напряжениям, а критическая нагрузка для стержня с приведенной жесткостью становится ниже σ_e [39]. Само критическое напряжение локального выпучивания σ_{loc} для пластинки-пояса ввиду коротковолнового характера его деформирования считается не зависящим от длины стержня. Максимальная чувствительность к начальным несовершенствам проявляется в диапазоне, где $\sigma_e \approx \sigma_{loc}$.

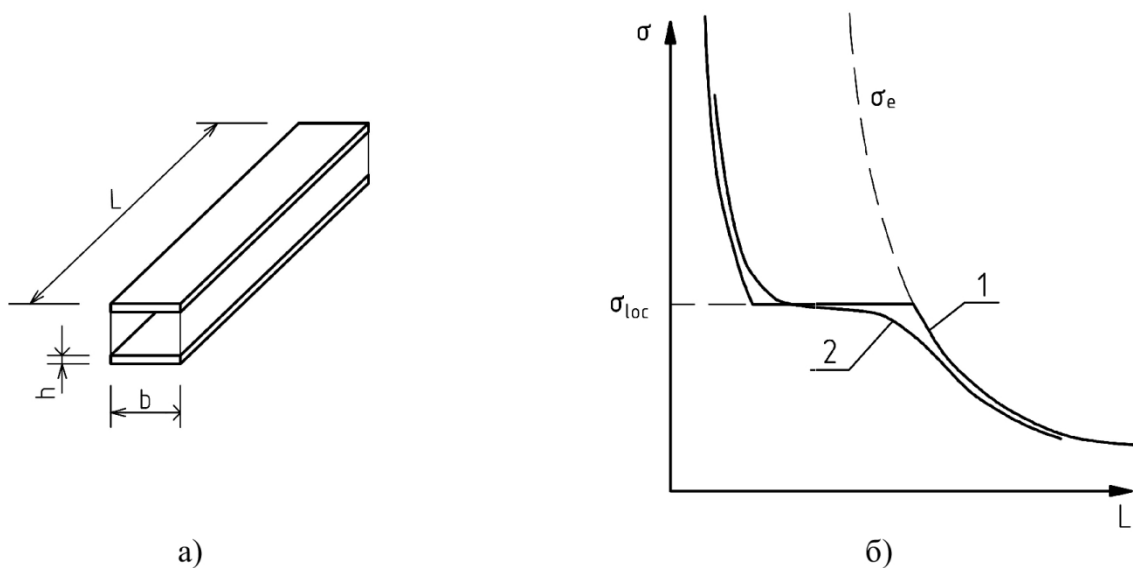


Рисунок 1.14 — Модель Нейта: а) общий вид; б) зависимость между длиной стержня и критической нагрузкой: 1) без начальных несовершенств; 2) с начальными несовершенствами

При анализе взаимодействия общей и локальной форм потери устойчивости следует различать два основных класса стержней:

- стержни, близкие к равноустойчивым по общей и местной формам;
- стержни с предварительным местным выпучиванием (критические напряжения для местного выпучивания значительно ниже, чем для общего);

В первом случае стадии местного и общего выпучивания нельзя разделить — при некоторой нагрузке наступает связанное выпучивание, сопровождающееся, как правило, резким падением нагрузки. Во втором случае указанные стадии разделяются, но на обеих стадиях существенно взаимовлияние общих и местных прогибов. Физическая сторона этого взаимодействия сводится к следующему.

— Влияние общего прогиба на местную форму устойчивости. Общий докритический изгиб, обусловленный общим начальным несовершенством, эксцентриситетом приложенной силы, приводит к перераспределению напряжений по сечению, которое способствует местному выпучиванию.

— Влияние местного выпучивания на общую потерю устойчивости. После местного выпучивания существенно уменьшается приведенная изгибная жесткость сечения и, кроме того, меняется эксцентриситет нагрузки, так как смещается эффективный центр жесткости сечения из-за различных эффективных ширин пластин, составляющих стержень.

В общем случае решение задачи включает следующие этапы:

- расчет общего докритического изгиба по деформированной схеме;
- расчет местной потери устойчивости и критической нагрузки P_{cr} при сжатии/изгибе с учетом распределения напряжений;
- расчет редуцированной жесткости после местного выпучивания;
- расчет послекритического общего изгиба и определение критической нагрузки P^* для системы с редуцированными характеристиками;

В зависимости от соотношения между P_{cr} и P^* (рисунок 1.15) равновесная ветвь может быть нисходящей ($P_{cr} < P^*$) или восходящей ($P_{cr} > P^*$). В первом

случае (рисунок 1.15а) несущая способность определяется величиной P_{cr} или нагрузкой начала пластического деформирования, если на докритическом участке в наиболее нагруженной полке напряжения превысят предел упругости. Во втором случае (рисунок 1.15б) нагрузка возрастает до тех пор, пока не начнется пластическое деформирование догружаемой полки.

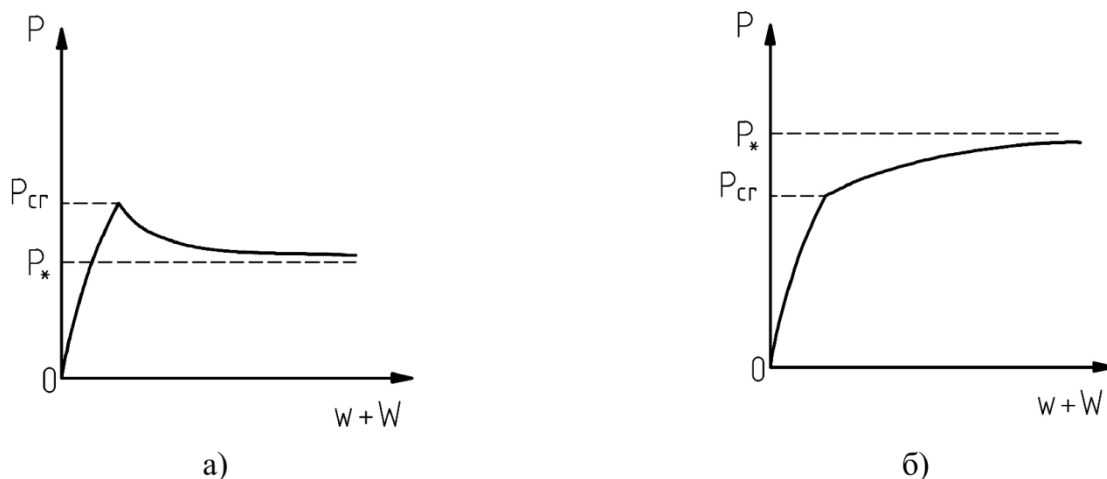


Рисунок 1. 15 — Равновесные ветви внецентренно сжатого тонкостенного стержня

Таким образом, местная потеря устойчивости может оказать значительное влияние на предельную несущую способность элемента, в особенности, тонкостенного.

1.3 Выводы по главе

В главе дано краткое описание технологии строительства с применением легких стальных тонкостенных конструкций. Выделены основные достоинства, а также недостатки, такие как: подверженность местной потере устойчивости, определяющей несущую способность элемента в целом, значительное влияние холодноформованных металлических элементов на теплозащитные характеристики ограждающих конструкций. Одним из путей повышения эксплуатационных характеристик предложено использование профилей, главным отличием которых является наличие «усиленных» вырезов на стенке профиля, призванных снизить последствия вышеперечисленных недостатков.

Проведен обзорный анализ отечественных и зарубежных методов расчета

тонкостенных элементов на устойчивость. На основании анализа сделан вывод о невозможности расчета исследуемых профилей по существующим методикам и действующим нормативным документам ввиду следующих ограничений:

- В нормах, регламентирующих учет местной потери устойчивости («редуцирование»), есть положения лишь для сплошной стенки, а также для стенок с отверстиями, конфигурация которых значительно отличается от рассматриваемой.

- Не представляется возможным применение теории изгибно-крутильных деформаций В. З. Власова. В данной теории используется гипотеза жесткого контура, не допускающая местной потери устойчивости в плоскости поперечного сечения.

Глава 2. Исследование устойчивости сплошного С-образного профиля

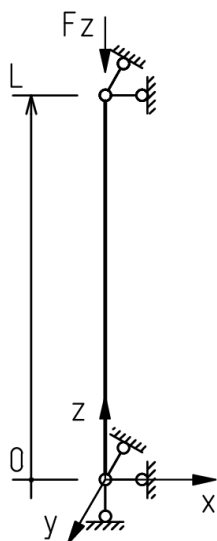


Рисунок 2. 1 —
Условно стержневая
расчетная схема

В главе представлена методика определения несущей способности легкого стального С-образного тонкостенного профиля сплошного сечения, работающего на центральное сжатие. Условно стержневая расчетная схема представлена на рисунке 2.1. На расчетную модель наложены следующие граничные условия: в опорном сечении ($z = 0$) запрещены перемещения ux, uy, uz и кручение вокруг продольной оси профиля $rotz$; на противоположном конце — в силовом сечении ($z = L$) запрещены перемещения в плоскости поперечного сечения ux, uy и кручение вокруг продольной оси профиля $rotz$. В силовом сечении приложена осевая сжимающая нагрузка F_z .

Описаны основные принципы создания расчетной модели для исследования его общей и местной потери устойчивости методом численного моделирования. Приводится серия вычислительных экспериментов и сравнительный анализ с результатами расчета по инженерным методикам, описанных в нормативных документах. Представлена методика проведения натурного эксперимента на устойчивость сплошного С-образного профиля и результаты, подтверждающие соответствие результатам численного моделирования.

2.1 Численное решение краевой задачи устойчивости сплошного С-образного профиля

Определение несущей способности профилей осуществлялось методом конечных элементов в расчетном комплексе ANSYS. Компьютерное моделирование выполнялось для сплошного С-образного профиля длиной L с

геометрическими характеристиками сечения: высотой стенки H , шириной полки B , длиной отгиба C и толщиной металла Tk (рисунок 2.2). В продольном направлении профиль имеет длину L . В ходе серии численных экспериментов планируется варьировать вышеописанные геометрические характеристики из следующего набора дискретных значений: H — 152, 203, 254, 305 мм; B — 41.3, 50.8, 63.5 мм; Tk — 1.0, 1.5, 2.0 мм; L — 0.5, 1.5, 2.75, 4.0 м.

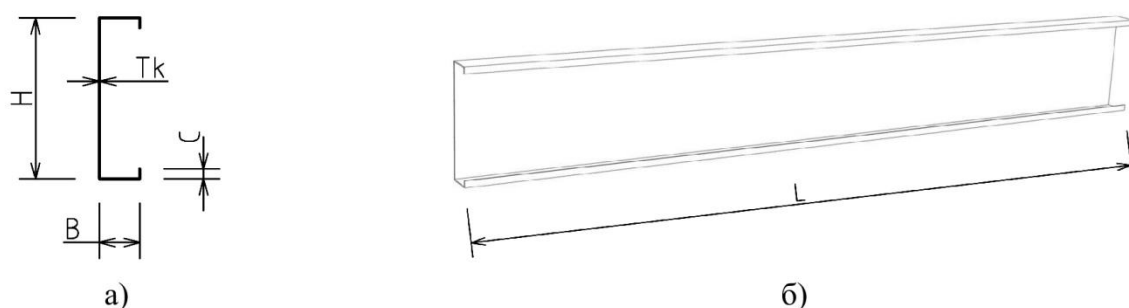


Рисунок 2. 2 — Геометрические характеристики исследуемого профиля:
а) поперечное сечение; б) общий вид

При создании конечно-элементной модели для учета местной потери устойчивости сечения использовались оболочечные элементы. Предлагаемые ANSYS конечные элементы, а также их сравнительный анализ с точки зрения достижения оптимального соотношения между точностью и затраченным временем расчета приведены в параграфе 2.1.2.

В ходе анализа использован подход GMNIA (*geometrically and materially nonlinear analysis with imperfections included*) [72]. Данный подход предполагает расчет геометрически «неидеальной» конструкции, созданной при помощи явного внесения в модель начальных геометрических несовершенств. Форма и величина начальных геометрических несовершенств, а также аспекты их внесения в расчетную модель рассмотрены в параграфе 2.1.3. Также подход GMNIA предусматривает как геометрически, так и физически нелинейную постановку задачи. Программный комплекс ANSYS поддерживает 4 вида геометрически нелинейных постановок согласно классификации, В. В. Новожилова [38]:

1) Уравнения равновесия записываются для деформированного состояния системы;

2) Квадраты углов поворота элементов являются величинами того же порядка малости, что и компоненты деформаций, которые, в свою очередь, пренебрежимо малы по сравнению с единицей;

3) Деформации малы по сравнению с единицей, тогда как относительно поворотов такие предположения сделать нельзя;

4) Относительные деформации нельзя считать малыми величинами по сравнению с единицей;

Для теории гибких пластин важнейшим является третий вид, т.к. совместно с эффектом повышения/снижения жесткости, в зависимости от напряженного состояния (*stress stiffening*) [60], характерного для «тонких» элементов, осевая жесткость их значительно превышает изгибную.

Физически нелинейная постановка заключается в использовании вместо линейной зависимости между напряжениями и деформациями, реальной диаграммы растяжения материала, с учетом явлений пластичности и упрочнения - билинейная модель с кинематическим упрочнением (BKIN). Модель используется для материалов, для которых справедлив критерий пластичности Мизеса. В модели применяется эффект Баушингера, согласно которому диапазон между пределами текучести на растяжение и сжатие постоянен. Поведение материала описывается билинейной диаграммой через начальный модуль упругости E , предел текучести R_y , а также касательный модуль в зоне пластичности E_t . Для планируемой серии расчетов модель была принята со следующими значениями параметров: $E = 210$ ГПа, $R_y = 350$ МПа, $E_t = 1837$ МПа. Вид диаграммы представлен на рисунке 2.3.

Следует отметить, что процесс холодного формования вносит значительный вклад в распределение и величину остаточных напряжений. Наряду с остаточными напряжениями в областях со значительными пластическими деформациями (углыгиба и т.п.) наблюдается эффект упрочнения стали (повышение предела текучести). В соответствии с рекомендациями нормативных документов [58, 70] в

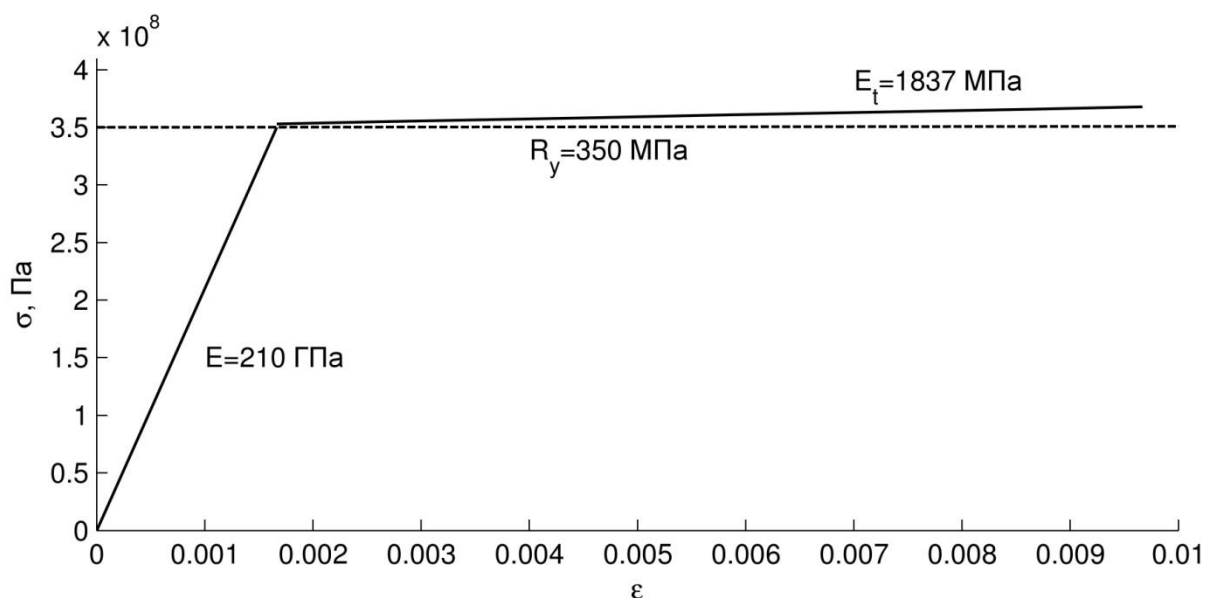


Рисунок 2. 3 — Диаграмма работы стали

«инженерных» расчетах можно повышать предел текучести в следующих случаях:

- при расчете центрально растянутых элементов;
- при расчете центрально сжатых элементов с полностью «эффективным» поперечным сечением;
- при расчете изгибаемых элементов с полностью «эффективными» полками;

В рассматриваемом диапазоне толщины металла (до 2 мм) местная потеря устойчивости чаще всего происходит значительно раньше, чем отказ элемента. Полностью «эффективным» поперечное сечение может остаться в случае значительной гибкости профиля, когда несущая способность целиком определяется устойчивостью и не зависит от предела текучести. Ниже (раздел 3.5) показано, что местные начальные несовершенства приводят к тому, что уже при минимальных сжимающих нагрузках распределение напряжений неравномерно, т.е. сечение «эффективно» не полностью. Таким образом, согласно нормативным документам использование повышенного предела текучести применительно к исследуемым профилям не рекомендуется.

Для переноса граничных условий на оболочечную модель опорное и силовое сечение необходимо объединить в «жесткий» контур, а также соединить его с

узлом в центре тяжести (ведущим узлом), на который непосредственно накладываются граничные условия. Было рассмотрено три способа моделирования граничных условий:

1. Использование команды CERIG, определяющей «жесткую» область за счет автоматического создания уравнений связи между узлами поперечного сечения и ведущим узлом;

2. Поперечное сечение дополнительно разбивается с помощью конечных элементов MPC184 в формулировке *rigid beam* (жесткая балка). Кроме того, один из узлов поперечного сечения также посредством конечного элемента MPC184 соединяется с ведущим узлом;

3. Каждый узел поперечного сечения соединяется с ведущим узлом с помощью конечного элемента MPC184;

Сравнительный анализ между предложенными способами, с точки зрения точности полученных результатов и времени, затраченного на расчет, дал идентичные результаты. Для дальнейших расчетов был выбран первый подход (рисунок 2.4). Стоит отметить, что все предложенные способы создают жесткое поперечное сечение, что противоречит гипотезе жесткого контура, лежащей в основе изгибно-крутильной теории В. З. Власова. В силу этого невозможно развитие депланаций сечений, и как следствие появление изгибно-крутильных деформаций и соответствующих форм потери устойчивости. О допустимости предложенного подхода к заданию граничных условий можно будет судить по результатам сравнения результатов компьютерного моделирования с результатами натурных испытаний и «инженерной» методики.

При моделировании нагружения на свободный конец профиля прикладывалось перемещение по направлению к опорному сечению. В процессе расчета отслеживалась реакция в опорном сечении R_z , соответствующая: а) точке перегиба на графике «опорная реакция–перемещение свободного конца» — F_{br} (рисунок 2.5), которая определяет момент потери устойчивости, вызванной сменой формы равновесного состояния; б) началу пластического деформирования — F_{pl} .

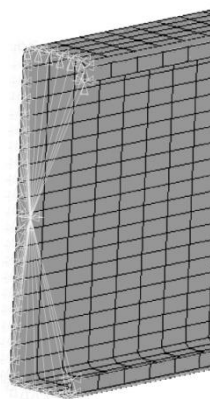


Рисунок 2. 4 — Моделирование граничных условий

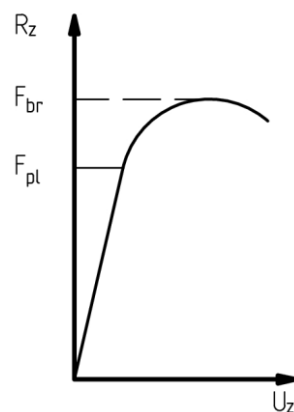


Рисунок 2. 5 — График зависимости

2.1.2 Исследование зависимости предельной несущей способности от вида и размера конечного элемента

В конечно-элементном комплексе ANSYS оболочечные элементы представлены 4-мя узловым КЭ — SHELL181 и 8-ми узловым КЭ — SHELL281 (рисунок 2.6). Оба элемента используются для моделирования тонких и умеренно толстых оболочечных конструкций. Каждый узел данных элементов имеет по шесть степеней свободы: перемещения u_x, u_y, u_z и углы поворота rot_x, rot_y, rot_z . Элементы одинаково подходят как для решения линейных задач, так и для существенно нелинейных, где присутствуют значительные углы поворота или деформации [35, 44, 60]. Достоинством квадратичных элементов SHELL281 является большая точность для задач со сложной геометрией с использованием нерегулярных сеток, но при этом значительно увеличивается время расчета [56]. Выбор подходящего элемента связан с определением рационального соотношения между затрачиваемым временем на расчет и достижением необходимого уровня точности. Анализ проводился на модели со следующими геометрическими параметрами: высота стенки $H = 203$ мм, ширина полок $B = 51$ мм, толщина металла $Tk = 1.5$ мм, длина профиля $L = 1.5$ м. Данная длина профиля позволяет в достаточной степени реализоваться как местной, так и общей формам потери устойчивости. В соответствии с параграфом 2.1.3 в модель вносились начальные

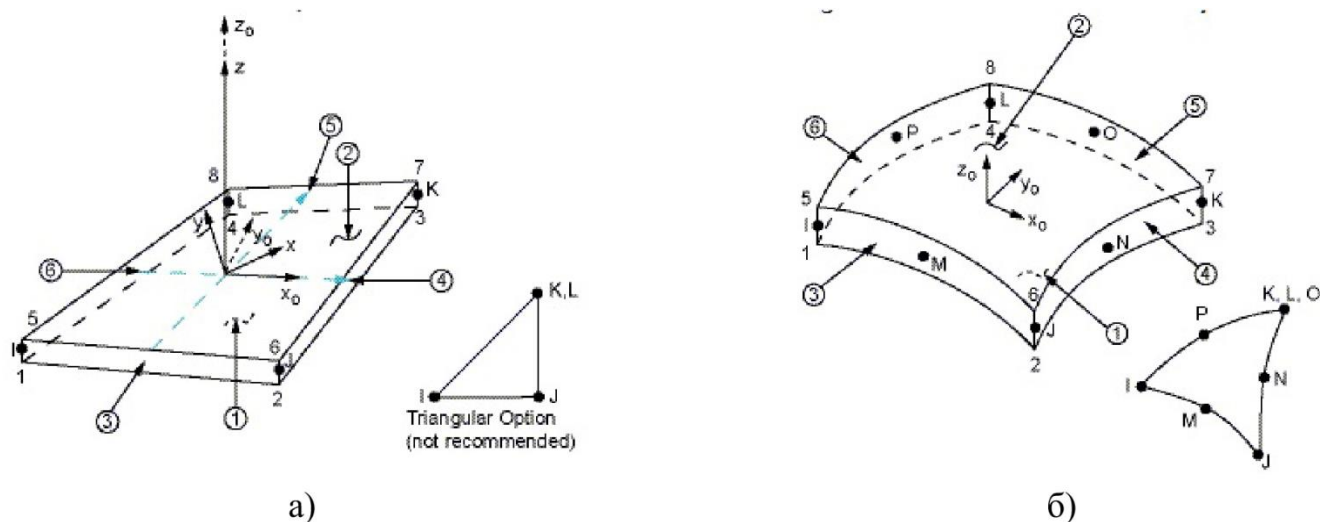


Рисунок 2.6 — Оболочечные конечные элементы: а) SHELL181; б) SHELL281

геометрические несовершенства. Расчеты проводились на нерегулярных сетках с размером элементов от $H/5$ до $H/40$. Т.к. предположительно максимальные напряжения возникают на длине $L/2$ дополнительно было введено сгущение сетки, направленное к середине элемента. В ходе расчетов отслеживались значения предельной несущей способности F_{br} ; силы, соответствующей началу пластического деформирования, F_{pl} и время, затраченное на расчет CPU TIME. С целью повышения точности определения F_{pl} расчеты проводились минимум за 20 подшагов (substep). Результаты расчета представлены в таблице 2.1, а также на рисунках 2.7–2.9.

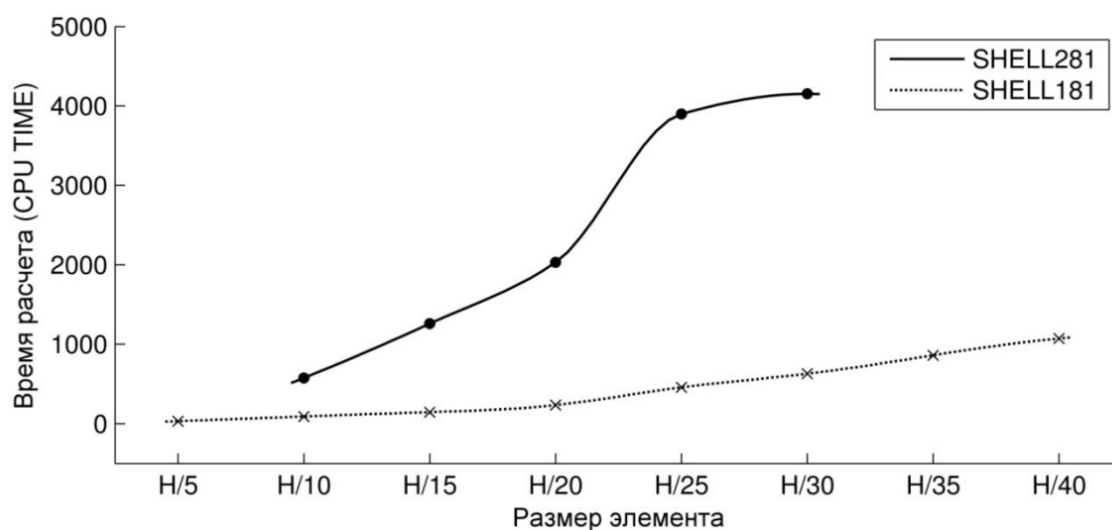


Рисунок 2. 7 – Зависимость между размером элемента и временем расчета

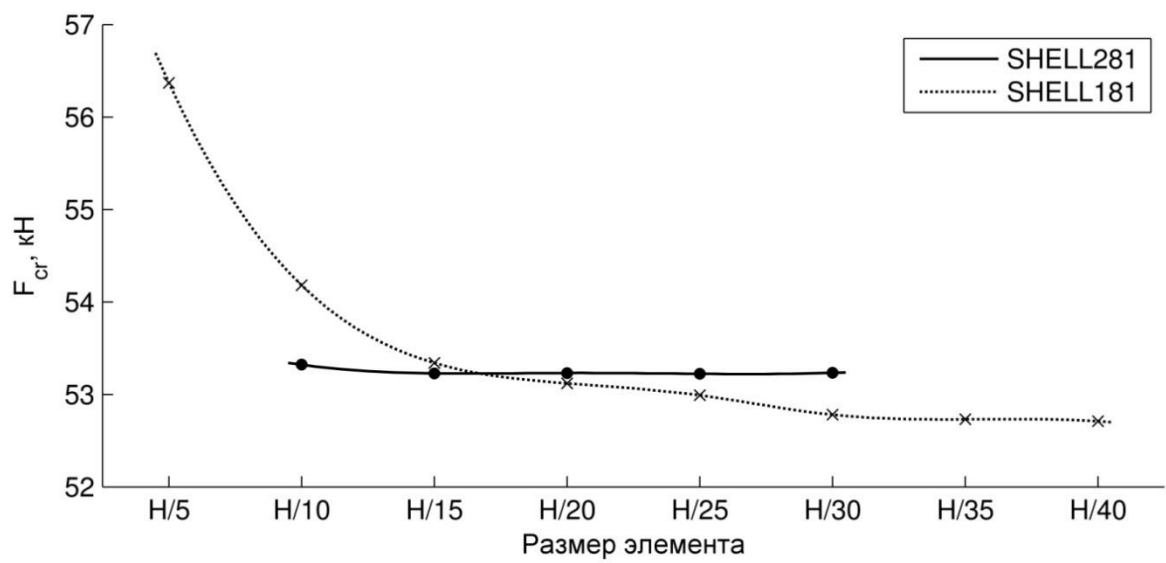


Рисунок 2. 8 — Зависимость между размером элемента и значением предельной несущей способности

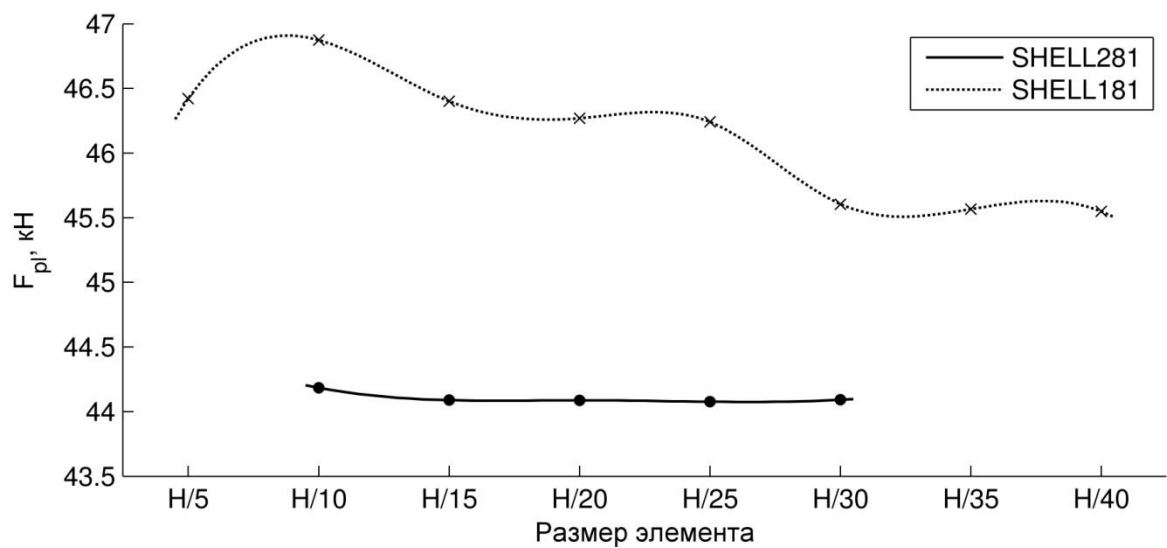


Рисунок 2. 9 — Зависимость между размером элемента и значением силы, соответствующей началу пластического деформирования

Таблица 2. 1 — Результаты сравнения конечных элементов SHELL181 и SHELL281

		Размер элемента							
		$H/5$	$H/10$	$H/15$	$H/20$	$H/25$	$H/30$	$H/35$	$H/40$
F_{cr} , кН	SHELL181	56.38	54.18	53.35	53.13	53.00	52.78	52.74	52.72
	SHELL281	—	53.32	53.23	53.23	53.22	53.23	—	—
F_{pl} , кН	SHELL181	46.42	46.87	46.40	46.27	46.24	45.60	45.57	45.55
	SHELL281	—	44.18	44.09	44.09	44.08	44.09	—	—
CPU TIME	SHELL181	30.7	90.3	145	234	458	628	861	1072
	SHELL281	—	575	1259	2029	3898	4151	—	—

Из анализа графика на рисунке 2.8 можно сделать вывод, что квадратичные элементы дают высокую скорость сходимости при определении F_{br} , которая достигается практически со среднего размера конечного элемента $H/10$. Сходимость линейных элементов начинается со среднего размера элемента $H/20$. На рисунке 2.9, соответствующем силе F_{pl} , результаты для обоих элементов также имеют незначительный разброс. С точки зрения времени расчета (рисунок 2.7) линейные элементы значительно превосходят квадратичные, что явилось решающим фактором при выборе сетки КЭ — дальнейшие расчеты велись с использованием линейных конечных элементов SHELL181 с размером $H/20$. Данный средний размер конечного элемента выбран в силу оптимального соотношения между точностью результатов и временем расчета.

2.1.3 Анализ влияния начальных геометрических несовершенств на предельную несущую способность сплошного С-образного профиля

Оценка несущей способности профилей осуществлялась на основе расчета по деформированной схеме. Для ее создания в модель вносились начальные геометрические несовершенства. В силу того, что конструкция подвержена двум

видам потери устойчивости: *общей* и *местной*, в модель вводилось соответственно два вида начальных несовершенств (рисунок 2.10). Согласно изгибно-крутильной теории В. З. Власова (параграф 1.2.3) критической формой потери устойчивости для элемента, у которого одна из главных осей является осью симметрии, может являться как изгибная (рисунок 2.6а), так и изгибно-крутильная форма (рисунок 2.6б).

Для выявления критической формы потери устойчивости С-образного профиля в рассматриваемом диапазоне геометрических параметров проведен предварительный анализ — серия численных расчетов по формулам (1.12)–(1.15). В результате получены значения критических сил как для изгибной F_f , так и для изгибно-крутильной F_{tf} форм. Результаты расчетов сведены в таблицу А.1 (Приложение А).

Для сравнения значений критических сил введен параметр $\delta_{f-tf} = 100\% \cdot |F_f - F_{tf}|/F_f$ (графа 8).

Кроме потери устойчивости равновесия несущая способность элемента может быть исчерпана за счет потери прочности при достижении напряжениями предела текучести и дальнейшего деформирования вплоть до образования пластического шарнира. Сила, соответствующая началу пластического деформирования, в запас может быть определена как: $F_{pl} = A \cdot R_y$ (графа 9), где A — «нередуцированная» площадь; $R_y = 350$ МПа — предел текучести.

Решающий критерий, определяющий исчерпание несущей способности (графа 10), определялся по наименьшей из трёх сил, и обозначался соответственно: изгибная форма потери устойчивости равновесия — «f», изгибно-крутильная форма потери устойчивости равновесия — «t», начало пластического деформирования — «р». В случае разницы между значениями F_f и F_{tf} (параметр δ) не более чем на 7% «предпочтение» отдавалось изгибной форме, т.к. местная потеря устойчивости приводит к появлению дополнительного изгибающего момента, способствующему развитию изгибной формы потери устойчивости.

По результатам предварительного анализа было установлено, что в

138 случаях из 144 ($\approx 96\%$) решающим критерием является либо потеря устойчивости по изгибной форме, либо начало пластического деформирования. В этих случаях начальное общее геометрическое несовершенство необходимо вносить по форме, изображенной на рисунке 2.10а — выгиб по синусоидальной полуволне относительно главной оси наименьшей жесткости. В шести случаях (№16, 31–35) из 144 ($\approx 4\%$) решающим критерием явилась потеря устойчивости равновесия по изгибно-крутильной форме. В этих случаях было принято решение о внесении в качестве общего начального геометрического несовершенства также изгибной формы потери устойчивости, т.к. в силу замечаний, отмеченных в параграфе 2.1.1, используемый вариант моделирования шарнирного закрепления исключает появление депланаций, и как следствие изгибно-крутильной формы потери устойчивости.

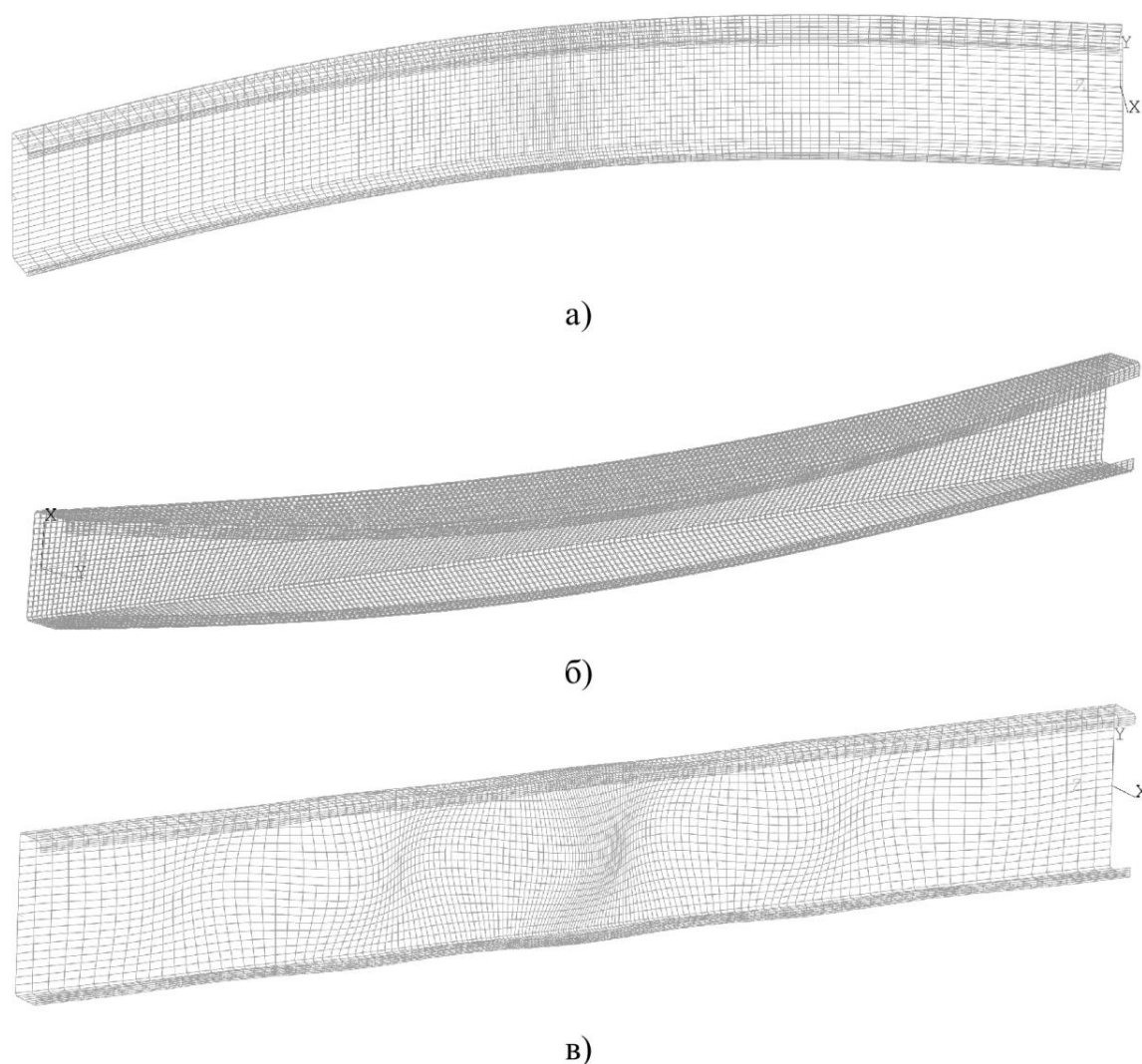


Рисунок 2. 10 — Форма начального несовершенства: а) общего изгибного; б) общего изгибно-крутильного; в) местного

Форма начальных несовершенств определялась на основе линейного расчета на устойчивость в расчетном комплексе ANSYS (ANTYPE, BUCKLE). Линейный расчет на устойчивость служил лишь средством для определения формы потери устойчивости, которая далее вносилась в расчетную схему с определенным масштабным коэффициентом. Масштабный коэффициент подбирался в соответствии с рекомендациями нормативных документов.

Согласно [69] величина несовершенства вычисляется по формуле:

$$e_{0d} = \frac{L}{\Delta} = \alpha(\bar{\lambda} - 0.2) \left(\frac{W_{el}}{A} \right) \left(\frac{1 - \chi \bar{\lambda}^2 / \gamma_{M1}}{1 - \chi \bar{\lambda}^2} \right), \quad (2.1)$$

где: $\alpha = 0.34$ — коэффициент, зависящий от вида поперечного сечения; $\bar{\lambda}$ — относительная гибкость элемента; χ — понижающий коэффициент, полученный в результате расчета на устойчивость; W_{el} и A — соответственно модуль упругости и площадь поперечного сечения;

В отношении величины местного начального несовершенства значения, предлагаемые в нормативных документах и публикациях [71, 82], разнятся незначительно и составляют в среднем $(0.005 - 0.006)H$.

Для неустойчивой точки бифуркации [30, 77], соответствующей общей потере устойчивости, величина общего геометрического несовершенства оказывает значительное влияние на величину несущей способности. Для устойчивой точки бифуркации [30], соответствующей местной потере устойчивости, величина местного геометрического несовершенства не оказывает значительного влияния на величину несущей способности. Окончательно было принято решение вносить местную форму потерю устойчивости с масштабным коэффициентом, соответствующим максимальной величине начального несовершенства $0.006H$.

Кроме величины вносимых начальных геометрических несовершенств, решающее значение при определении предельной несущей способности также могут иметь следующие дополнительные параметры:

1) Количество полуволн, соответствующих местной потере устойчивости.

Вероятно, что в случае нечетного количества полуволн, местное геометрическое несовершенство усилит общее начальное несовершенство, что приведет к снижению значения несущей способности.

2) Направление введения начальных несовершенств. Метод «редуцирования», основные положения которого описаны в параграфе 1.2.2, предполагает выключение из работы потерявших устойчивость частей поперечного сечения, что в свою очередь приводит к смещению центра тяжести редуцированного сечения относительно исходного. При этом в редуцированном сечении возникает дополнительный изгибающий момент, способствующий потере общей устойчивости в определенном направлении. Пример смещения центра тяжести показан на рисунке 2.11.

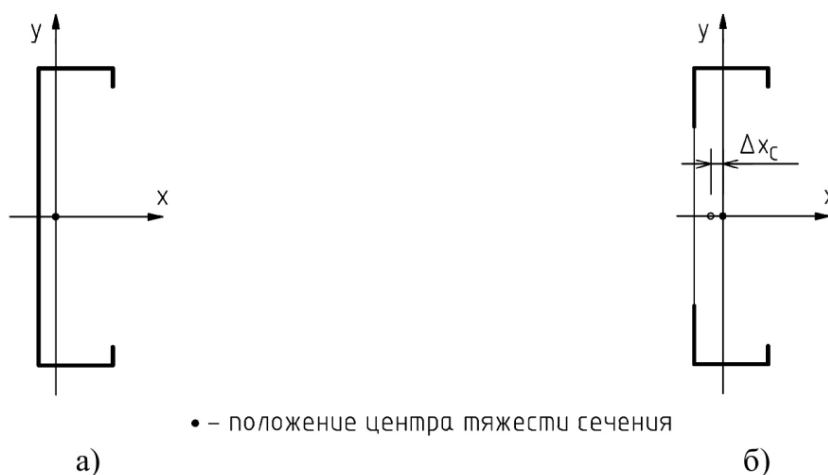


Рисунок 2.11— Поперечное сечение: а) исходное; б) «редуцированное»

Из-за местной потери устойчивости стенки С-образного профиля центр тяжести сечения смещается на величину Δx_c , что приводит к появлению отрицательного изгибающего момента $M_y = N \cdot \Delta x_c$, способствующего потере устойчивости в положительном направлении оси x .

Предполагается, что введение *общего* начального геометрического несовершенства в положительном направлении оси x даст более неблагоприятное значение несущей способности, чем в случае введении общего начального геометрического несовершенства в отрицательном направлении оси x .

3) Комбинация местных и общих несовершенств. Неизвестно как повлияет

на значение несущей способности внесение одновременно двух видов начальных несовершенств: *местных* и *общих*. Возможно они взаимно усилятся, что приведет к снижению величины несущей способности, а возможно вступят в конфликт друг с другом, мешая развитию как общей, так и местной формы потери устойчивости, что приведет к увеличению несущей способности.

Для анализа влияния этих дополнительных параметров была создана расчетная модель со следующими геометрическими параметрами: $H = 203$ мм, $B = 51$ мм, $Tk = 1.5$ мм, длина профиля L варьировалась от 0.25 м до 4 м с шагом 0.25 м. На каждом шаге по длине выполнялись расчеты для семи вариантов, отличающихся видом начальных несовершенств и направлением их введения:

1) Местная форма начального несовершенства с четным количеством полуволн. Максимальная величина несовершенства внесена в положительном направлении оси x .

2) Местная форма начального несовершенства с четным количеством полуволн. Максимальная величина несовершенства внесена в отрицательном направлении оси x .

3) Местная форма начального несовершенства с нечетным количеством полуволн. Максимальная величина несовершенства внесена в положительном направлении оси x .

4) Местная форма начального несовершенства с нечетным количеством длин полуволн. Максимальная величина несовершенства внесена в отрицательном направлении оси x .

5) Общая форма начального несовершенства. Максимальная величина несовершенства внесена в положительном направлении оси x .

6) Общая форма начального несовершенства. Максимальная величина несовершенства внесена в отрицательном направлении оси x .

7) Комбинация наиболее опасных вариантов местной и общей форм.

В ходе расчетов отслеживались значения несущей способности, а также время (cpu time), затраченное на расчет. Результаты компьютерного моделирования представлены в таблице 2.2.

Анализируя результаты, можно прийти к выводу, что в случае введения в расчетную модель исключительно местной формы начального несовершенства, значение несущей способности (графы 2, 4, 6, 8) не зависит ни от четности полуволн, ни от направления введения максимального значения несовершенства. Время расчета (графы 3, 5, 7, 9) для всех вариантов оказалось примерно одинаковым. Стоит отметить, что несмотря на отсутствие общего начального несовершенства происходила потеря общей устойчивости.

Анализ результатов, соответствующих введению исключительно общего начального несовершенства, показал, что значение несущей способности (графы 10, 12) зависит от направления введения общей формы. При этом, как и предполагалось, при введении несовершенств в положительном направлении оси x значения критической силы оказались меньше. Разница составила от 5.5% до 16%, среднее значение — 10.2%. Стоит отметить, что в некоторых случаях при введении общего начального несовершенства в отрицательном направлении оси x , элемент терял общую устойчивость в противоположном положительном направлении. Этот процесс сопровождался трудностями сходимости, что сказалось на времени расчета (графы 11, 13). Также на времени расчета негативно сказывалась местная потеря устойчивости. В общем, можно сделать вывод о предрасположенности С-образного профиля терять устойчивость в определенном направлении, соответствующем смещению центра тяжести «редуцированного» сечения относительно исходного.

В последнем варианте в модель вносилась комбинация начальных несовершенств: общее начальное несовершенство в положительном направлении оси x , и местное начальное несовершенство, которому соответствует наименьшая критическая сила местной потери устойчивости. Результаты расчета представлены в графах 14, 15. Как видно из таблицы значение несущей способности отличается в меньшую сторону как по сравнению с вариантом внесения исключительно местной формы, так и с вариантом внесения исключительно общей формы. Время расчета практически не отличается от предыдущих результатов. В результате был принят именно этот вариант внесения начальных несовершенств, ввиду наименьшего значения несущей способности, а также приемлемого времени расчета.

Таблица 2.2 — Результаты компьютерного моделирования

$L, \text{ м}$	Местная форма, четное кол-во длин полуволн				Местная форма, нечетное кол-во длин полуволн				Общая форма потери устойчивости				Комбинация общ. и мест.	
	$+x$		$-x$		$+x$		$-x$		$+x$		$-x$			
	$F, \text{ кН}$	T	$F, \text{ кН}$	T	$F, \text{ кН}$	T	$F, \text{ кН}$	T	$F, \text{ кН}$	T	$F, \text{ кН}$	T		
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15
0.25	83.9	40	83.7	56.5	93.1	46.5	100.5	41.7	—	—	—	—	—	—
0.5	82.3	96.7	82.3	89.2	84.8	87.5	88.7	78.9	85.9	94.3	92.8	103.8	80.3	98
0.75	81.8	152	81.8	153	79.7	160	80.9	147	81.3	230	90.8	211	76.1	284
1	76.1	249	76.1	260	75.7	252	75.9	182	76.03	326	87.7	303	70.3	263
1.25	69.7	328	69.7	304	69.8	279	70	210	70.6	448	79	??	64.2	219
1.5	62.3	209	62.3	212	62.5	264	62.4	230	67.6	967	72	992	56.8	195
1.75	54.5	303	54.5	301	53.4	345	54.5	250	61.4	—	65	969	49.5	188
2	46.8	387	46.8	262	46.8	311	46.8	214	50.7	383	57.7	901	42.8	256
2.25	40.2	302	40.2	305	40.2	347	40.2	317	45.6	—	51.8	—	36.8	283
2.5	34.4	270	34.4	270	34.5	272	34.5	278	37	—	44.2	—	31.7	339
2.75	29.7	512	29.7	347	29.7	362	29.7	324	31.8	—	37.3	—	27.5	347
3	25.8	518	25.8	405	25.8	354	25.8	393	27.6	1862	31.8	—	23.8	404
3.25	22.6	363	22.6	401	22.8	388	22.4	547	24.8	—	27.4	—	20.9	408
3.5	19.9	450	19.9	474	20	460	20	483	21.8	—	23.8	—	18.4	493
3.75	17.7	648	17.7	729	17.8	746	17.8	695	19.4	1280	20.9	692	16.3	542
4	15.9	807	15.9	748	15.9	748	15.9	729	17.3	640	18.4	—	14.7	550

Моментом качественно подтверждающим достоверность полученных результатов является распределение напряжений. Согласно параграфу 1.2.2 вследствие местной потери устойчивости распределение напряжений должно носить неравномерный характер по высоте стенки профиля — наибольшие напряжения должны наблюдаться по краям пластины. Также в силу того, что местная потеря устойчивости реализуется в виде синусоидальной волны, распределение напряжений должно носить периодический характер по длине элемента. Рисунок 2.12, на котором представлено распределение эквивалентных напряжений по Мизесу для элемента длиной $L = 2$ м под нагрузкой $F = 38.9$ кН, подтверждает вышеописанные положения.

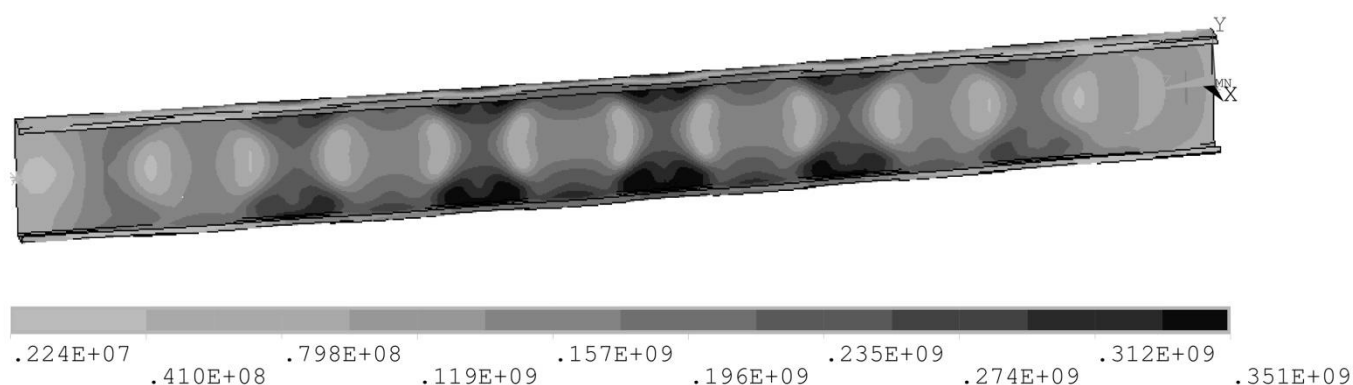


Рисунок 2.12 — Распределение напряжений

2.1.4 Сравнение результатов инженерного расчета и компьютерного моделирования

На основе описанных подходов и аспектов (параграфы 2.1.1–2.1.3) для исследуемой серии С-образного тонкостенного профиля были созданы расчетные компьютерные модели. В ходе расчетов были получены значения предельной несущей способности F_{br} и силы, соответствующей началу пластического деформирования F_{pl} .

Параллельно был выполнен расчет того же С-образного тонкостенного профиля по «инженерной» методике [70]. Итогом инженерного расчета является предельная несущая способность — F_{en} . Результаты расчетов сведены в таблицу А.2.

Для количественного сравнения результатов введено два параметра:

$$\delta_{br} = \left| \frac{F_{en} - F_{br}}{F_{en}} \right| \cdot 100\% \quad \delta_{pl} = \left| \frac{F_{en} - F_{pl}}{F_{en}} \right| \cdot 100\% \quad (2.2)$$

где: δ_{br} - значение относительной погрешности для силы F_{br} ; δ_{pl} - значение относительной погрешности для силы, соответствующей началу пластического деформирования.

Среднее значение абсолютной погрешности δ_{br} для серии расчетов составило — 14.8% , погрешности δ_{pl} — 8.99%.

В силу незначительной разницы между значениями δ_{br} и δ_{pl} целесообразно за предельную несущую способность профиля при компьютерном моделировании принять силу, соответствующую началу пластического деформирования F_{pl} . В данном случае значение предельной несущей способности сократится незначительно. Также будут ограничены значительные перемещения, вызванные стремительным ростом пластических деформаций.

Следует отметить, что результаты компьютерного моделирования могут идти как в запас, по сравнению с инженерной методикой ($\delta_{pl} > 0$), так и давать завышенные значения ($\delta_{pl} < 0$). Средняя величина отрицательных значений погрешности составила 8.5%. Средняя величина положительных значений погрешности составила 8.6%. По величине средних значений погрешности δ_{pl} можно сделать вывод об удовлетворительной степени тождественности результатов «инженерной» методики и компьютерного моделирования.

Согласно параграфу 2.1.3 в случаях, когда по предварительному анализу критической формой потери устойчивости являлась изгибно-крутильная форма (№16, 31–35), общее начальное несовершенство вносилось по изгибной форме. Правомерность такого подхода планировалось проверить по результатам сравнения методик расчета. Согласно таблице А.1 для номеров 16, 31–35 значение погрешности δ_{pl} лежит в диапазоне от 1.3% до 19.1% , т.е. по результатам компьютерного моделирования получено значение несущей способности меньше,

чем аналогичное, вычисленное с использованием «инженерной» методики. Значение несущей способности, вычисленное в запас, оправдывает замену формы начального общего геометрического несовершенства с изгибно-крутильной на изгибную.

2.2 Решение задачи устойчивости сплошного С-образного профиля на основе натурного эксперимента

2.2.1 Методика испытаний и образцы исследования

С целью верификации компьютерных расчетных моделей был проведен натурный эксперимент. Для проведения испытаний образцов тонкостенных профилей был специально создан испытательный стенд (рисунок 2.13). Стенд состоит из трех опор: двух условно неподвижных и одной подвижной. Каждая из опор представляет собой сварную конструкцию, состоящую из анкерной, силовой пластин и дополнительных элементов жесткости. Через анкерную пластину осуществляется крепление опор к «силовому полу», что позволяет им свободно перемещаться по направлению друг к другу, вращаться, но запрещает их отрыв от пола. В анкерных пластинах предусмотрены отверстия для выверочных болтов, с помощью которых выполняется юстировка опор в единый горизонтальный уровень. Силовая пластина совместно с элементами жесткости служит для восприятия усилий. Между подвижной опорой и неподвижной опорой-1 горизонтально устанавливается испытываемый образец. Установка образца на стенд осуществляется через направляющие профили, в которые он вставляется и закрепляется на саморезы. Общее количество саморезов — 4 шт, по одному на каждое соединение полки испытываемого образца с полкой опорной направляющей. Данный вид крепления является самым распространенным и был выбран с целью, чтобы поведение испытываемого образца соответствовало его фактической работе в составе несущих конструкций. Опорная направляющая соединялась с силовой пластиной при помощи четырех болтов М8 класса прочности 5.8. Для создания нагрузки был использован плунжерный гидравлический домкрат АЕ&Т с максимальным усилием до 20 т. Домкрат размещался между подвижной опорой и неподвижной опорой-2. С целью создания осевого сжатия испытываемого образца ось домкрата выверялась на центр тяжести поперечного сечения. Основанием корпуса домкрата упирался в силовую пластину неподвижной опоры-2. Головка винта домкрата передавала усилие на электронный

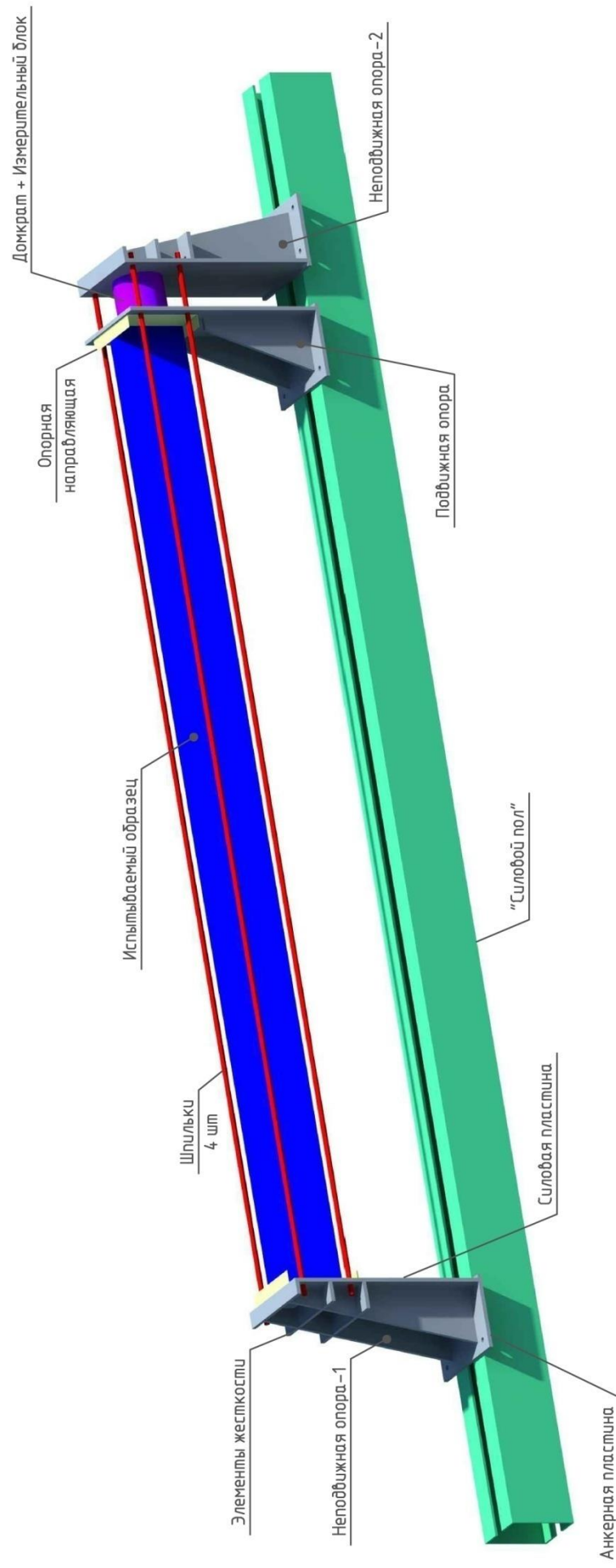
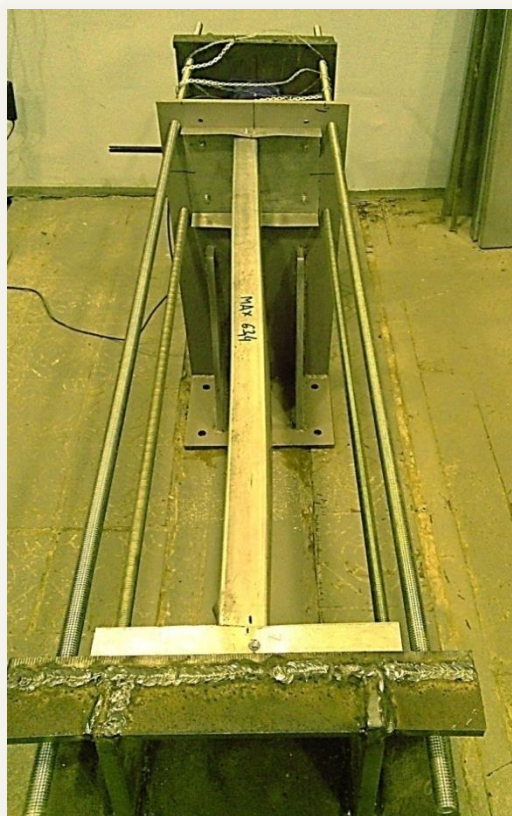
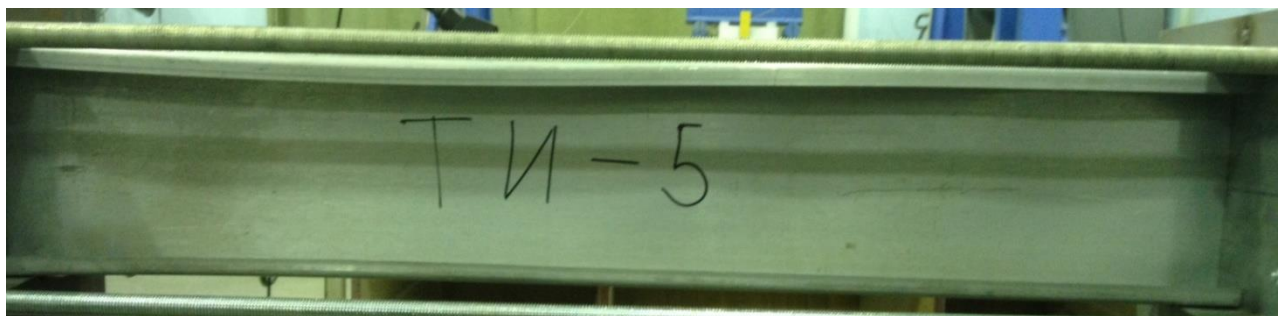


Рисунок 2.13 - Испытательный стенд

динамометр ДМ-МГ-4 [36], закрепленный на силовой пластине подвижной опоры. Между подвижной опорой и неподвижной опорой-2 установлен датчик линейных перемещений дпл-100. На испытываемый образец усилие, создаваемое домкратом, передавалась через перемещение подвижной опоры. Для восприятия распора, создаваемого домкратом, две крайние неподвижные опоры соединены между собой 4-мя шпильками диаметром 18 мм каждая. Подвижная опора имеет возможность свободно перемещаться вдоль шпилек. Установленный на стенд испытываемый образец изображен на рисунке 2.14.



а)



б)

Рисунок 2. 14 — Испытываемый образец: а) вид сверху б) вид сбоку

Для создания проверочной компьютерной расчетной модели необходимо определить точные геометрические характеристики образца, включая начальные геометрические несовершенства. Основными геометрическими параметрами С-образного профиля являются: высота стенки H , ширина полок B , длина отгиба C , толщина металла Tk , длина элемента L . Каждый из параметров замерялся несколько раз в различных областях профиля. Параметры B и C замерялись как для верхних, так и для нижних полок/отгибов. На основе измеренных величин вычислялось среднее значение, которое в дальнейшем использовалось для создания конечно-элементной модели. Осредненные результаты замеров по трем образцам сведены в таблицы 2.3-2.4.

Таблица 2. 3 — Результаты измерения основных параметров — часть 1

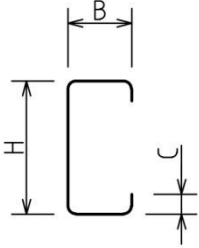
	Параметр	Величина параметра (мм) на относительной длине					Среднее значение
		0.0	0.25	0.5	0.75	1.0	
	H	202	202	202	202	202	202
	B_B	51.2	51.2	51.6	51.44	51.38	51.36
	B_H	51.95	51.5	51.5	51.55	51.47	51.59
	C_B	18.5	18.53	18.64	18.65	18.3	18.52
	C_H	18.72	17.26	17.81	17.87	16.3	17.59
Примечания: нижний индекс «в»/«н» соответствует верхней/нижней полке/отгибу							

Таблица 2. 4 — Результаты измерения основных параметров — часть 2

Параметр	Значение параметра (мм) при измерении №						Среднее значение
	1	2	3	4	5	6	
L	1100	1100	1100	1100	1100	1099	1100
Tk	1.45	1.43	1.43	1.43	1.43	1.45	1.44

Помимо основных геометрических параметров для создания конечно-элементной модели требуется информация о распределении и величине начальных геометрических несовершенств. На испытываемых образцах замерялось четыре

вида начальных несовершенств:

- 1) отклонение от перпендикулярности полки профиля к стенке — Н-1 (рисунок 2.15а);
- 2) выпуклость стенки профиля — Н-2 (рисунок 2.15а);
- 3) серповидность в направлении оси Y — Н-3 (рисунок 2.15б);
- 4) серповидность в направлении оси X — Н-4 (рисунок 2.15в);

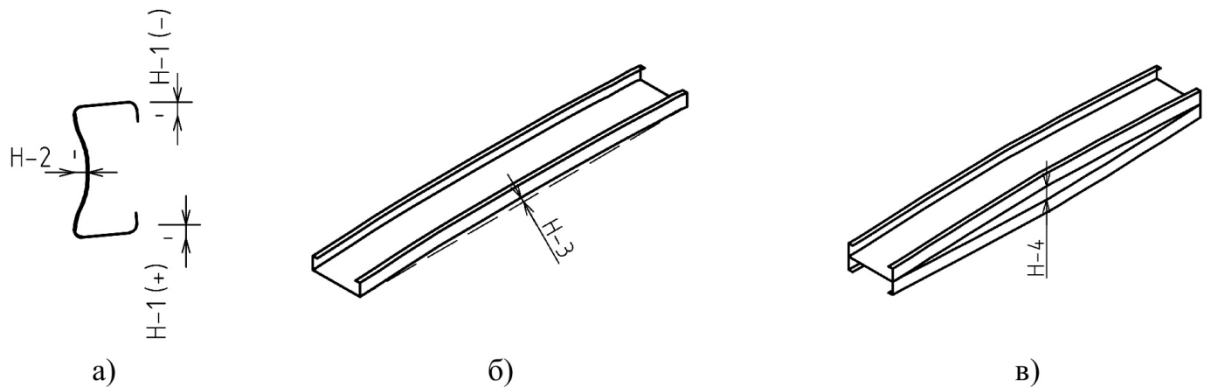


Рисунок 2. 15 — Начальные геометрические несовершенства: а) местные; б) общее в направлении оси Y ; в) общее в направлении оси X

Измерения местных несовершенств велись при помощи металлических щупов с точностью до 0.05 мм на пяти равномерно расположенных участках по длине профиля. Величина местного несовершенства Н-1 снималась как с нижней, так и с верхней полки. Общие начальные несовершенства снимались также при помощи металлических щупов и шнура, натянутого по всей длине профиля. Осредненное распределение местных начальных несовершенств представлено на рисунках 2.16–2.18. В результате измерения общих начальных несовершенств их величина оказалась столь незначительной, что было принято решение положить их равными нулю.

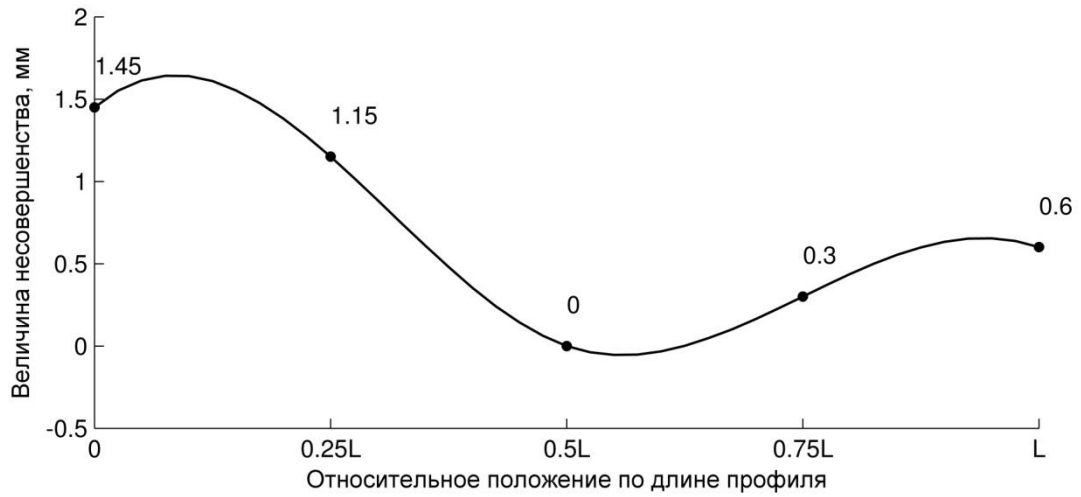


Рисунок 2. 16 — Распределение начального геометрического несовершенства Н-2

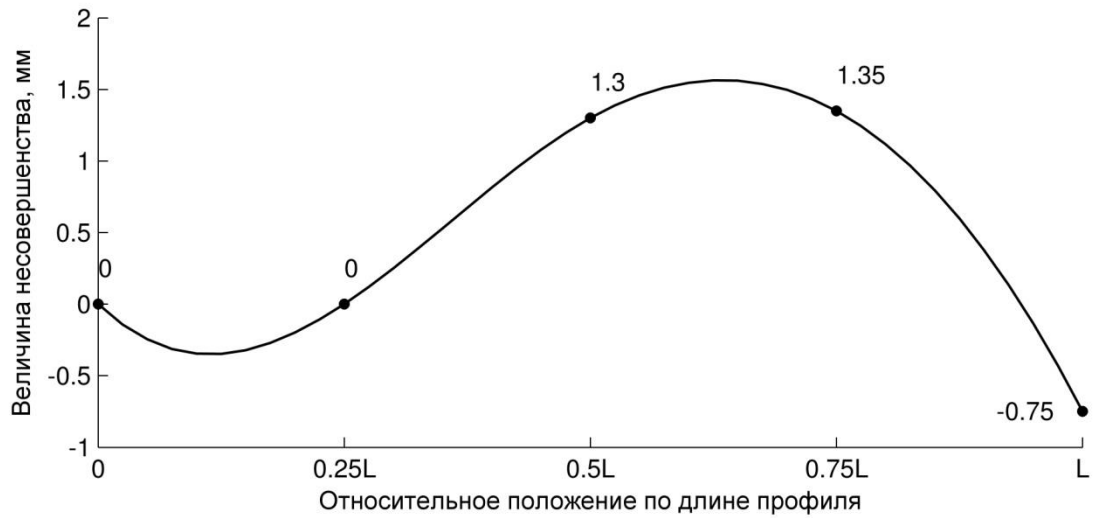


Рисунок 2. 17 — Распределение начального геометрического несовершенства Н-1 (верхняя полка)

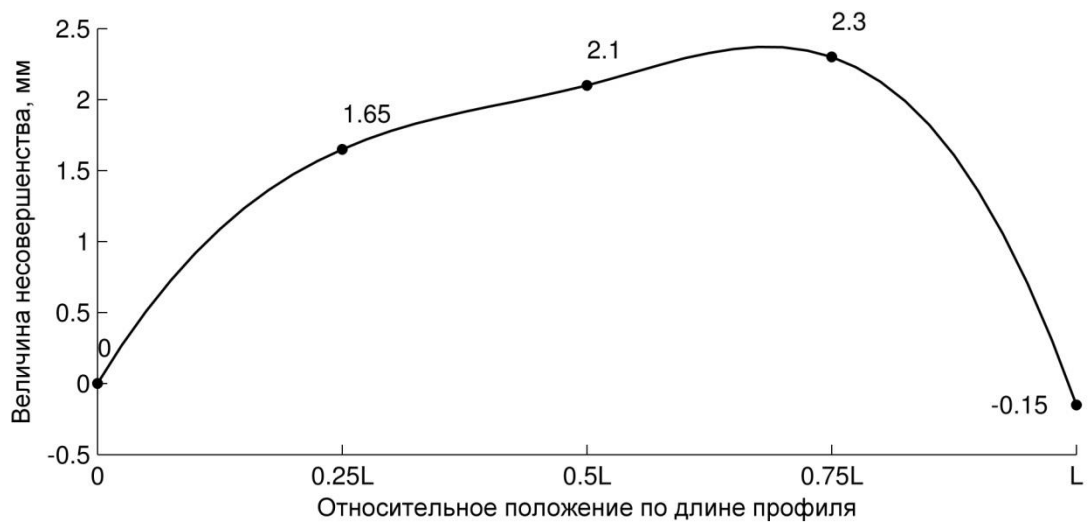


Рисунок 2. 18 — Распределение начального геометрического несовершенства Н-1 (нижняя полка)

Измеренный параметр Tk включает в себя не только толщину базового металла, но и толщину защитного цинкового покрытия. Т.к. в работе конструкции под нагрузкой принимает участие только основной металл необходимо определить толщину за вычетом цинкового покрытия $Tk_b = Tk - Tk_z$, где Tk_z — общая толщина покрытия с обеих сторон.

Определение толщины цинкового покрытия Tk_z велось в соответствии с гравиметрическим методом [19]. Данный метод основан на определении массы (толщины) покрытия взвешиванием образцов на аналитических весах до и после растворения покрытия. Относительная погрешность метода $\pm 10\%$. Цинковое покрытие снимается погружением в раствор следующего состава: соляная кислота (плотность 1.19 г/см^3) в концентрации $500 \text{ см}^3/\text{дм}^3$, уротропин в концентрации 5 г/дм^3 . Перед погружением образцов в раствор необходимо очистить поверхность, произвести замеры массы и площади покрытия. Далее образцы выдерживают в растворе до полного растворения покрытия — окончания процесса активного газообразования. После растворения покрытия образцы необходимо промыть проточной водой, окунуть в теплую воду и просушить продуванием. Последним шагом проводят повторные измерения массы образцов. Среднюю толщину покрытия Tk_z вычисляют по формуле:

$$Tk_z = \frac{(m_1 - m_2) \cdot 10^6}{S \cdot \rho}, \text{ мкм} \quad (2.3)$$

где: m_1 и m_2 — соответственно масса образцов до и после растворения покрытия, [г]; S — площадь покрытия, [мм^2]; $\rho = 7.2$ — плотность цинка, [г/см^3];

Образцы в количестве трех штук вырезались из профилей после основного испытания на менее деформированных участках. Результаты определения толщины цинкового покрытия представлены в таблице 2.5.

С учетом определенной толщины цинкового покрытия толщина базового металла составит $Tk_b = Tk - Tk_z = 1.44 - 0.03736 = 1.40264 \text{ мм}$.

Таблица 2. 5— Результаты определения толщины цинкового покрытия

№ образца	m_1 , г	m_2 , г	Размер образца $A \times B$, мм	S , мм ²	$Tk_{z,i}$, мкм	Tk_z , мкм
1	24.3556	23.5239	55.59x55.805	3102	37.222	37.36
2	24.9360	24.0815	56.505x56.75	3207	37.01	
3	24.4116	23.5673	54.825x56.51	3098	37.85	

2.2.2 Обработка и анализ результатов экспериментальных исследований

По результатам эксперимента была получена осредненная зависимость между перемещениями свободной опоры и значением опорной реакции. Данная зависимость графически представлена на рисунке 2.19. С целью учета растяжения шпилек, диаграмма была скорректирована на величину δ_i , равную:

$$\delta_i = \frac{F_i l_{\text{ш}}}{n \pi r^2 E_{\text{ш}}}, \quad (2.4)$$

где: F_i — показание динамометра, соответствующее i -му значению перемещения; $l_{\text{ш}} = 1.3$ м — длина шпилек; $n = 4$ — количество шпилек; $r = 0.009$ м — радиус шпилек; $E = 210 \cdot 10^9$ Па — модуль упругости материала шпилек;

Предельное значение несущей способности составило $F_{cr,exp} = 62.6$ кН; перемещения, соответствующие предельному состоянию — 4.59 мм.

Причиной отказа элемента послужило достижение напряжениями предела текучести в верхней полке в середине пролета (рисунок 2.20).

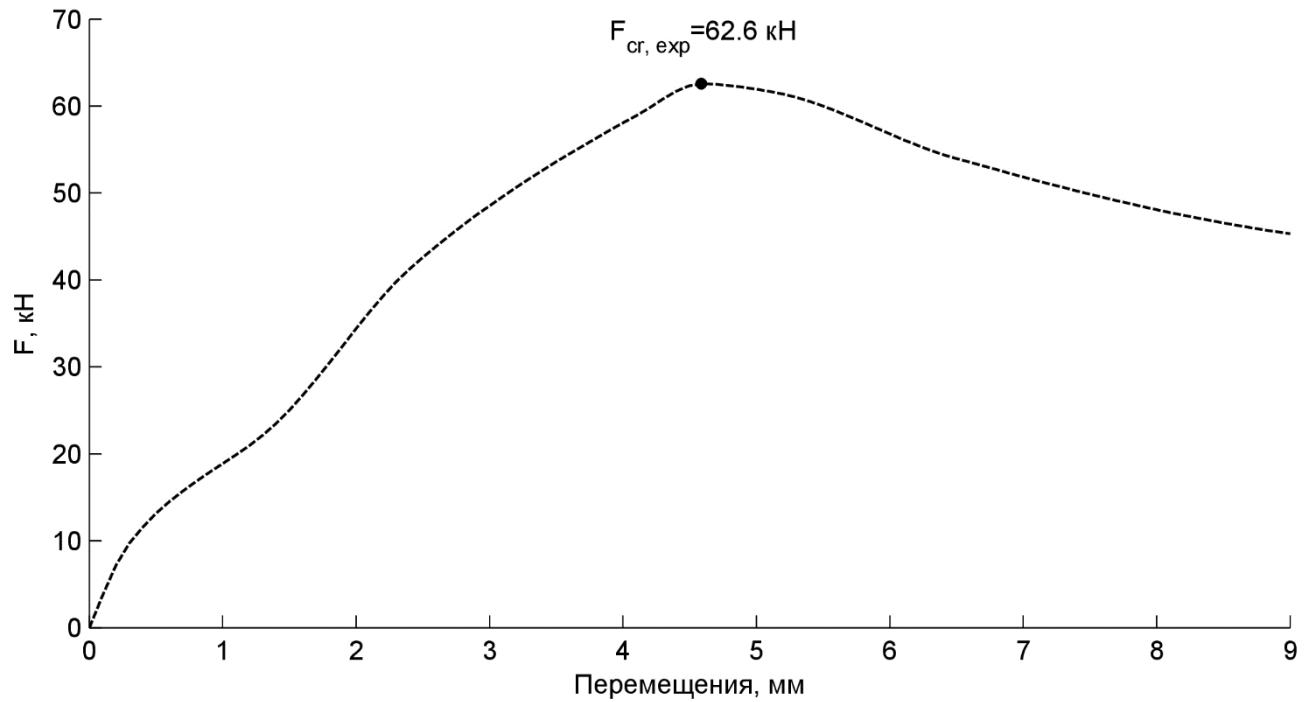


Рисунок 2. 19 — Зависимость между перемещением свободной опоры и значением опорной реакции



Рисунок 2. 20 — Картина деформирования испытываемых образцов

2.2.3 Численное моделирование напряженно-деформированного состояния испытываемых образцов

С учетом измерений, полученных в параграфе 2.2.1, в расчетном комплексе ANSYS была создана конечно-элементная модель. С целью соответствия условий нагружения модельного и натурного образцов в расчетную модель были также включены подвижная опора и неподвижная опора-1. Моделирование взаимодействия испытательного образца с опорами велось при помощи пары контактных элементов CONTA177 и TARGE170, используемых для контакта линии и плоскости в трехмерном пространстве. Элементы TARGE170

использовались для создания плоскости силовых пластин, и, вследствие незначительной жесткости самого образца по сравнению с опорами, применялись в «жесткой» формулировке. Наложение граничных условий на опоры велось через «мастер»-узлы. Также в контактном взаимодействии была учтена возможность трения. Коэффициент трения металл о металл без обработки составляет $\mu = 0.25$ [47]. Общий вид расчетной модели представлен на рисунке 2.21.

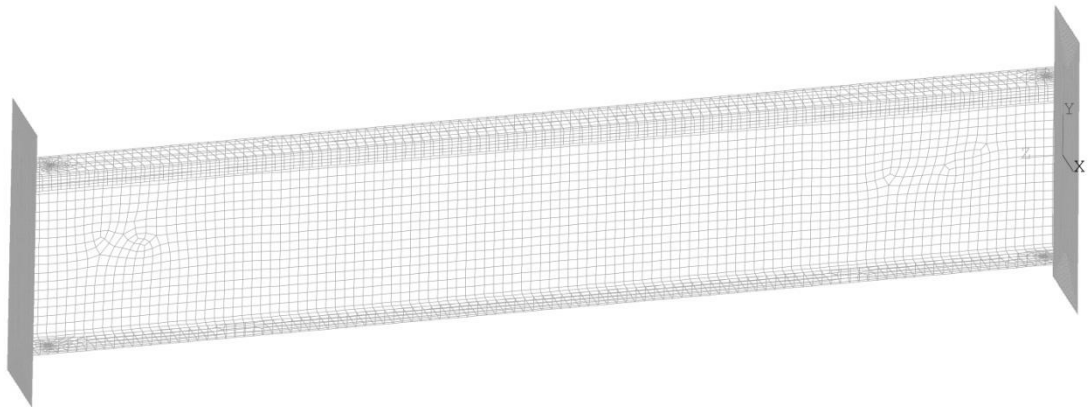


Рисунок 2. 21 — Общий вид расчетной модели

На «мастер» узлы контактных элементов опор были наложены граничные условия в виде шарнирного закрепления. Кроме того, с целью моделирования дополнительных стеснений, вызванных креплением испытываемого образца саморезами, к опорным направляющим в местах соединения приложены дополнительные граничные условия, препятствующие перемещениям вдоль направляющих.

С целью определения прочностных характеристик стали было проведено испытание на разрывной машине РМГ-МГ4 [37]. Образцы в количестве трех штук вырезались из испытываемого образца после проведения основного испытания из менее деформированных участков. По результатам испытания были получены три диаграммы зависимости инженерных напряжений от деформаций, которые впоследствии были усреднены и переведены в истинные. Диаграмма, представлена на рисунке 2.22. Данная диаграмма вносилась в расчетную модель в виде модели MISO (*Multilinear isotropic hardening*). Модуль упругости составил $E = 215$ ГПа, предел текучести $R_y = 280$ МПа.

Для расчета по деформируемой схеме в модель вносились начальные

геометрические несовершенства. Значение несовершенств определено по результатам замеров (параграф 2.2.1). Данные несовершенства вносились по средству перемещений точек в определенном направлении на замеренную величину несовершенств.

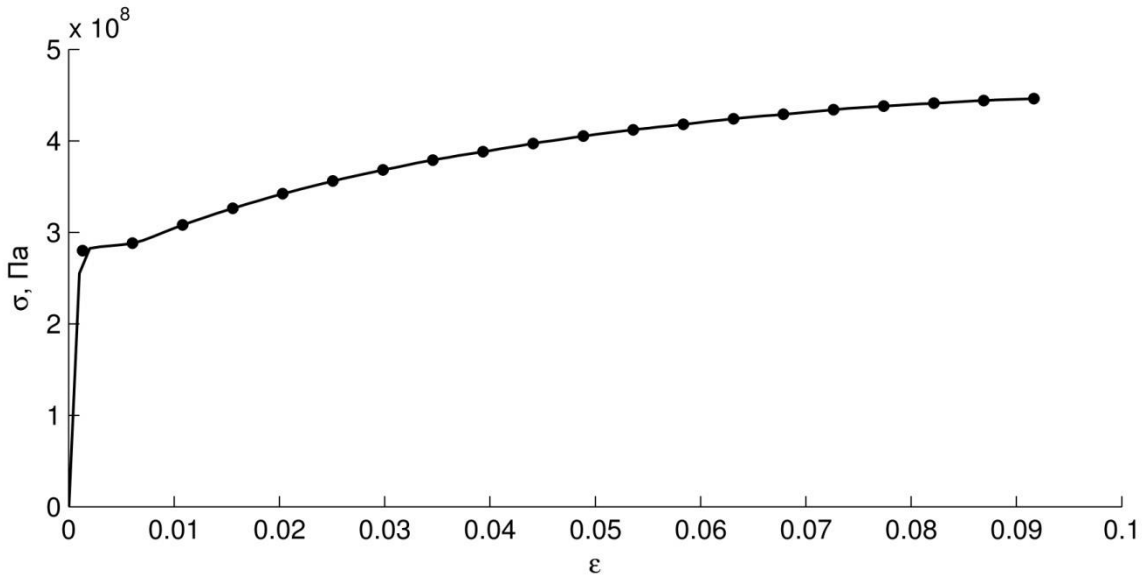


Рисунок 2. 22— Диаграмма зависимости напряжений от деформаций

Полученная деформированная форма (рисунок 2.23) далее вносилась с масштабным коэффициентом равным единице в основную расчетную схему, что позволило избежать появления нежелательных начальных напряжений.

Стоит отметить, что в ходе эксперимента не удалось добиться идеального примыкания испытываемых образцов к опорным направляющим как на подвижной, так и на неподвижной опорах (рисунок 2.24). Вследствие этого, для качественного повторения компьютерным моделированием натурного эксперимента потребовалось провести замеры зазоров. Зазоры измерялись с помощью металлических щупов в момент касания испытываемым образцом опорной направляющей. Осредненные результаты измерения приведены на рисунке 2.25.

Моделирование нагружения происходило при помощи перемещения подвижной опоры по направлению к неподвижной опоре-1. Во время расчета отслеживалось значение опорной реакции, соответствующей «мастер» узлу неподвижной опоры-1, а также перемещение подвижной опоры.

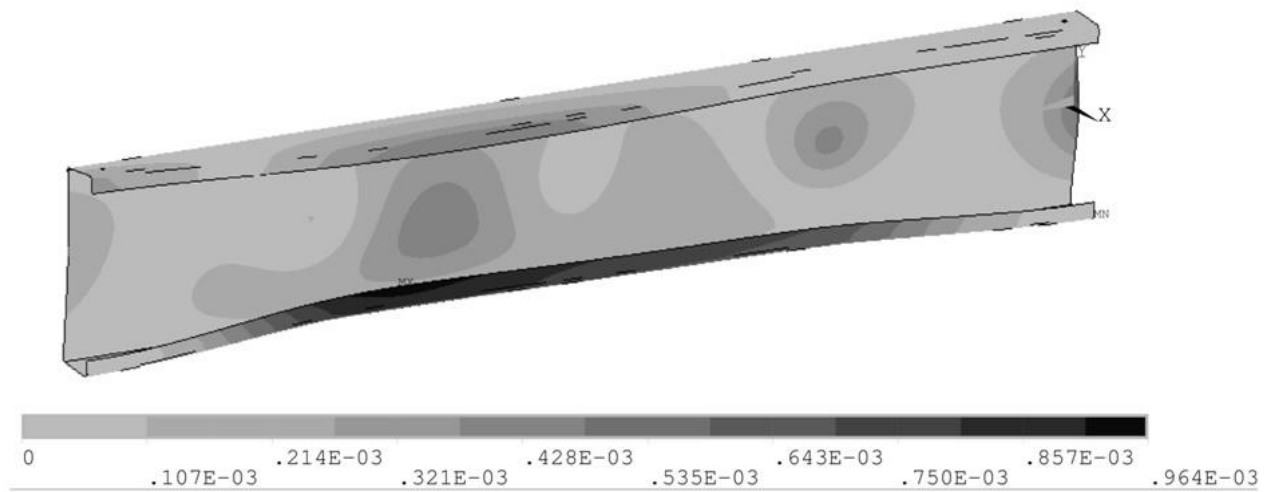
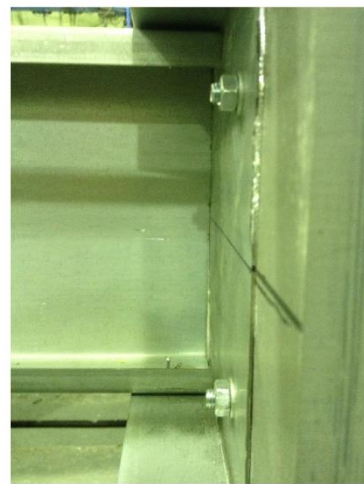


Рисунок 2. 23— Начальная геометрическая форма (масштабный коэффициент — 25)



а)



б)

Рисунок 2. 24 — Примыкание испытываемого образца к: а) неподвижной опоре-1; б) подвижной опоре

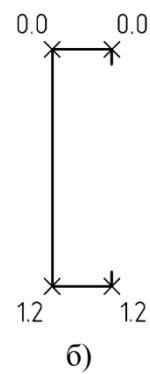


Рисунок 2. 25 — Величина зазоров (мм) в момент касания на: а) неподвижной опоре-1; б) подвижной опоре

2.2.4 Сравнительный анализ результатов натурального и численного экспериментов

Аналогично натурному по результатам численного эксперимента была получена диаграмма зависимости между перемещением свободной опоры и значением опорной реакции, соответствующей «мастер» узлу неподвижной опоры. Совместно оба графика представлены на рисунке (рисунок 2.26).

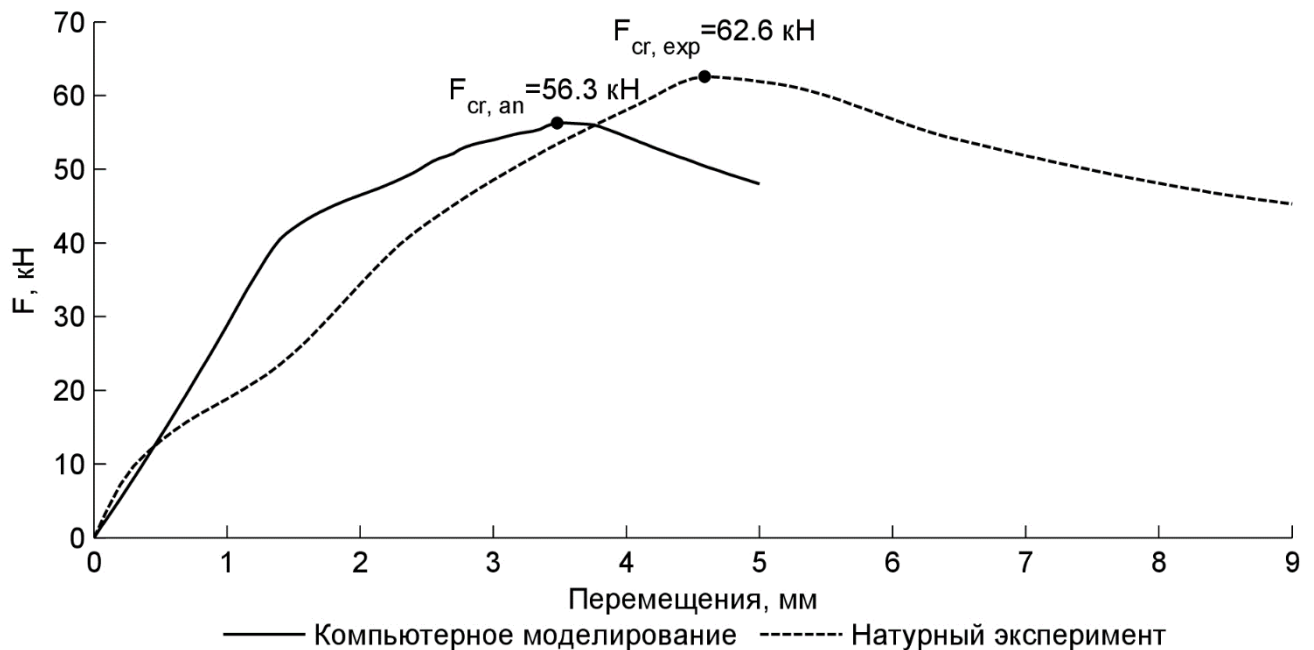


Рисунок 2. 26 — Сравнение результатов натурального и численного экспериментов

Как видно из графиков, значение предельной нагрузки, соответствующее натурному эксперименту составило $F_{cr, exp} = 62.6$ кН, численному эксперименту — $F_{cr, ans} = 56.3$ кН, что говорит о приемлемом уровне тождественности результатов. Относительная погрешность составила 10.0%.

Перемещение в момент достижения предельной несущей способности по результатам натурального эксперимента составило $\Delta_{cr, exp} = 4.59$ мм, численного эксперимента — $\Delta_{cr, ans} = 3.71$ мм. Относительная погрешность составила 19.2%. Такая разница в перемещениях связана с недостаточным качеством замера начальных геометрических несовершенств. Свой вклад в погрешность по перемещениям внесли также начальные зазоры на опорах. Стоит отметить, что

данной относительной погрешности соответствует абсолютная погрешность равная 0.87 мм, что в масштабах конструкции в целом является незначительной величиной.

С точки зрения картины деформирования наблюдается тождественность результатов. Отказ элемента явился следствием достижения напряжениями предела текучести в верхней полке в середине пролета (рис. 2.27).

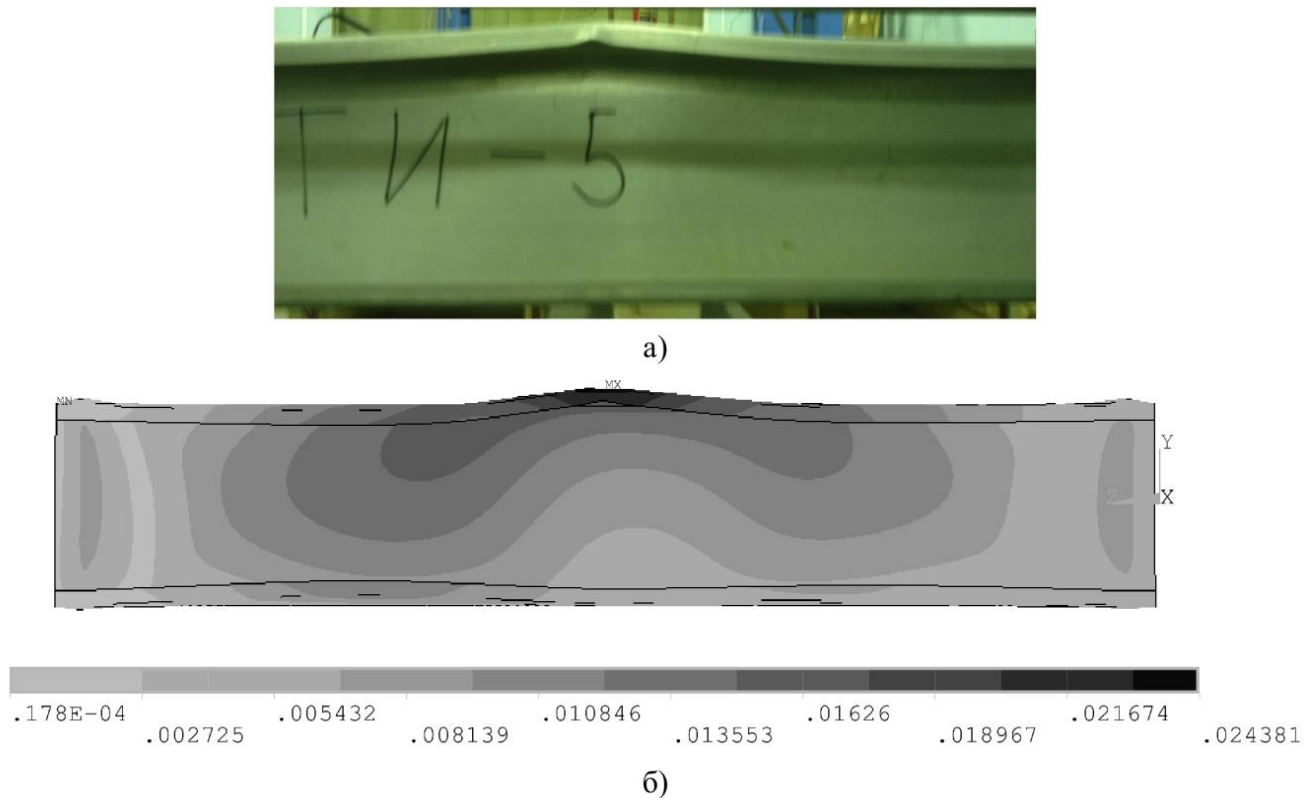


Рисунок 2. 27 — Картина деформирования: а) натурный эксперимент; б) компьютерное моделирование

2.3 Выводы по главе

1) В ходе исследования установлено, что для численного моделирования исследуемой задачи предпочтительным типом конечного элемента в программном комплексе ANSYS является оболочечный элемент SHELL181 с характерным размером элемента $H/20$. Данные параметры сетки обеспечивают оптимальное соотношение между требуемым уровнем точности результатов и затраченным на

расчет времени.

2) Вследствие смещения центра тяжести «редуцированного» сечения относительно исходного, у сплошного С-образного профиля наблюдается предрасположенность терять устойчивость в положительном направлении оси X (рисунок 2.11).

3) Распределение местных начальных несовершенств не оказывает влияния на величину предельной несущей способности элемента в целом.

4) За предельную несущую способность профиля при компьютерном моделировании целесообразно принять силу, соответствующую началу пластического деформирования F_{pl} .

5) В исследуемом диапазоне геометрических параметров поперечного сечения в качестве формы общего начального несовершенства допускается внесение в модель выгиба в виде синусоидальной полуволны относительно главной оси наименьшей жесткости, даже в случае, если первой общей формой потери устойчивости является изгибно-крутильная форма.

6) Сравнение результатов компьютерного моделирования и натурных испытаний показало приемлемый уровень тождественности результатов, с точки зрения значения критической силы и картины деформирования. Относительная погрешность составила $\sim 10.0\%$.

7) Значительной относительной погрешности результатов для перемещений ($\sim 19\%$) даны обоснования и отмечено, что такой относительной погрешности соответствует абсолютная погрешность равная 0.87 мм, что в масштабах конструкции в целом является незначительной величиной.

8) По результатам исследования можно сделать вывод о том, что предложенная методика компьютерного моделирования для определения несущей способности легких стальных тонкостенных профилей сплошного сечения, дает результаты, тождественные результатам натурального эксперимента и «инженерной» методики.

Глава 3. Разработка методики расчета устойчивости профилей со сложной перфорацией

Исследования, представленные во 2-ой главе, показали, что разработанные компьютерные модели с достаточной степенью точности повторяют результаты нормативных документов. Таким образом, на основе данных компьютерных моделей возможно модернизировать действующую методику для определения несущей способности профилей сложной конфигурации. В данной главе приведены основные положения методики. Для наглядности разработка велась на конкретном виде профиля, а именно марки «АТЛАНТ»

3.1 Основные этапы разработки

Несущая способность сплошных тонкостенных профилей на осевое сжатие по методике, описанной в Eurocode [69–72], определяется по формуле:

$$F_{b,rd} = \chi A_{eff} R_y, \quad (3.1)$$

где: χ — коэффициент устойчивости; A_{eff} — «эффективная» площадь поперечного сечения; R_y — предел текучести.

Для сжатых элементов коэффициент устойчивости χ зависит от условной гибкости $\bar{\lambda}$ и соответствующей кривой критических напряжений:

$$\bar{\lambda} > 0.2 \rightarrow \chi = \frac{1}{\Phi + \sqrt{\Phi^2 - \bar{\lambda}^2}}, \chi \leq 1, \quad (3.2)$$

$$\Phi = 0.5[1 + \alpha(\bar{\lambda} - 0.2) + \bar{\lambda}^2], \quad (3.3)$$

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{A_{eff} R_y}{F_{cr}}}, \quad (3.4)$$

где: F_{cr} — значение критической силы (изгибной, крутильной или изгибно-крутильной); α — коэффициент несовершенства, зависящий от вида потери устойчивости и формы поперечного сечения. Данная методика не может быть применена к профилям сложной конфигурации по следующим причинам:

1) При расчете критической силы необходимо знать геометрические характеристики поперечного сечения. Профили «АТЛАНТ» имеют непостоянную форму поперечного сечения по длине (рисунок 3.1), и соответственно и разные геометрические характеристики, что усложняет определение критических сил. Методики Eurocode предлагают решение этой задачи лишь для узкого круга конфигураций профилей и не пригодны для профиля «АТЛАНТ».

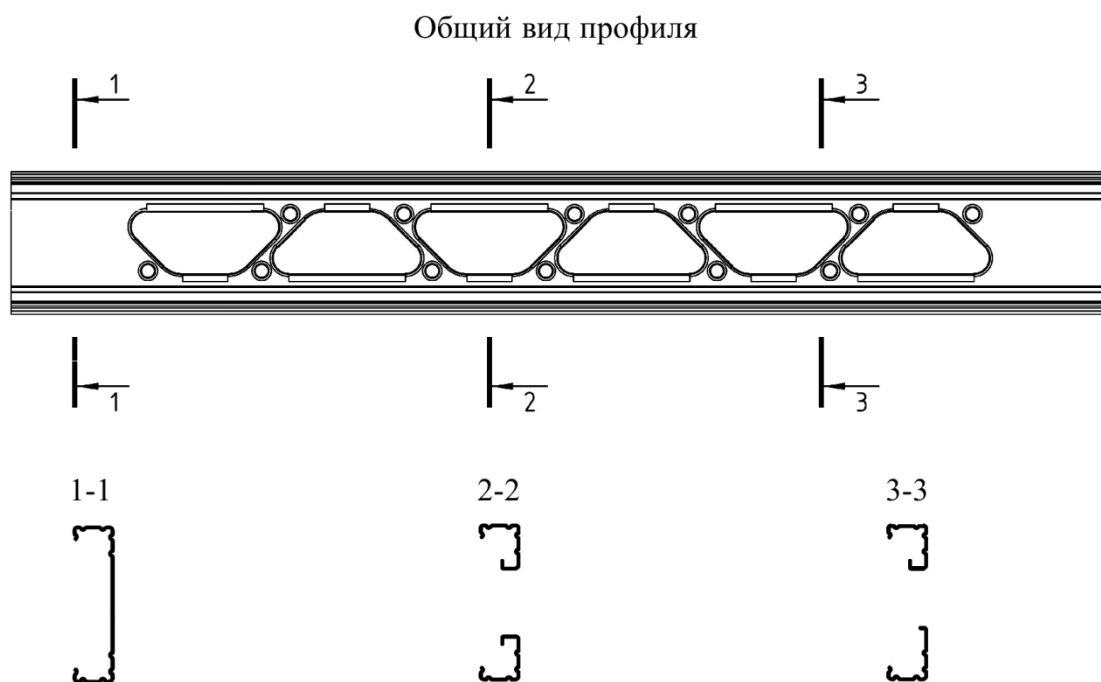


Рисунок 3.1 — Профили марки "АТЛАНТ"

2) Наличие отверстий, дополнительных отгибов и продольных «канавок» в профилях «АТЛАНТ» оказывают существенное влияние на характер закритического напряженно-деформированного состояния. «Эффективная» площадь поперечного сечения A_{eff} зависит от местной потери устойчивости, и чтобы ее определить, необходимо провести дополнительные исследования местной потери устойчивости стенки/полок.

3) Коэффициент устойчивости χ подбирается на основе формы поперечного сечения профиля. Для профиля сложной конфигурации необходимо подобрать соответствующую кривую критических напряжений.

Таким образом для усовершенствования действующей методики необходимо решить следующие задачи:

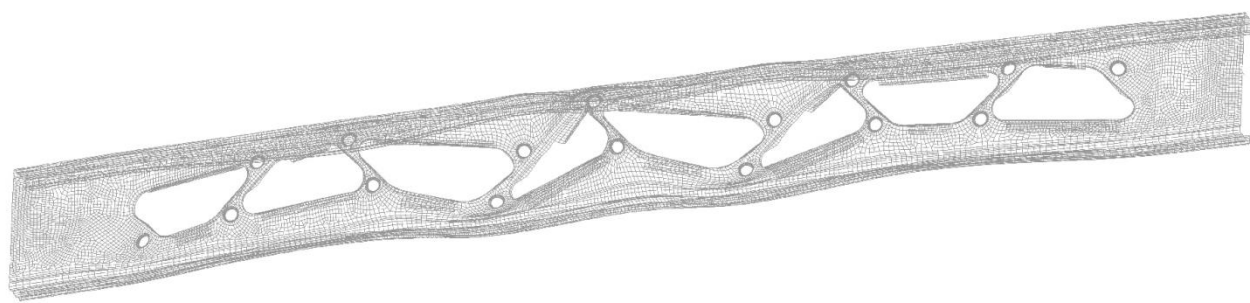
- 1) определить эквивалентные геометрические характеристики поперечного сечения;
- 2) определить «эффективные» площади поперечного сечения профилей «АТЛАНТ» A_{eff} по результатам исследования местной потери устойчивости стенки/полок;
- 3) подобрать кривую критических напряжений из условия наилучшего согласования результатов численного F_{at} и инженерного F_m расчетов несущей способности профиля.

3.2 Определение целевых значений несущей способности

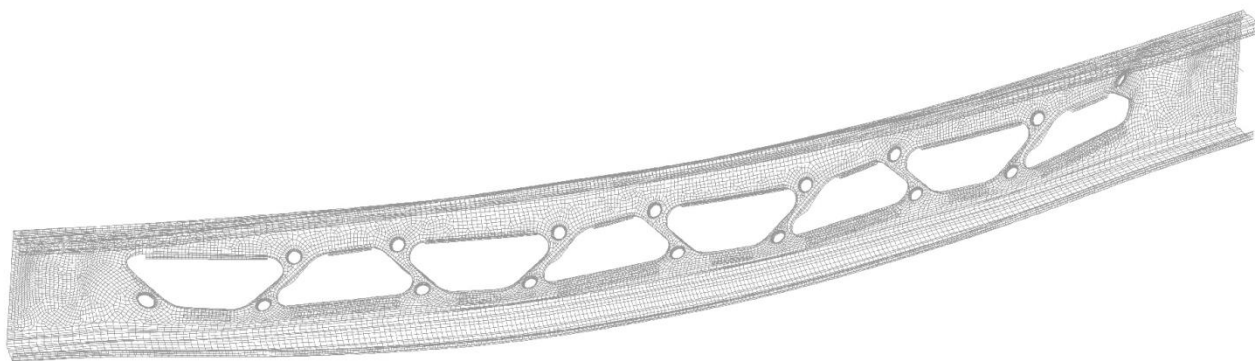
Построение методики будет вестись на основе результатов компьютерного моделирования. Целью методики является повторение результатов компьютерного моделирования, полученных в данном параграфе. Для этого созданы модели профилей «АТЛАНТ» аналогичные описанным в параграфах 2.1.1–2.1.3. В ходе серии численных экспериментов планируется варьировать геометрические характеристики из следующего набора дискретных значений: H — 152, 203 мм; B — 41.3, 50.8 мм; Tk — 1.0, 1.5, 2.0 мм; L — 0.5, 1.5, 2.75, 4.0 м.

По аналогии со сплошным профилем, выбран оптимальный вид и размера конечного элемента — SHELL181 со средним размером $H/20$.

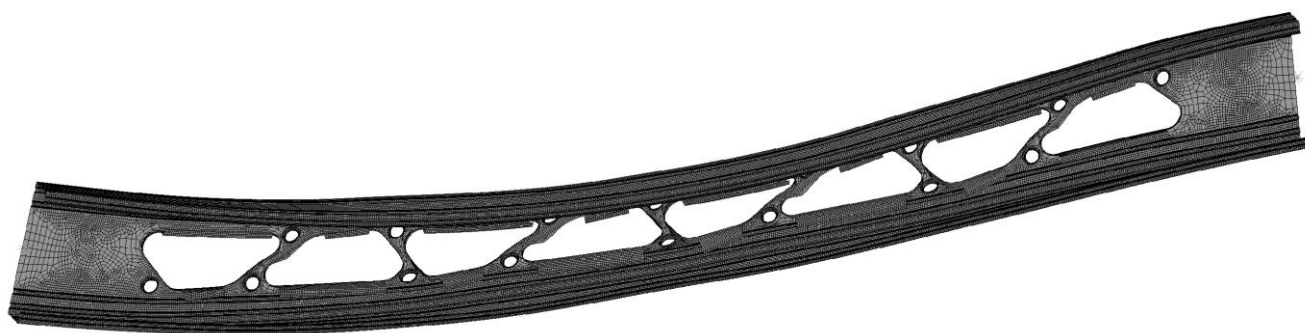
На основе вычисленных «эквивалентных» характеристик (параграф 3.3) определены критические силы потери устойчивости — изгибная ($F_{cr,y}$), крутильная ($F_{cr,t}$) и изгибно-крутильная ($F_{cr,tf}$). Результаты расчетов представлены в таблице А.3. Решающий критерий (графа 9) определялся по наименьшей из трёх сил и обозначался соответственно: изгибная форма потери устойчивости равновесия — «f», крутильная форма потери устойчивости — «t», изгибно-крутильная форма потери устойчивости — «tf». По результатам анализа установлено, что во всех случаях решающим критерием является потеря устойчивости по изгибной форме (рисунок 3.2 б). Характерная первая местная форма потери устойчивости представлена на рисунке 3.2 а.



а)



б)



в)

Рисунок 3.2 — Формы потери устойчивости: а) местная; б) общая изгибная; в) общая изгибно-крутильная

Проанализировано влияние распределения начальных геометрических несовершенств на несущую способность профиля. Аналогично сплошному профилю установлено:

- 1) Распределение местных начальных несовершенств не оказывает влияние на несущую способность профиля;
- 2) У профилей марки «АТЛАНТ» существует предрасположенность терять устойчивость в положительном направлении оси X (рисунок 2.11);
- 3) Введение начального несовершенства в виде комбинации общей формы в

направлении положительной оси X , а также любой из местных форм, дает наименьшее значение несущей способности.

Учитывая результаты проведенных исследований для рассматриваемых типоразмеров профилей были созданы компьютерные модели, и определялась их несущая способность.

В ходе расчетов фиксировались:

— Сила F_{br} , соответствующая точке перегиба на графике «опорная реакция — перемещение свободного конца»;

— Сила F_{pl} , соответствующая достижению эквивалентными напряжениями предела текучести по линии пересечения стенки профиля с полкой (подробнее в параграфе 3.4);

Физически/геометрически нелинейным расчетом по деформированной схеме сложно установить насколько устойчиво равновесие. Не исключено, что критическое состояние может наступить при незначительном увеличении предельной нагрузки. В нормативных документах [40, 47] введен коэффициент надежности по устойчивости $\gamma_s = 1.3$, определяющий предельное отношение критической нагрузки к расчетной.

При определении критической силы общей потери устойчивости F_{el} нельзя применять линейный расчет, так как не будет учтено влияние местной потери устойчивости. Предлагается критическую силу определять из расчета по деформированной схеме, но: 1) исключив физически нелинейную модель материала и 2) значительно снизив величину начальных геометрических несовершенств. При таких условиях результат расчета (точка перегиба на графике «опорная реакция—перемещение свободного конца») будет максимально приближен к значению критической силы.

Таким образом, за несущую способность профиля F_{at} принимается наименьшая из трех величин: F_{br} , F_{pl} , $F_{el}/1.3$. Результаты расчета сведены в таблицу А.4. Символ «—» свидетельствует, что в данном расчете не удалось достигнуть соответствующего критерия. Полученные значения F_{at} будут использованы как целевые при разработке инженерной методики

(см. параграф 3.6).

Используя теорию математического планирования многофакторного эксперимента, были проведены расчеты и получено уравнение регрессии – формула для приближенной оценки несущей способности профиля в рассмотренном диапазоне параметров:

$$F_{at} = 32,0 - 0,12 \cdot H_{sc} + 3,73 \cdot B_{sc} - 29,1 \cdot L_{sc} + 15,3 \cdot Tk_{sc}, \quad (3.5)$$

где:

$$\begin{aligned} H_{sc} &= 39,4 \cdot H - 7B_{sc} = 210 \cdot B - 9,67 \\ L_{sc} &= 0,57 \cdot L - 1,29Tk_{sc} = 2000 \cdot Tk - 3 \end{aligned} \quad (3.6)$$

Коэффициент детерминации полученной функции составил $R^2 = 0,83$, что свидетельствует об удовлетворительном уровне тождественности аппроксимации.

3.3 Анализ влияния сложной перфорации на жесткостные характеристики легких стальных тонкостенных профилей

Для определения критических сил профилей «АТЛАНТ» необходимо задать ряд геометрических характеристик поперечного сечения (см. формулы (1.13) – (1.15)), а именно:

- $J_{y,x}$ — изгибные моменты инерции в двух главных плоскостях;
- J_k — момент инерции при свободном кручении;
- J_w — секториальный момент инерции;
- A — площадь;
- α_y и α_z — координаты центра изгиба, относительно центра тяжести;

Для решения этой задачи, предлагается определять *эквивалентные геометрические характеристики сечения* из условия равенства максимальных перемещений/напряжений в профиле с постоянной формой поперечного сечения по длине, с соответствующими перемещениями/напряжениями в профиле «АТЛАНТ».

Для этого были созданы две расчетные модели: первая — для определения эквивалентных изгибных моментов инерции и площади, вторая — для определения

крутильных характеристик.

Первая расчетная модель показана на рис. 3.3. Модель представляет собой профиль «АТЛАНТ», один из концов которого свободный, второй — жестко зашпелен. На свободный конец профиля поочередно прикладываются незначительные силы F по направлению одной из осей, и выполняется серия расчетов, в ходе которых отслеживаются максимальные перемещения (ux , uy , uz) вдоль соответствующих осей, по которым вычисляются эквивалентные характеристики:

$$J_{x,eq} = \frac{F_x L_x^3}{3Eux}, \quad J_{y,eq} = \frac{F_y L_y^3}{3Euy}, \quad A_{eq} = \frac{F_z L_z}{Euz}, \quad (3.7)$$

где: $J_{x,eq}$, $J_{y,eq}$ — эквивалентные моменты инерции относительно осей x и y ; A_{eq} — эквивалентная площадь; $F_{x,y} = 0.2$, [кН] — поперечные силы; $F_z = 1.0$, [кН] — продольная сила; $L_{x,y} = 2$, [м] — длина, в случае действия поперечной силы; $L_z = 1$, [м] — длина, в случае действия продольной силы.

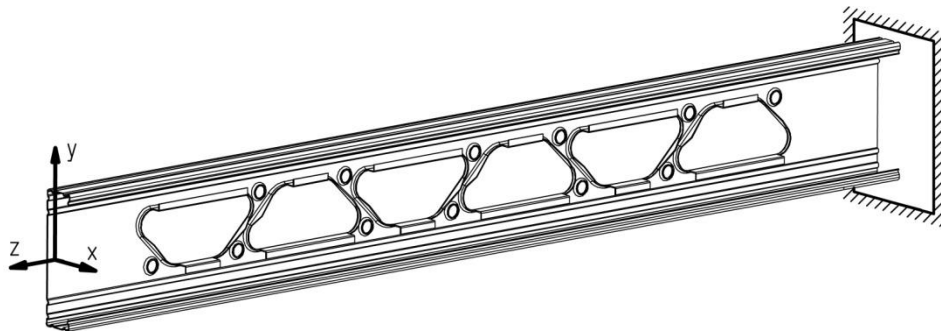


Рисунок 3.3 — Модель для определения эквивалентных характеристик

Все расчеты выполнялись в программном комплексе ANSYS. В ходе расчетов варьировались следующие размеры поперечного сечения: высота стенки H — 152, 203 мм; ширина полок B — 41.3, 50.8 мм; толщина металла Tk — 1.0, 1.5, 2.0 мм. Ширине полки $B = 41.3$ мм соответствует длина отгиба $C = 12.7$ мм, ширине полки $B = 50.8$ мм — длина отгиба $C = 15.9$ мм. Результаты определения эквивалентных моментов инерции и площади сведены в таблицу 3.1.

Для оценки влияния отверстий на изгибную/осевую жесткость в таблицу 3.1 дополнительно занесены соответствующие характеристики для сечений профилей без отверстий (сечение 1–1 рисунок 3.1). Найденные эквивалентные

характеристики имеют нижний индекс «eq», характеристики сечения 1–1 —«f».

Для количественной оценки влияния отверстий введен безразмерный коэффициент $k = X_{eq}/X_F$, равный отношению характеристики профиля с отверстиями к соответствующей характеристике профиля без отверстий.

Отмечается незначительный разброс параметра k в пределах каждой высоты стенки (152 или 203 мм). Это можно использовать для вычисления эквивалентных характеристик профилей с толщиной металла, отличающейся от исследуемых профилей. Установлено, что наличие отверстий в профиле снижает изгибную жесткость (и как следствие изгибные критические силы) в среднем на 15–25%.

Таблица 3.1— Результаты определения эквивалентных моментов инерции и площади

H , мм	B , мм	Tk , мм	$J_{y,eq}$, мм ⁴	$J_{y,F}$, мм ⁴	k	$J_{x,eq}$, мм ⁴	$J_{x,F}$, мм ⁴	k	A_{eq} , мм ²	A_F , мм ²	k
152	41.3	1	43084	56595	0.76	691248	914524	0.76	167	269	0.62
152	41.3	1.5	61313	80935	0.76	1023504	1337604	0.77	247	398	0.62
152	41.3	2	77437	102891	0.75	1338802	1740029	0.77	322	524	0.61
152	50.8	1	77874	103033	0.76	784904	1054710	0.74	191	296	0.64
152	50.8	1.5	111573	144494	0.77	1166037	1532896	0.76	281	435	0.65
152	50.8	2	141940	189406	0.75	1529555	2012993	0.76	368	577	0.64
203	41.3	1	51608	61150	0.84	1445007	1848260	0.78	231	325	0.71
203	41.3	1.5	73548	87367	0.84	2148423	2711201	0.79	342	482	0.71
203	41.3	2	93083	110974	0.84	2820120	3537466	0.80	448	635	0.71
203	50.8	1	94067	112353	0.84	1621760	2104783	0.77	255	352	0.72
203	50.8	1.5	134941	157270	0.86	2417300	3066565	0.79	377	519	0.73
203	50.8	2	171972	206221	0.83	3179255	4037609	0.79	496	688	0.72

Была проверена гипотеза о возможности определения критической силы для профилей «АТЛАНТ» при подстановке эквивалентных моментов инерции в классическую формулу Эйлера. Для этого была проведена серия линейных расчетов в ПК ANSYS на устойчивость (*antype, buckle*). С целью исключения местных форм потери устойчивости, для моделирования были выбраны профили длиной $L = 3$ м. В качестве граничных условий приняты шарнирные закрепления с обеих сторон. Результаты расчетов приведены в таблицах 3.2–3.3.

Таблица 3.2 — Результаты сравнения значений критических сил для профиля с высотой стенки $H = 152$ мм

H , мм	152					
B , мм	41.3			50.8		
Tk , мм	1.0	1.5	2.0	1.0	1.5	2.0
F_{an} , кН	9.57	14.18	18.28	17.17	25.52	33.04
F_{eu} , кН	9.92	14.12	17.83	17.93	25.69	32.69
Погрешность, %	3.52	0.39	2.49	4.28	0.70	1.08

Таблица 3.3 — Результаты сравнения значений критических сил для профиля с высотой стенки $H = 203$ мм

H , мм	203					
B , мм	41.3			50.8		
Tk , мм	1.0	1.5	2.0	1.0	1.5	2.0
F_{an} , кН	11.67	17.07	21.62	20.95	30.96	39.53
F_{eu} , кН	11.88	16.94	21.44	21.66	31.08	39.60
Погрешность, %	1.81	0.79	0.84	3.29	0.36	0.19

Обозначения, принятые в таблицах 3.2–3.4: F_{an} — значение наименьшей критической силы, полученное в результате численного решения для реальной геометрии; F_{eu} — значение критической силы, вычисленной с использованием эквивалентного момента инерции J_y .

Погрешность определялась как процентное отношение абсолютной разницы между значениями F_{an} и F_{eu} к меньшему из них.

Среднее значение погрешности составило 1.65%. Типичная первая форма потери устойчивости, полученная на основе компьютерного моделирования, как и ожидалось, *изгибная*, показана на рисунке 3.4.

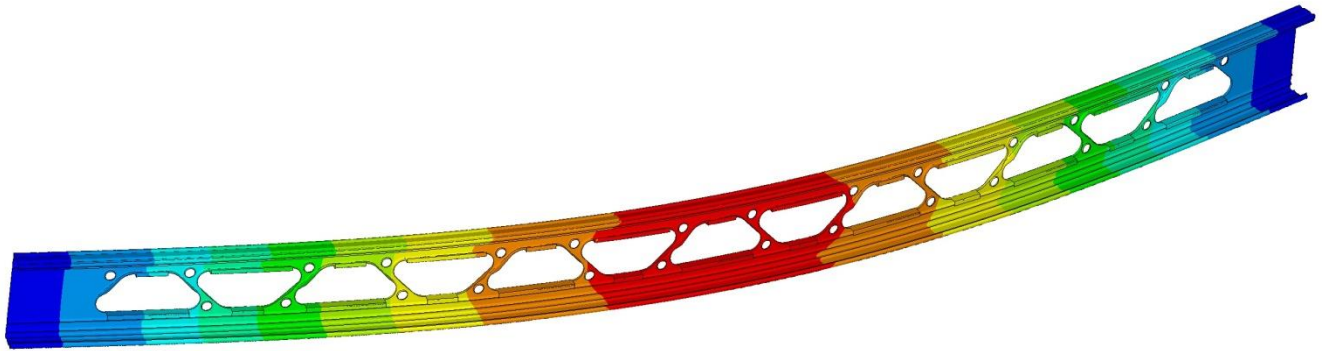


Рисунок 3.4 — Типичная общая форма потери устойчивости профилей «АТЛАНТ»

Вторая расчетная модель служит для определения *эквивалентных крутильных характеристик* и представляет собой профиль «АТЛАНТ», один конец которого свободен, другой — жестко защемлен (рисунок 3.5). Длина профиля L составляет 2 метра. Для моделирования стесненного кручения на свободный конец профиля вдоль оси X прикладывается пара сил F_x .

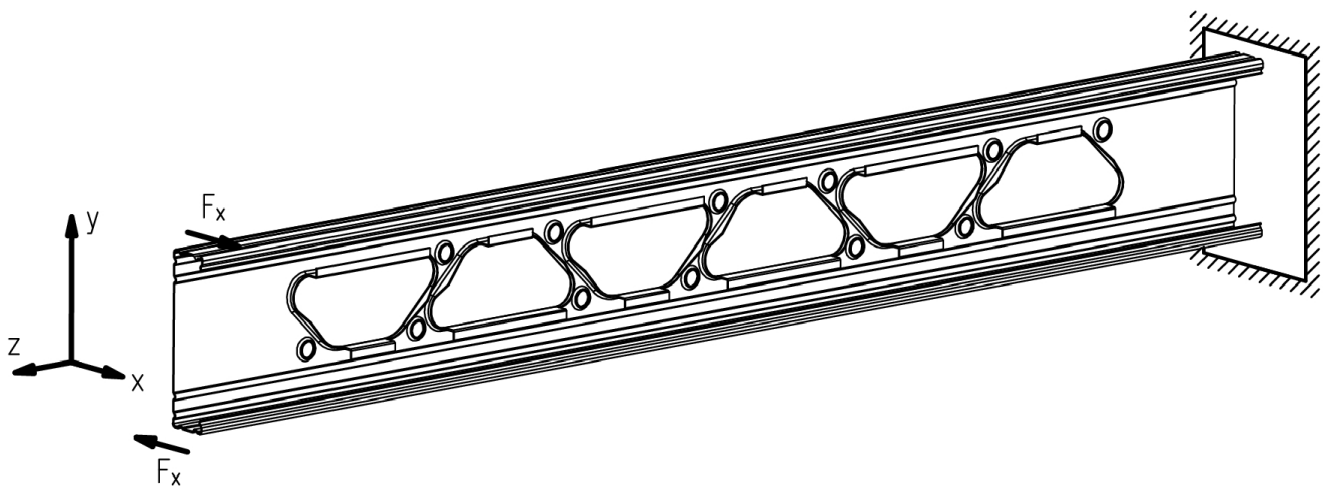


Рисунок 3. 5 — Модель для определения эквивалентных крутильных характеристик

Каждый типоразмер профиля исследуемой серии рассчитывался в двух вариантах: с отверстиями и без них. Основные параметры, определяющие НДС: $Z_{mx,mn}$ — максимальное/минимальное значение перемещений вдоль оси Z , определяющие величину деформации; $x_{mx,mn}$, y_{mx} — максимальные/минимальные значения перемещений в плоскости поперечного сечения профиля, определяющие угол и ось закручивания; $\sigma_{mx,mn}$ — максимальное/минимальное значение нормальных напряжений вдоль оси Z .

Для количественной оценки результатов введен параметр δ , численно равный процентному соотношению абсолютной разницы между значениями к меньшему из них. Результаты расчетов представлены в таблице 3.4.

Незначительное значение погрешности δ по всем параметрам сравнения позволяет сделать вывод, что наличие отверстий, усиленных дополнительными полками, не оказывает влияния на напряженно-деформированное состояние при стесненном кручении. Т.е. при расчете профилей «АТЛАНТ» можно использовать крутильные характеристики: момент инерции при свободном кручении J_k , секториальный момент инерции J_w , положение центра изгиба относительно центра тяжести $\alpha_{x,y}$, определенные для сплошного профиля (сечение 1–1 рисунок 3.1). Значения данных характеристик приведены в таблицах 3.5–3.6. В силу симметрии профиля относительно оси X величина $\alpha_y = 0$.

Таблица 3.4 — Результаты сравнения профилей на стесненное кручение с отверстиями и без

H , мм	B , мм	Tk , мм	Вид*	z_{mx} , мм	z_{mn} , мм	x_{mx} , мм	x_{mn} , мм	y_{mx} , мм	σ_{mx} , МПа	σ_{mn} , МПа
152	41.3	1	-	0.080	-0.072	2.93	-2.89	2.17	22.4	-21.7
			+	0.081	-0.073	3.04	-3.02	2.27	22.1	-22.0
			δ , %	1.38	1.87	3.50	4.18	4.39	1.50	1.32
152	50.8	1	-	0.133	-0.120	3.59	-3.55	3.29	37.9	-35.9
			+	0.136	-0.123	3.73	-3.72	3.46	38.2	-36.7
			δ , %	2.27	2.31	3.81	4.48	4.83	0.64	2.24
152	41.3	1.5	-	0.043	-0.040	1.64	-1.63	1.20	12.7	-12.5
			+	0.043	-0.041	1.71	-1.70	1.25	12.5	-12.5
			δ , %	1.11	2.26	3.75	4.04	3.74	1.57	0.07
152	50.8	1.5	-	0.080	-0.075	2.22	-2.20	2.04	24.0	-23.4
			+	0.081	-0.076	2.31	-2.30	2.13	24.1	-23.9
			δ , %	1.97	2.49	3.97	4.32	4.24	0.48	2.03
152	41.3	2.0	-	0.025	-0.024	1.00	-1.00	0.72	7.9	-7.9
			+	0.026	-0.025	1.05	-1.05	0.76	7.9	-7.8
			δ , %	1.84	3.39	4.90	4.99	4.15	0.13	0.43
152	50.8	2.0	-	0.052	-0.050	1.51	-1.50	1.38	16.9	-16.7
			+	0.054	-0.052	1.58	-1.58	1.44	17.1	-17.1
			δ , %	2.29	3.14	4.66	4.83	4.25	1.08	2.04
203	41.3	1	-	0.078	-0.071	2.86	-2.81	1.52	21.3	-20.8
			+	0.079	-0.071	2.90	-2.86	1.55	21.0	-20.9
			δ , %	0.27	0.52	1.26	1.75	2.13	1.17	0.85
203	50.8	1	-	0.124	-0.113	3.51	-3.46	2.29	35.3	-33.5
			+	0.124	-0.114	3.56	-3.53	2.35	35.4	-34.1
			δ , %	0.69	0.87	1.49	1.97	2.58	0.19	1.74
203	41.3	1.5	-	0.044	-0.041	1.67	-1.66	0.88	12.5	-12.3
			+	0.044	-0.042	1.70	-1.69	0.90	12.3	-12.4
			δ , %	0.51	0.73	1.54	1.77	1.70	1.20	1.20
203	50.8	1.5	-	0.077	-0.072	2.22	-2.20	1.47	22.9	-22.3
			+	0.077	-0.073	2.26	-2.25	1.50	22.9	-22.7
			δ , %	0.61	1.06	1.65	1.91	2.13	0.00	1.78
203	41.3	2.0	-	0.027	-0.026	1.07	-1.06	0.56	8.1	-8.0
			+	0.028	-0.027	1.10	-1.09	0.57	8.0	-8.1
			δ , %	1.41	1.37	2.34	2.34	1.87	0.23	1.27
203	50.8	2.0	-	0.052	-0.050	1.56	-1.55	1.03	16.6	-16.4
			+	0.053	-0.051	1.60	-1.59	1.05	16.7	-16.7
			δ , %	0.96	1.53	2.09	2.24	2.06	0.34	2.02

*Примечания: «-» — профиль без отверстий; «+» — профиль с отверстиями

Таблица 3.5 — Результаты определения крутильных характеристик для профилей с высотой стенки $H = 152$ мм

H , мм	152					
B , мм	41.3			50.8		
Tk , мм	1.0	1.5	2.0	1.0	1.5	2.0
J_k , мм ⁴	82	259	578	91	289	649
J_w , мм ⁶	248172095	349437784	437468374	479428435	678158425	853150421
α_x , мм	27.4	26.8	26.2	37.4	36.7	36.0

Таблица 3.6 — Результаты определения крутильных характеристик для профилей с высотой стенки $H = 203$ мм

H , мм	203					
B , мм	41.3			50.8		
Tk , мм	1.0	1.5	2.0	1.0	1.5	2.0
J_k , мм ⁴	99	314	700	108	343	770
J_w , мм ⁶	473455900	668661835	839656859	897991050	1274746703	1609388163
α_x , мм	23.7	23.2	22.6	32.8	32.1	31.5

3.4 Исследование закритической работы стенки со сложной перфорацией

На стенке профилей «АТЛАНТ» имеются отверстия, предназначенные для снижения влияния профиля на теплофизические характеристики ограждающих конструкций. При этом гибкость стенки, ослабленной отверстиями, возрастает, что негативно сказывается на ее местной устойчивости, и, как следствие, на несущей способности профиля в целом. С целью уменьшения гибкости стенки, отверстия дополнительно обрамляются вспомогательными ребрами. В продольном направлении стенка усиливается рядом канавок, также повышающих ее местную устойчивость (рисунок 3.6). В данном параграфе изучается закритическое поведение стенки профилей «АТЛАНТ» при действии сжимающей нагрузки.

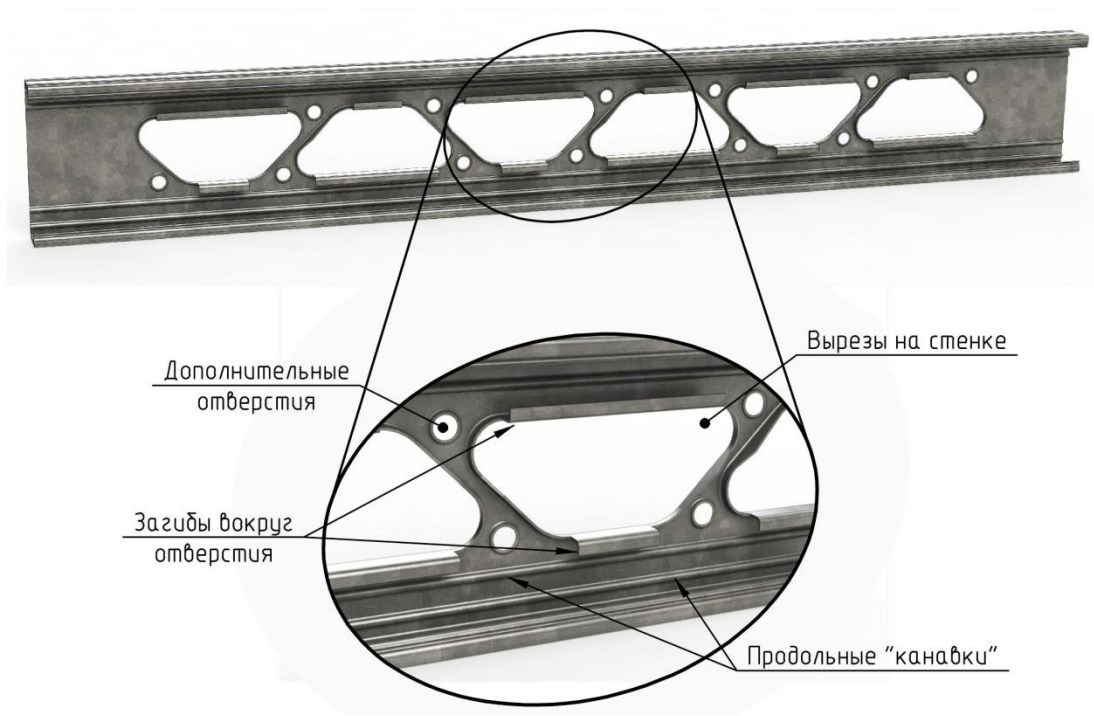


Рисунок 3.6 —Профиль «АТЛАНТ»

Как отмечалось в параграфе 1.2.2, при применении метода редуцирования для холодноформованного элемента в целом, его поперечное сечение необходимо разбить на совокупность независимых пластинок. Отброшенные части сечения заменяются граничными условиями: шарнирными опорами, а также пружинами кручения, имитирующими изгибную жесткость примыкающих элементов (рисунок 1.9). Таким образом, согласно действующим методикам расчета, эквивалентной расчетной моделью стенки с отброшенными полками является простая шарнирно-опертая по продольным граням пластинка. Для дальнейшего изучения местной потери устойчивости стенки профилей «АТЛАНТ» была выбрана именно эта модель, показанная на рисунке 3.7. На одной из продольных граней запрещены перемещения u_x , u_y , на другой — только u_x . В опорном сечении ограничены перемещения u_x , u_z , в силовом сечении — u_x . Сжатие пластины происходит за счет продольной силы F_z , передача которой происходит через жесткий штамп. Численный расчет данной модели выполнен в расчетном комплексе ANSYS. В ходе расчетов варьировалась высота стенки H — 152, 203 мм; толщина стенки Tk — 1.0, 1.5, 2.0 мм.

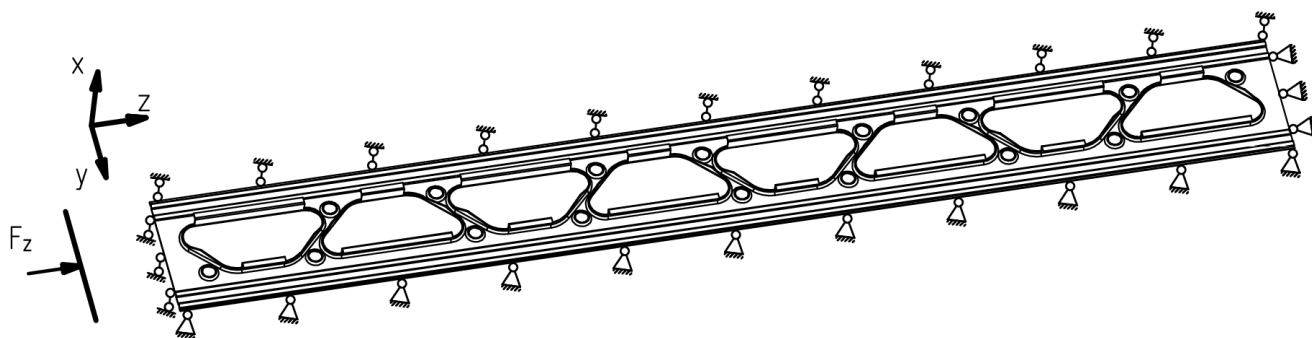


Рисунок 3. 7— Расчетная модель стенки профиля

Первым шагом определялась форма потери устойчивости исследуемой модели. Предполагалось, что местная потеря устойчивости стенки может реализоваться двумя путями: первый — через потерю устойчивости отдельных пластин, составляющих стенку; второй — через потерю устойчивости стенки как единого целого. Первый вариант подразумевает использование стандартной процедуры «редуцирования», второй — разработку специальной методики. Определение форм потери устойчивости для исследуемых конфигураций осуществлялось по результатам линейного расчета на устойчивость (antype, buckle). Во всех случаях первая форма потери устойчивости имела тот же вид (рисунок 3.8), что и для сплошной стенки. Стенка профиля «АТЛАНТ» волнообразно деформировалась как единое целое. Данная форма потери устойчивости не рассматривается в действующих нормативных документах и нуждается в особом исследовании.

Дополнительно по результатам линейного расчета на устойчивость получены значения критических сил F_{cr_w} , соответствующих местной потере устойчивости. Данные значения занесены в таблицу 3.7.

Таблица 3. 7— Результаты линейного расчета на устойчивость

H , мм	152			203		
Tk , мм	1.0	1.5	2.0	1.0	1.5	2.0
F_{cr_w} , кН	41.4	108.1	202.3	20.7	52.0	98.8

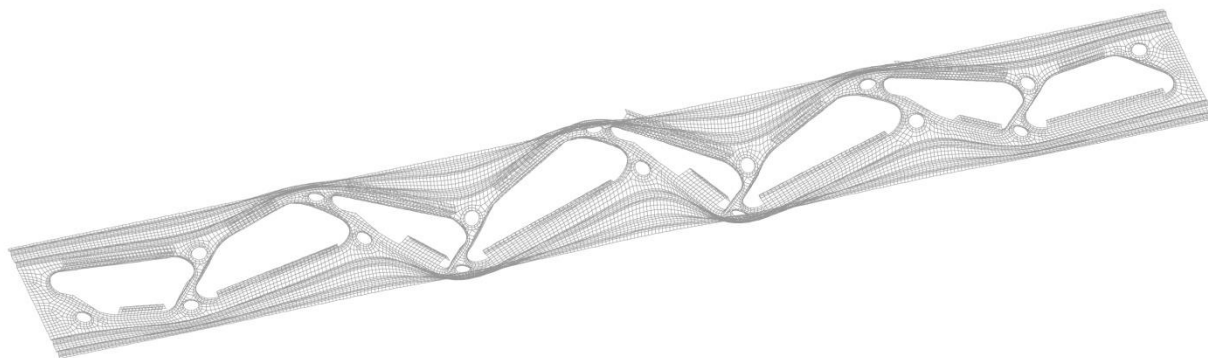


Рисунок 3. 8 — Типичная первая форма потери устойчивости стенки

Вторым шагом определялась полная «нередуцированная» площадь стенки. Для этого на исследуемую модель была приложена незначительная сжимающая сила $F_z = 3$ кН. Полученное типичное распределение эквивалентных напряжений по Мизесу показано на рисунке 3.9. Анализируя характер напряженно-деформированного состояния, можно сделать вывод о том, что участки поперечного сечения стенки, вовлеченные в работу, площадь A_{f_w} которых требуется определить, воспринимают основную часть нагрузки. Средние напряжения на обрамляющих отверстия полках, а также на соединительных перемычках примерно в 5 раз меньше напряжений на полосках, расположенных между краями стенки и продольными гранями отверстий. Площадь этих полосок и есть искомая «нередуцированная» площадь A_{f_w} .

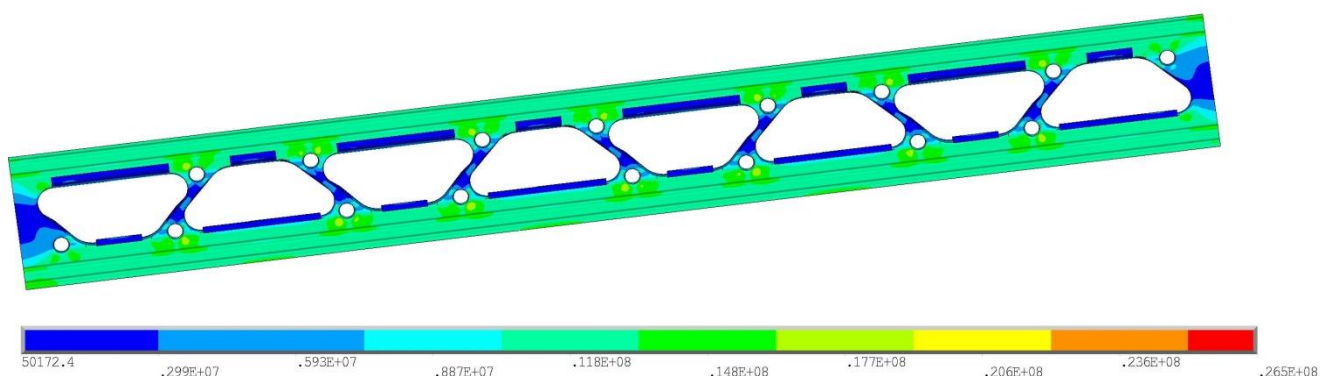


Рисунок 3.9 — Распределение эквивалентных напряжений
($H = 203$ мм, $Tk = 2.0$ мм)

На рисунке 3.10а показан разрез стенки, проведенный по центру трапецевидного отверстия. Согласно сделанным ранее выводам, площадь данного сечения не является исходной «нередуцированной» площадью. Из составляющих его элементов необходимо исключить обрамляющие отверстие полки. Часть поперечного сечения, составляющая искомую площадь, приведена на рисунке 3.10б. В таблицу 3.8 занесены исходные площади A_{f_w} для всех исследуемых конфигураций, а также вычисленные на их основе критические напряжения $\sigma_{cr_w} = F_{cr_w}/A_{f_w}$, соответствующие местной потере устойчивости.



Рисунок 3.10 — Площадь поперечного сечения: а) общая; б) «нередуцированная»

Таблица 3. 8 — Значения «нередуцированной» площади

H , мм	152			203		
Tk , мм	1.0	1.5	2.0	1.0	1.5	2.0
A_{f_w} , мм ²	59.5	86.5	111.8	115.6	170.2	223.0
σ_{cr_w} , МПа	696	1250	1810	179	306	443

Для определения значений критических напряжений σ_{cr_w} , [МПа] на основе регрессионного анализа получена следующая формула:

$$\sigma_{cr_w} = -1383 + 6.542 \cdot 10^3 \cdot H + 3.616 \cdot 10^6 \cdot Tk - 1.673 \cdot 10^7 \cdot H \cdot Tk + 1.6 \cdot 10^7 \cdot Tk^2 \quad (3.8)$$

Коэффициент детерминации составил ≈ 1 , что говорит о высокой степени точности подобранной функции.

Для дальнейшей разработки методики необходимо вернуться к определению «эффективной» площади. В параграфе 1.2.1 отмечалось, что при нагрузках, не превышающих значение критической силы, соответствующей местной потере устойчивости, распределение напряжений по длине поперечного сечения плоской

пластинки носит равномерный характер. При этом напряжения в поперечном сечении удовлетворяют выражению:

$$\sigma = \frac{F}{A_{gr}}, \quad (3.9)$$

где F — действующая сжимающая сила; A_{gr} — полная площадь.

С ростом нагрузки выше значения критической силы распределение напряжений становится неравномерным, а именно, напряжения на краевых участках стремительно растут, в то время как в средней части — незначительно сокращаются. Выражение (3.9) в данном случае будет справедливо лишь для средних по длине поперечного сечения напряжений $\sigma_{av} = F/A_{gr}$, в то время как максимальная величина напряжений может превышать среднее значение в несколько раз.

С целью определения максимальных действующих напряжений вводится понятие «эффективной» площади A_{eff} — такой площади, что отношение действующей сжимающей силы к данной «эффективной» площади дает значение максимальных напряжений. Следовательно, определить закономерность между «эффективной» площадью и сжимающей нагрузкой для стенки профилей «АТЛАНТ», можно придерживаясь следующего алгоритма:

- 1) В описанную выше расчетную модель необходимо внести начальные геометрические несовершенства по первой форме потери устойчивости с максимальной амплитудой $0.006H$;
- 2) Пошагово прикладывать сжимающую нагрузку до тех пор, пока напряжения не превысят предел текучести R_y ;
- 3) На каждом шаге приложения нагрузки необходимо записывать значение напряжений σ_i , определяющих несущую способность стенки;
- 4) На каждом шаге вычислить значение «эффективной» площади: $A_{eff_w,i} = F_i/\sigma_i$;
- 5) Аппроксимировать полученные данные оптимальной функцией с требуемой точностью;

Перед началом реализации предложенного алгоритма необходимо определить, при достижении какими именно напряжениями предела текучести наступает исчерпание несущей способности стенки в целом. На рисунках 3.11–3.12 представлено характерное распределение нормальных напряжений σ_z в срединной плоскости исследуемой стенки. Можно наблюдать скачки напряжений как на продольных «канавках», так и в областях около дополнительных круглых отверстий. Неясно, определяют ли данные напряжения несущую способность стенки в целом.

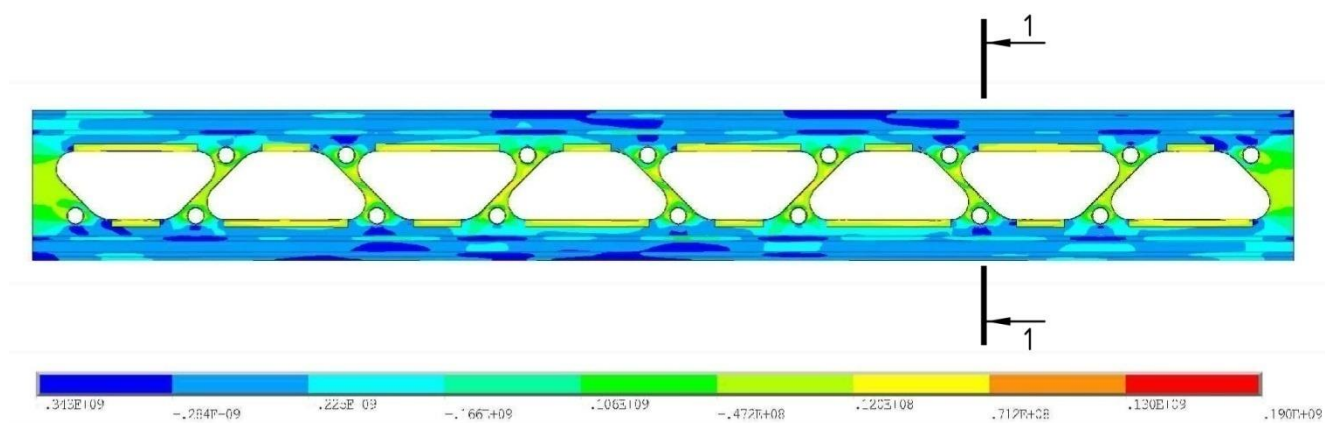


Рисунок 3. 11— Распределение нормальных напряжений σ_z ($H = 203$ мм, $Tk = 2.0$ мм, $F_z = 60.3$ кН)

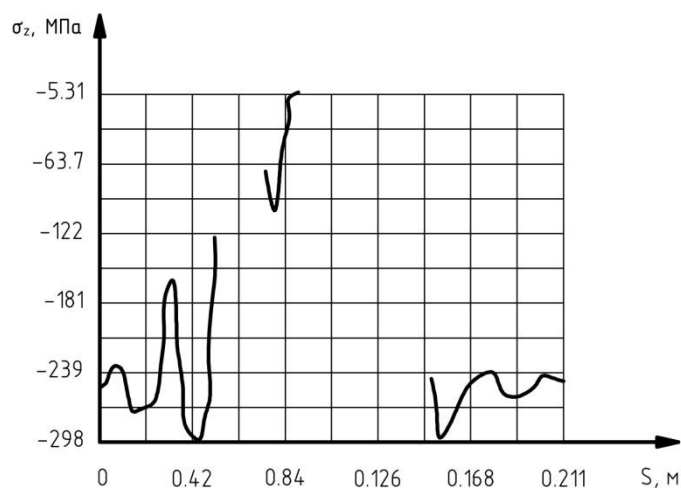


Рисунок 3. 12— Распределение нормальных напряжений σ_z по разрезу 1–1

С целью решения данного вопроса проведена предварительная серия расчетов, в ходе которых определялась несущая способность стенки каждой из исследуемых конфигураций. За несущую способность принимается значение

опорной реакции, соответствующей перегибу на графике «опорная реакция–перемещение свободного конца». Т.к. в пластинах при достижении точки бифуркации одно устойчивое равновесное состояние сменяется другим, в модели материала необходимо учесть пластичность. Использована билинейная модель с кинематическим упрочнением (BKIN) со следующими параметрами: $E = 210$ ГПа; $E_t = 1837$ МПа; $R_y = 350$ МПа.

В ходе расчетов отлеживались опорные реакции, соответствующие:
а) моменту появления пластических деформаций в модели в целом F_{pl_w} ;
б) моменту появления пластических деформаций в продольных приопорных участках F_{pl_r} . Те напряжения, для которых соответствующая опорная реакция окажется ближе к значению предельной несущей способности F_{max} , являются искомыми.

Для количественного сравнения результатов введен параметр $\delta_{pl_w/pl_r} = |(F_{pl_w/pl_r} - F_{max})/F_{max}| \cdot 100\%$. Результаты расчетов сведены в таблицу 3.9.

Таблица 3.9 —Результаты предварительной серии расчетов

H , мм	Tk , мм	F_{max} , кН	F_{pl_w} , кН	δ_{pl_w} , %	F_{pl_r} , кН	δ_{pl_r} , %
152	1	20.9	18.9	9.6	20.7	1.0
152	1.5	33.8	26	23.1	30.6	9.5
152	2	47.2	36.9	21.8	39.4	16.5
Среднее значение:				18.2	—	9.0
203	1	22.7	21.5	5.3	22.1	2.6
203	1.5	42.6	40.7	4.5	42.6	0.0
203	2	65	62.7	3.5	65	0.0
Среднее значение:				4.4	—	0.9

Анализируя результаты таблицы 3.9 можно сделать вывод, что за напряжения, определяющие исчерпание несущей способности, целесообразно принять значение максимального напряжения в приопорном продольном участке.

Среднее значение параметра δ_{pl_r} для высоты стенки $H = 152$ мм составило 9%, для $H = 203$ мм — 0.9%, что свидетельствует о тождественности результатов.

Определение наиболее значимых напряжений позволяет приступить к основной серии расчетов по предложенному ранее алгоритму.

На первом шаге для каждой исследуемой конфигурации выполняется линейный расчет на устойчивость, с целью определения формы начальных геометрических несовершенств. Далее в ходе физически/геометрически нелинейного расчета устанавливается зависимость между действующей сжимающей нагрузкой и напряжениями, определяющими исчерпание несущей способности.

Полученные результаты преобразуются к унифицированной зависимости вида $\rho(\lambda)$, где $\lambda_i = \sqrt{\sigma_i/\sigma_{cr_w}}$ — условная гибкость стенки; $\rho_i = A_{eff_w,i}/A_{f_w}$ — редуцированный коэффициент. Результаты расчетов графически представлены на рисунках 3.13–3.14.

Анализируя данные, полученные для серии расчетов с высотой стенки $H = 152$ мм (рисунок 3.13), можно сделать вывод, что значение редуцированного коэффициента ρ в среднем составляет 0.99 при минимальном значении равном 0.97. Для упрощения расчетов предлагается для $H = 152$ мм редуцированный коэффициент ρ положить равным единице независимо от условной гибкости λ . Оценка результатов, соответствующих $H = 203$ мм (рисунок 3.14), свидетельствует о плотном распределении, следовательно, полученные данные могут быть достаточно точно выражены некоторой функцией $\rho(\lambda)$. На основе регрессионного анализа была получена следующая зависимость:

$$\rho = -0.359\lambda^2 + 0.2293\lambda + 0.8785. \quad (3.10)$$

Коэффициент детерминации полученной функции регрессии составил $R^2 = 0.94$, что указывает на высокую точность предложенной функции и, как следствие, разрабатываемого подхода по определению "эффективной" площади стенки исследуемых профилей в целом.

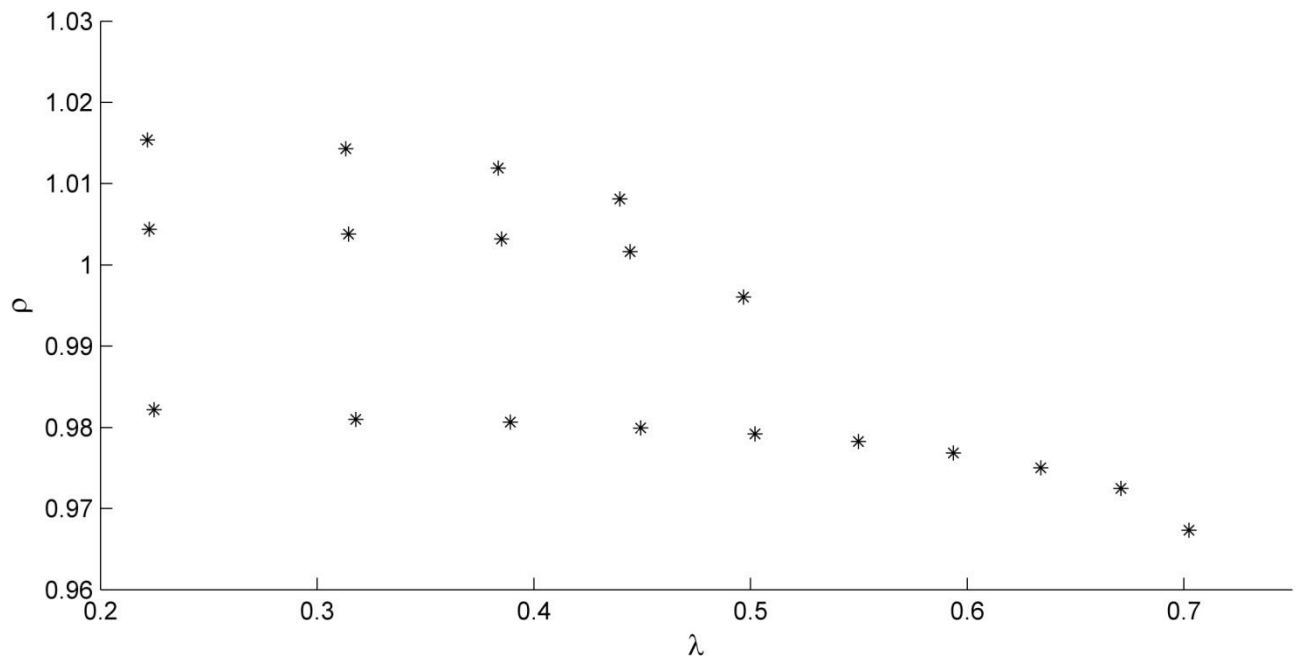


Рисунок 3.13 — Зависимость редуционного коэффициента ρ от гибкости стенки λ для профиля с $H = 152$ мм

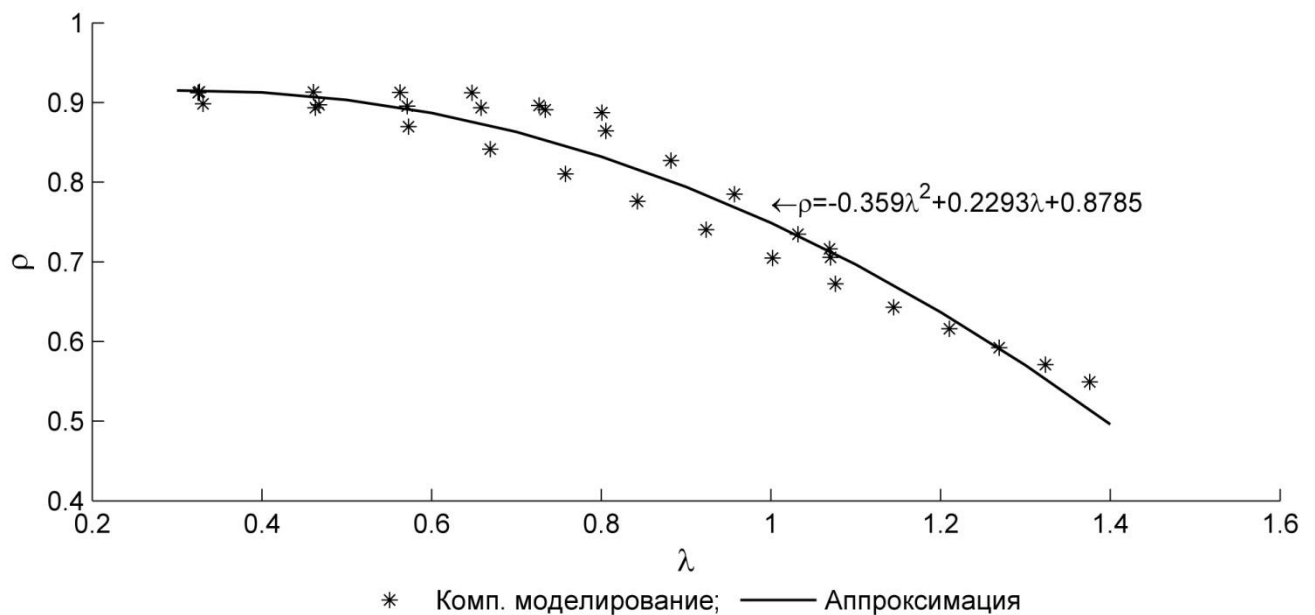


Рисунок 3.14 — Зависимость редуционного коэффициента ρ от гибкости стенки λ для профиля с $H = 203$ мм

3.5 Исследование закритической работы полки с несколькими дополнительными элементами жёсткости

Согласно стандартной методике редуцирования [70], потеря устойчивости полки рассматривается совместно с отгибом, который выступает как элемент жесткости. При этом кроме местной потери устойчивости каждого элемента в

отдельности, система «полка–отгиб» подвержена потере устойчивости формы сечения. Под потерей устойчивости формы сечения (рисунок 3.15) подразумеваются любые изменения поперечного сечения, за исключением изменений, порожденных местной потерей устойчивости [62].

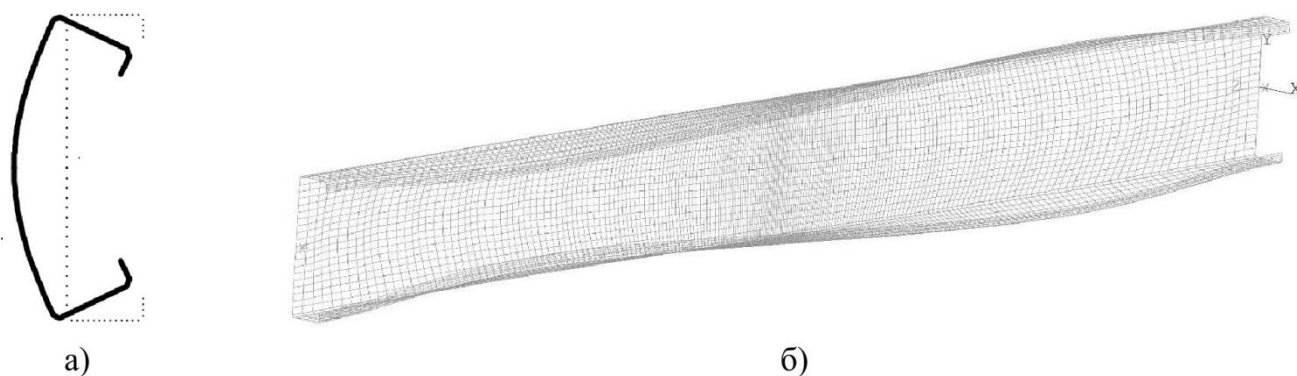


Рисунок 3.15 — Потеря устойчивости формы сечения сплошного С-образного профиля: а) поперечное сечение; б) общий вид

В параграфах 1.2.2, 3.4 отмечалось, что стандартная процедура редуцирования [70] предполагает декомпозицию поперечного сечения на отдельные независимые части. При этом отброшенная стенка в исходной расчетной модели полки (рисунок 3.16а) заменяется на пружину кручения с жесткостью C_t .

Далее, полагая действующие напряжения равными пределу текучести R_y , в первом приближении определяются эффективные части b_{eff} и c_{eff} .

Следующим шагом исходная расчетная модель приводится к модифицированной (рисунок 3.16б) путем замены пружины кручения на пружину растяжения/сжатия с линейной жесткостью K . Далее система, состоящая из эффективных частей полки $b_{eff,2}$, отгиба c_{eff} и пружины, рассматривается как стержень на упругом основании. Подразумевается, что изгибная форма потери устойчивости модифицированной модели с достаточной степенью точности описывает потерю устойчивости формы сечения исходной модели. Критическая сила для данной системы выражается как $F_{cr} = 2\sqrt{EJK}$, на основе которой определяется коэффициент редуцирования ρ . Описанная последовательность повторяется до тех пор, пока не будет достигнута сходимость.

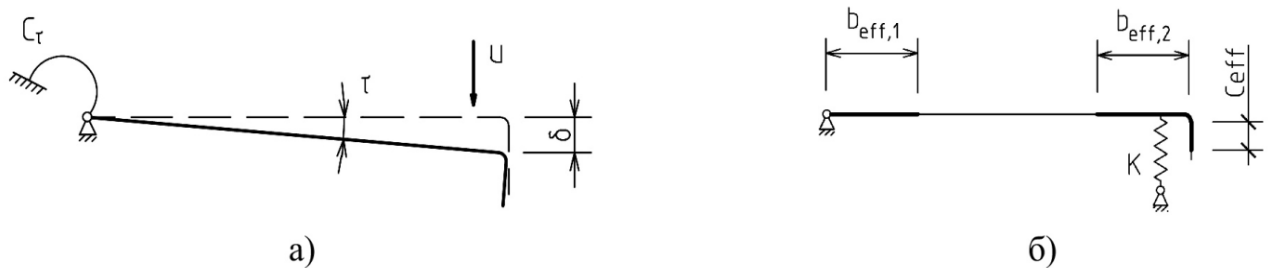


Рисунок 3.16 — Расчетная модель полки: а) исходная; б) модифицированная

В отличие от стандартной, полка профиля «АТЛАНТ» имеет дополнительные элементы жесткости - продольные канавки (рисунок 3.17а): две из них расположены непосредственно на полке, одна — на отгибе.

При наличии одновременно нескольких элементов жесткости для упрощения процедуры редуцирования нормативом [70] предлагается консервативный подход - исключение из расчета продольных канавок.

Целью данного параграфа является разработка методики редуцирования, которая позволила бы учесть все элементы жесткости в комплексе.

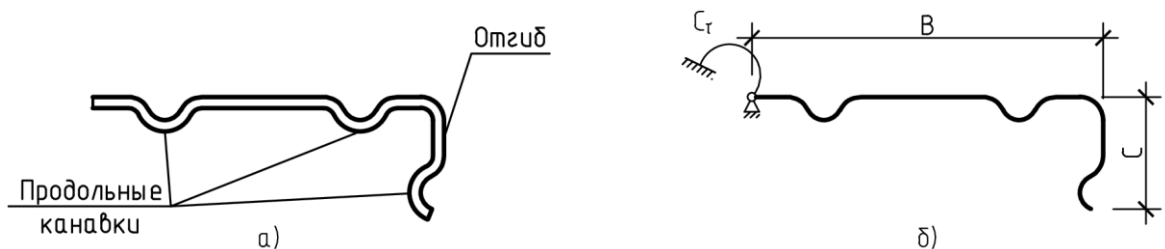


Рисунок 3.17 — Полка профиля «АТЛАНТ»: а) поперечное сечение; б) расчетная модель

За расчетную модель полки профиля «АТЛАНТ» примем модель, содержащую пружину кручения (рисунок 3.17б).

Первым шагом требуется определить жесткость пружины кручения C_τ . Для этого необходимо вернуться к исследованию стенки профиля. Предложенная модель для определения неизвестной жесткости C_τ представлена на рисунке 3.18. Модель представляет собой стенку профиля «АТЛАНТ» со следующими граничными условиями: на одной из продольных граней запрещены перемещения u_x , u_y , u_z ; на другой — u_x , u_z . К продольным граням стенки также приложен равномерно распределенный изгибающий момент M_z . В ходе расчетов необходимо определить углы закручивания rot_z , соответствующие крайним продольным

узлам.

Стенка по длине имеет непостоянную форму сечения. Поэтому при действии равномерно распределенного момента углы закручивания по длине стенки, а также изгибные жесткости соответствующих им пружин кручения равные $C_\tau = M_z / \text{rot}z$, не будут равнозначны. Для определения изгибной жесткости стенки необходимо создать в обеих расчетных моделях идентичное расположение узлов на виртуальной линии пересечения стенки с полками. Далее для каждого узла расчетной модели стенки на линии пересечения с полкой надо определить собственные жесткости C_τ , и передать их соответствующим узлам расчетной модели полки. При создании конечно-элементной модели в каждый узел, кроме крайних, прикладывался изгибающий момент M_z . В первом и последнем узлах изгибающий момент равен $M_z/2$.

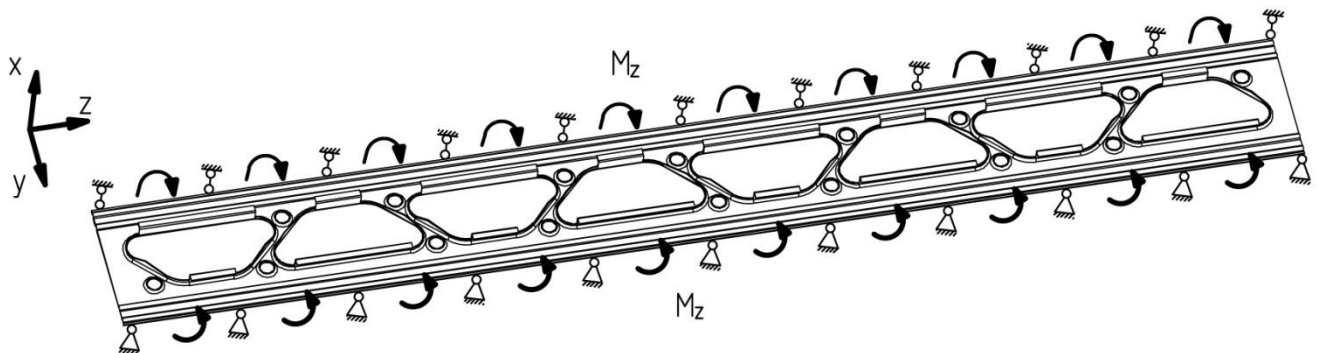


Рисунок 3.18 — Модель для определения жесткости крутильных пружин

В ходе расчетов отслеживался угол поворота каждого граничного узла $\text{rot}z$, по которому определялось значение крутильной жесткости пружины. Полученные данные экспортировались во внешний файл, содержащий информацию о координатах граничного узла и соответствующей ему крутильной жесткости.

Как и ожидалось, получено неравномерное распределение крутильных жесткостей по длине (рисунок 3.19).

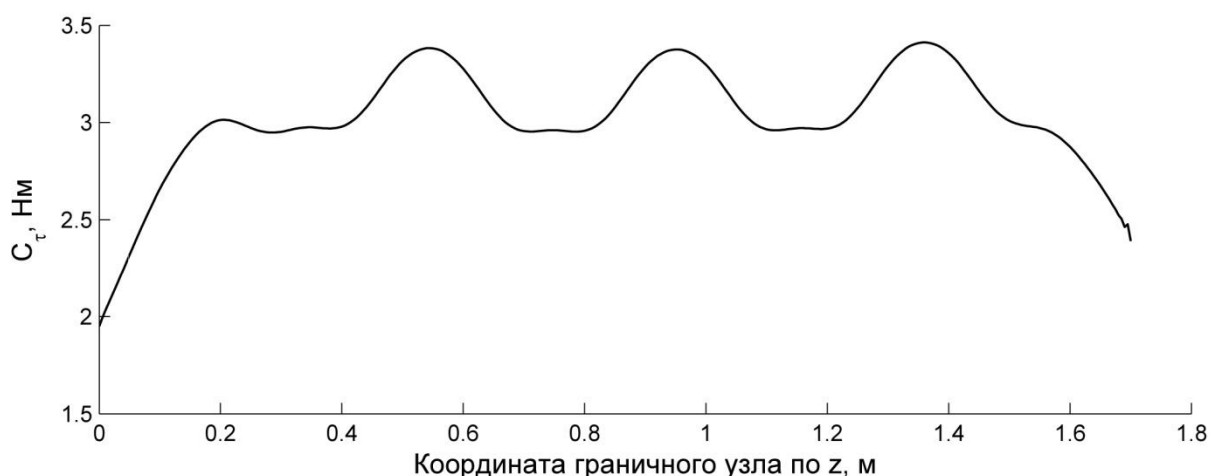


Рисунок 3. 19 — Типовое распределение крутильной жесткости по длине

В этом распределении жесткостей можно выделить две характерные части. В средней части стенки наблюдается ярко выраженный периодический волновой характер. Длина полуволны соответствует шагу основных трапецевидных отверстий. Пикам соответствует обращенное в сторону грани большее из оснований трапеции, впадине — меньшее. Периодическому характеру распределения предшествуют, а также замыкают его участки повышения/снижения жесткости, связанные с отсутствием в начале и конце стенки дополнительных загибов. Для сравнительного анализа жесткостей, соответствующих каждой из конфигураций стенки, в таблице 3.10 показаны их средние по длине значения $C_{\tau,av}$.

Таблица 3. 10 — Значения средней по длине крутильной жесткости $C_{\tau,av}$

H , мм	152			203		
Tk , мм	1.0	1.5	2.0	1.0	1.5	2.0
$C_{\tau,av}$, Нм	1.48	4.23	8.14	1.00	3.02	6.17

Расчетная модель полки представлена на рисунке 3.20. Длина полки — 1.7 метра. На полку наложены следующие граничные условия: в опорном сечении запрещены перемещения uz , ux , uy ; в силовом сечении — перемещения ux , uy ; по виртуальной линии пересечения со стенкой — ux , uy .

При создании сетки конечных элементов раскрепленная продольная грань разбивается таким образом, что количество и положение узлов на ней совпадает с аналогичными узлами расчетной модели стенки. Дополнительно к каждому из

узлов присоединяется пружина кручения. Жесткость каждой из пружин кручения C_τ считывалась из внешнего файла, созданного при расчете стенки профиля. К центру тяжести силового сечения прикладывалась сжимающая сила F_z .

Для моделирования полки использованы оболочечные элементы SHELL181, пружин кручения — элементы COMBIN14. При наложении граничных условий опорное и силовое сечения жестко объединялись посредством элементов MPC184.

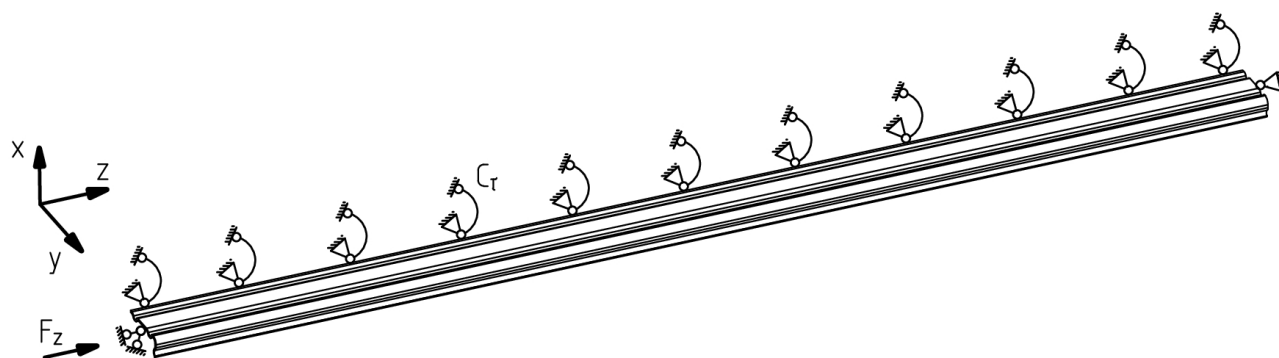


Рисунок 3. 20— Расчетная модель полки профиля «АТЛАНТ»

Методика редуцирования включает те же шаги, что и при исследовании местной потери устойчивости стенки (параграф 3.4). На первом шаге определяются формы потери устойчивости, соответствующие им значения критических сил. С этой целью в программном комплексе ANSYS проведена серия линейных расчетов на устойчивость (*antype, buckle*). Характерная первая форма потери устойчивости показана на рисунке 3.21.

Как и предполагалось, форма потери устойчивости соответствует потере устойчивости формы сечения профиля в целом. Полученные значения соответствующих критических сил представлены в таблицах 3.11–3.12.

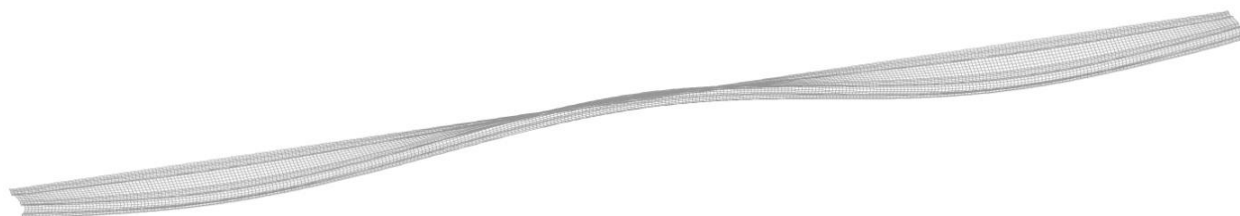


Рисунок 3. 21 — Характерная первая форма потери устойчивости полки профиля «АТЛАНТ»

Таблица 3. 11 — Значения критических сил F_{cr_f} для $B = 41.3$ мм

B , мм	41.3					
H , мм	152			203		
Tk , мм	1.0	1.5	2.0	1.0	1.5	2.0
F_{cr_f} , кН	20.7	44.2	73.5	17.5	38.9	66.6

Таблица 3. 12 — Значения критических сил F_{cr_f} для $B = 50.8$ мм

B , мм	50.8					
H , мм	152			203		
Tk , мм	1.0	1.5	2.0	1.0	1.5	2.0
F_{cr_f} , кН	23.1	48.7	79.7	19.7	43.3	71.2

На втором шаге определяется начальная «нередуцированная» площадь. Т.к. полка профиля «АТЛАНТ», в отличие от стенки, имеет постоянную по длине форму поперечного сечения, «нередуцированной» площадью будет являться непосредственно площадь полки A_f . Для данной площади определяются критические напряжения, соответствующие потере устойчивости равновесия $\sigma_{cr_f} = F_{cr_f}/A_f$. В таблицы 3.11–3.14 занесены вычисленные для исследуемых конфигураций значения A_f , а также σ_{cr_f} .

Таблица 3. 13 — Значения A_f и σ_{cr_f} для $B = 41.3$ мм

B , мм	41.3					
H , мм	152			203		
Tk , мм	1.0	1.5	2.0	1.0	1.5	2.0
A_f , мм ²	53.9	78.6	101.9	53.9	78.6	101.9
σ_{cr_f} , МПа	384	562	721	324	495	654

Таблица 3. 14 — Значения A_f и σ_{cr_f} для $B = 50.8$ мм

B , мм	50.8					
H , мм	152			203		
Tk , мм	1.0	1.5	2.0	1.0	1.5	2.0
A_f , мм ²	67.5	98.8	128.5	67.5	98.8	128.5
σ_{cr_f} , МПа	342	493	620	292	438	554

На основе регрессионного анализа получена зависимость для оценки критических напряжений σ_{cr_f} , [МПа]:

$$\sigma_{cr_f} = 112 - 1.2 \cdot 10^3 \cdot H + 6.1 \cdot 10^5 \cdot Tk + 2.99 \cdot 10^3 \cdot B - 6.68 \cdot 10^6 \cdot Tk \cdot B \quad (3.11)$$

Коэффициент детерминации полученной функции регрессии составил $R^2 \approx 1.0$, что указывает на высокую точность предложенной зависимости, и как следствие, разрабатываемого подхода по определению «эффективной» площади полки исследуемых профилей в целом.

Зная «нередуцированную» площадь полки можно проверить ранее полученные данные. В параграфе 3.3 была определена эквивалентная площадь A_{eq} . Сумма «нередуцированных» площадей двух полок и стенки $\sum A_i$ также должна быть равна эквивалентной площади. Результаты сравнения подходов по определению эквивалентной площади A_{eq} представлены в таблицах 3.15–3.16.

Таблица 3. 15 — Результаты сравнения подходов для высоты стенки $H = 152$ мм

H , мм	152					
B , мм	41.3			50.8		
Tk , мм	1.0	1.5	2.0	1.0	1.5	2.0
A_{eq} , мм ²	167.38	246.6	322.04	190.63	281.16	367.86
$\sum A_i$, мм ²	167.25	243.69	315.66	194.45	284.02	368.85
δ , %	0.07	1.18	1.98	2.00	1.02	0.30

Таблица 3. 16 — Результаты сравнения подходов для высоты стенки $H = 203$ мм

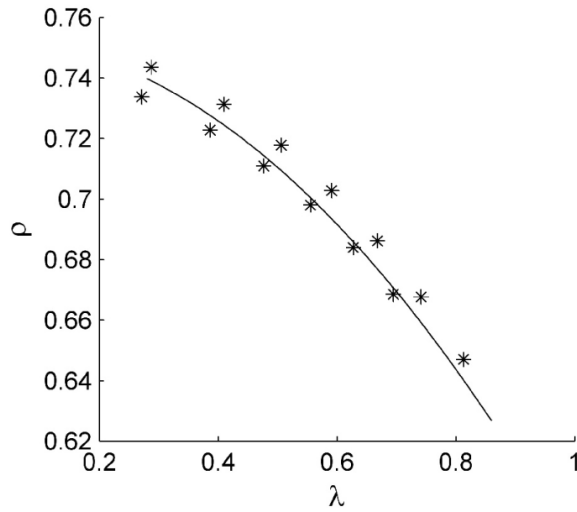
H , мм	203					
B , мм	41.3			50.8		
Tk , мм	1.0	1.5	2.0	1.0	1.5	2.0
A_{eq} , мм ²	230.89	341.53	448.46	254.95	377.26	495.68
$\sum A_i$, мм ²	223.37	327.39	426.82	250.57	367.72	480.01
δ , %	3.26	4.14	4.83	1.72	2.53	3.16

Сравнение результатов двух подходов показало, что средняя погрешность составляет 2.18%, что свидетельствует о правильном подходе к определению «нередуцированных» площадей стенки и полок, а также эквивалентной площади A_{eq} .

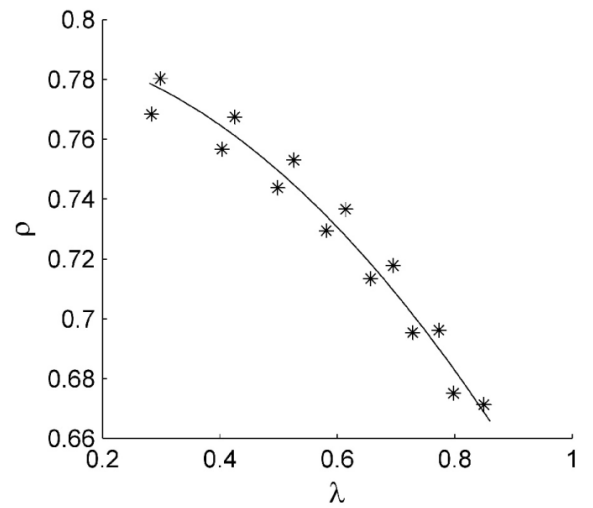
Далее представлены результаты основной серии расчетов. Вначале для каждой исследуемой конфигурации проводился линейный расчет на устойчивость, с целью определения формы начальных геометрических несовершенств. Непосредственно в расчетную модель форма начального несовершенства вносится таким образом, чтобы его максимальный размер равнялся толщине стали полки Tk [80].

В нелинейном расчете для учета пластических свойств материала была использована билинейная модель с кинематическим упрочнением (ТВ,ВКИН) со следующими свойствами: $E = 210$ ГПа, $R_y = 350$ МПа, $E_t = 1837$ МПа.

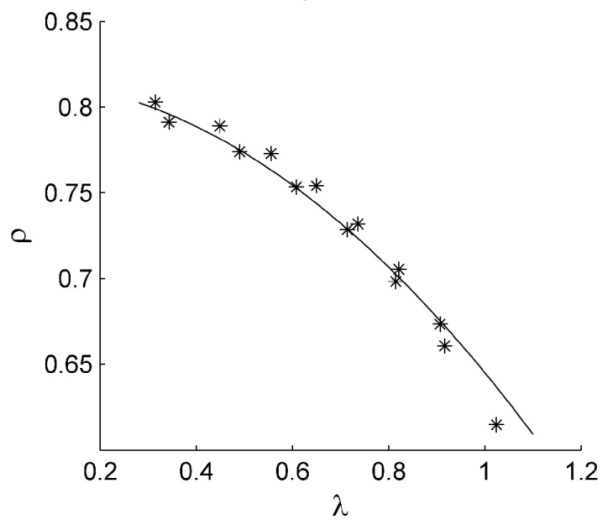
В ходе физически/геометрически нелинейного расчета устанавливается зависимость между действующей сжимающей нагрузкой и максимальными напряжениями σ_z , определенными для срединной поверхности полки. Аналогично исследованию местной потери устойчивости стенки, полученные результаты были преобразованы к унифицированному виду, представляющему собой зависимость вида $\rho(\lambda)$, где $\lambda_i = \sqrt{\sigma_{z,i}/\sigma_{cr,f}}$ — условная гибкость полки; $\rho = A_{eff,f,i}/A_f$ — редукционный коэффициент. Результаты расчетов графически представлены на рисунках 3.22 а–е символами «*».



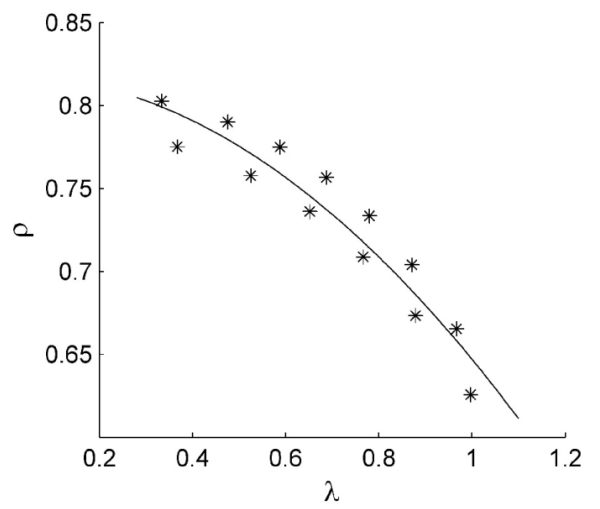
а)



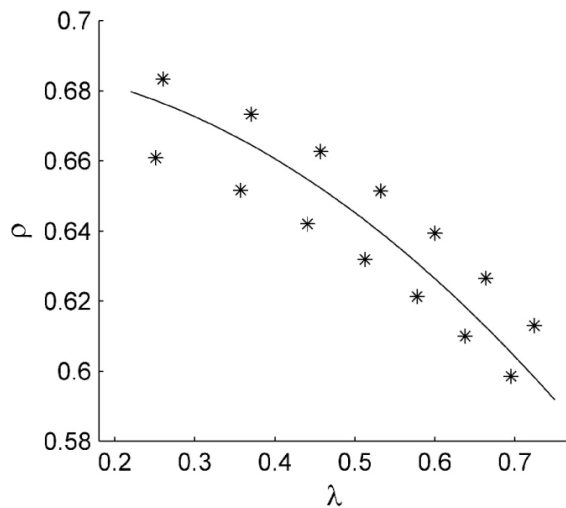
б)



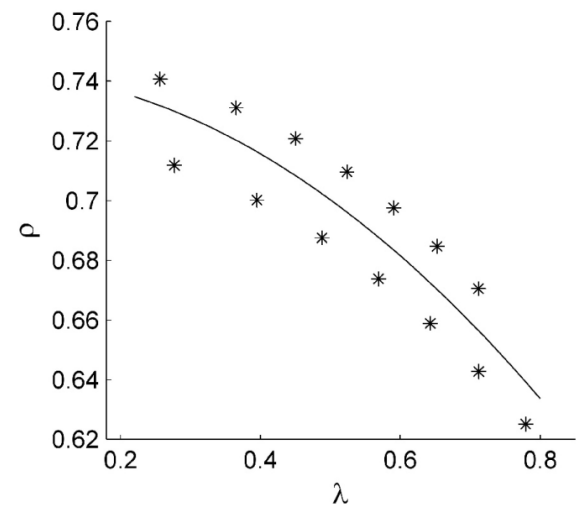
в)



г)



д)



е)

Рисунок 3.22— Зависимость редукционного коэффициента ρ от гибкости полки λ для профиля с: а) $B = 41.3$ мм, $Tk = 1.0$ мм; б) $B = 50.8$ мм, $Tk = 1.0$ мм; в) $B = 41.3$ мм, $Tk = 1.5$ мм; г) $B = 50.8$ мм, $Tk = 1.5$ мм; д) $B = 41.3$ мм, $Tk = 2.0$ мм; е) $B = 50.8$ мм, $Tk = 2.0$ мм;

Оценка полученных данных показала, что результаты с одинаковыми значениями B и Tk , независимо от высоты стенки H , имеют плотное распределение и, следовательно, могут быть достаточно точно аппроксимированы зависимостью типа $\rho = \rho(\lambda)$.

Также установлено, что зависимости для конфигураций с одинаковыми значениями B и Tk отличаются друг от друга на некоторую константу C , независящую от λ . Таким образом, искомая зависимость, описывающая весь объём полученных данных, имеет вид

$$\rho = \rho(\lambda) + C(B, Tk). \quad (3.12)$$

Используя регрессионный анализ для многофакторного вычислительного эксперимента, получена следующая зависимость между редуционным коэффициентом ρ и условной гибкостью стенки λ (B и Tk в мм)

$$\rho = -0.171\lambda^2 - 0.3815Tk^2 + 1.0793Tk + 0.0554 + (B - 41.3) \cdot (0.0189Tk^2 - 0.055Tk + 0.0402). \quad (3.13)$$

Среднее значение погрешности составило 1.39%, что говорит о высокой точности полученной функции отклика. График данной зависимости изображен на рисунках 3.22 а–е сплошной линией.

3.6 Подбор оптимальной кривой критических напряжений

В параграфе 3.1 была описана стандартная процедура определения несущей способности сплошных тонкостенных профилей на сжатие. Для профилей «АТЛАНТ» в данную процедуру вносится ряд дополнений. Во-первых, определение минимальной критической силы $F_{cr,min}$ (изгибной, крутильной, изгибно-крутильной) осуществляется с использованием эквивалентных геометрических характеристик, процедура вычисления которых представлена в параграфе 3.3. Во-вторых, определение «эффективной» площади $A_{eff} = A_{eff_w} + 2 \cdot A_{eff_f}$ ведется в соответствии с указаниями параграфов 3.4–3.5. На основе полученных значений определяется условная гибкость профиля:

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{A_{eff} R_y}{F_{cr,min}}} \quad (3.14)$$

Вычисленная условная гибкость $\bar{\lambda}$ определяет два взаимосвязанных коэффициента Φ и χ :

$$\Phi = \beta[1 + \alpha(\bar{\lambda} - 0.2) + \bar{\lambda}^2] \quad (3.15)$$

$$\bar{\lambda} > 0.2 \rightarrow \chi = \frac{1}{\Phi + \sqrt{\Phi^2 - \bar{\lambda}^2}} \chi \leq 1 \quad (3.16)$$

$$\bar{\lambda} \leq 0.2 \rightarrow \chi = 1$$

Коэффициент устойчивости χ является коэффициентом приведения расчетных сопротивлений к расчетным значениям критических напряжений потери устойчивости равновесия. Задачей данного параграфа является подбор такой оптимальной функции коэффициента устойчивости χ , чтобы значения несущей способности F_m , вычисленные с ее использованием, как можно точнее совпали бы с целевыми результатами компьютерного моделирования F_{at} (параграф 3.2):

$$F_m = \chi A_{eff} R_y \rightarrow F_{at} \quad (3.17)$$

Поиск оптимальной кривой осуществлялся на основе подбора параметров: коэффициента α , зависящего от формы поперечного сечения, и коэффициента β , косвенно определяющего предел сходимости кривой при $\lambda \rightarrow 0.2$. В ходе подбора значения коэффициента α варьировались от 0 до 1 с шагом 0.01 (диапазон параметра α для стандартных сечений составляет от 0.13 до 0.76 [69]), параметра β — от 0.3 до 0.7.

На каждом шаге вычислялись соответствующие значения F_m , для всей серии расчетов.

Для количественной оценки точности текущей кривой вводятся два параметра. Первый — δ_g , оценивает среднюю погрешность в процентном соотношении между целевыми F_{at} и вычисленными F_m значениями несущей способности. Вторым — δ_+ , аналогичен δ_g с тем исключением, что в него включаются лишь те значения F_m , которые дают завышенные значения несущей

способности по сравнению с F_{at} .

По результатам расчетов установлено, что оптимальной кривой соответствуют основные параметры $\alpha = 0.37$ и $\beta = 0.58$. Погрешность δ_g составила 5.87 %, при этом все вычисленные значения несущей способности F_m пойдут в запас по сравнению с целевыми значениями F_{at} (исключая часть результатов, отсеянных за порог абсолютной погрешности 2 кН). При этом выражение 3.15 трансформируется:

$$\Phi = 0.58[1 + 0.37(\bar{\lambda} - 0.2) + \bar{\lambda}^2] \quad (3.18)$$

Полученная кривая критических напряжений $\chi = \chi(\bar{\lambda})$ графически представлена на рисунке 3.23 сплошной линией. Условным обозначением «*» на рисунок добавлены целевые значения параметра $\chi = A_{eff}R_y/F_{at}$. Данная кривая гарантирует, что значения несущей способности за порогом абсолютной погрешности будут вычислены в запас. Об этом свидетельствует расположение большей части целевых значений χ над кривой критических напряжений.

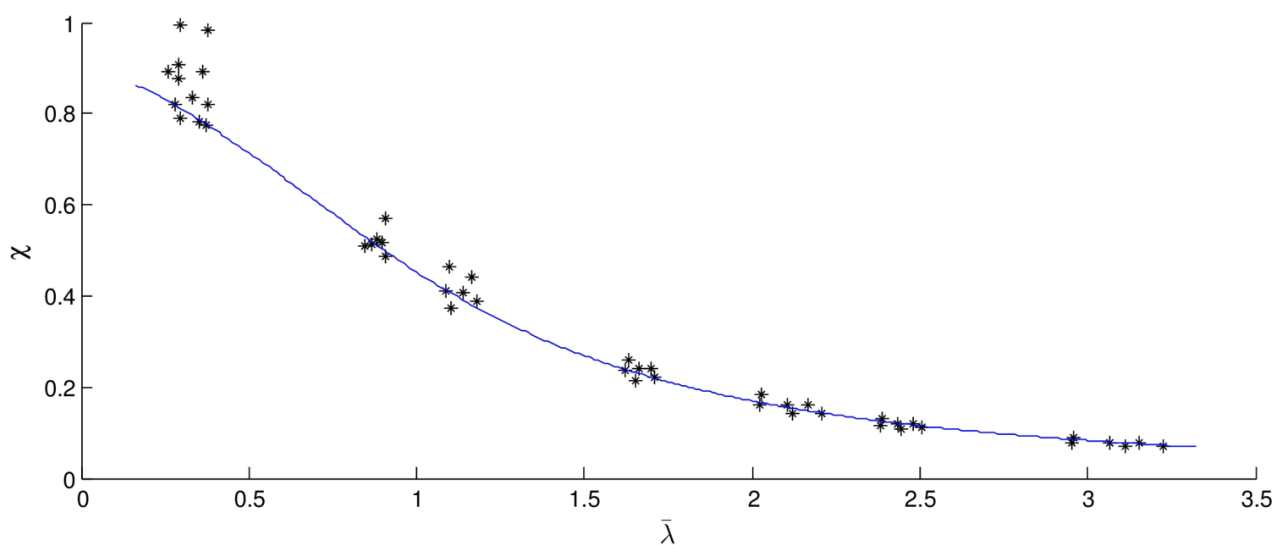


Рисунок 3. 23— Кривая критических напряжений $\chi = \chi(\bar{\lambda})$

С применением данной кривой критических напряжений проведена серия «инженерных» расчетов по определению F_m . Результаты занесены в таблицу А.5 (графа 7). В графе 8 данной таблицы показана относительная погрешность δ между вычисленными и целевыми значениями.

Описанные исследования легли в основу «инженерной» методики, алгоритм которой графически представлен в виде блок–схемы на рисунке 3.24.

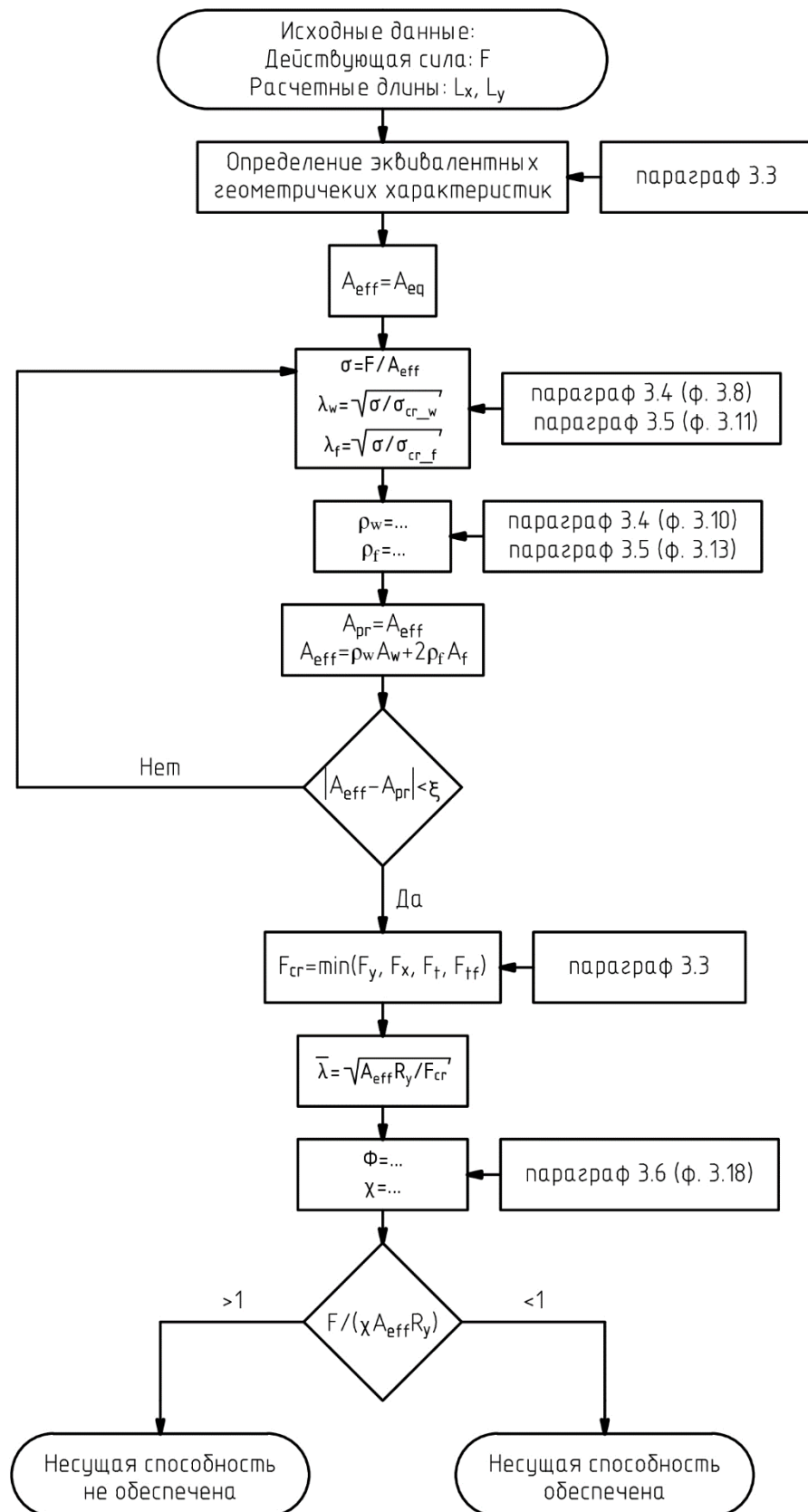


Рисунок 3. 24 — Блок схема разработанной методики

3.7 Анализ влияния сложной перфорации на предельную несущую способность тонкостенного профиля

Для выявления рациональной области применения профилей «АТЛАНТ» проведен сравнительный анализ со сплошными С-образными профилями. По итогам сравнения получено распределение относительной разницы $\delta, \%$ между несущей способностью профиля «АТЛАНТ» F_{at} и сплошного С-образного профиля F_c , с аналогичными габаритными размерами и начальными геометрическими несовершенствами:

$$\delta_c = \frac{F_{at} - F_c}{F_c} \cdot 100\% \quad (3.19)$$

Результаты определения несущей способности F_c и параметра δ_c представлены в таблице А.6 (графы 7, 8), а также в виде распределения на рисунке 3.25. Параметры нормального распределения параметра δ_c (математическое ожидание $\mu = 3.54$, среднеквадратичное отклонение $\sigma = 17.2$) свидетельствуют о том, что несущая способность профилей «АТЛАНТ» может быть как выше, так и ниже сплошных С-образных профилей.

Для определения оптимальной области применения профилей «АТЛАНТ» проведен статистический анализ распределения параметра δ_c . За «входные» параметры приняты геометрические характеристики H , B , Tk , L . Расчеты и обработка результатов проводилась в пакете математического моделирования MATLAB. В результате получена формула для оценки параметра δ_c :

$$\delta_c = 3.38 + 11.3 \cdot H_{sc} + 5.16 \cdot B_{sc} - 4.34 \cdot L_{sc} - 8.43 \cdot Tk_{sc} \quad (3.20)$$

В формуле 3.20 вместо натуральных (реальных) значений «входных» параметров используются «кодированные» значения параметров H_{sc} , L_{sc} , B_{sc} , Tk_{sc} (формула 3.6) [2]. Благодаря такой замене выравниваются интервалы варьирования отдельных факторов, что в свою очередь позволяет оценивать степень влияния каждого «входного» параметра на величину «выходного» параметра δ_c .

Проанализировав формулу 3.20, можно сделать вывод, что наибольшее влияние на этот параметр оказывает высота стенки H и толщина металла Tk . С

уменьшением высоты стенки (увеличением толщины металла) снижается гибкость стенки (полок) сплошного профиля, а с ней и негативное влияние местной потери устойчивости на несущую способность профиля. При этом усиленные отверстия профилей «АТЛАНТ» теряют свое функциональное назначение (снижение влияния местной потери устойчивости) и более того, могут быть классифицированы как ослабления, что приводит к снижению несущей способности по сравнению со сплошными С-образными профилями.

Таким образом, профили «АТЛАНТ» рационально использовать с высотой стенки $H = 203.2 \text{ мм}$ и толщиной металла $Tk \leq 2 \text{ мм}$.

Прямая зависимость параметра δ_c наблюдается от ширины полок B , т.к. за счет дополнительных продольных элементов жесткости («канавок») полки профиля «АТЛАНТ» более устойчивы, чем полки сплошных С-образных профилей. С увеличением длины профиля L коэффициент δ_c понижается, т.к. с увеличением общей гибкости профиля уменьшается влияние местной потери устойчивости, — на первый план выходит Эйлера критическая сила, которая напрямую зависит от моментов инерции поперечного сечения профиля. Эквивалентный момент инерции J_y (см. параграф 3.3) профилей «АТЛАНТ» меньше аналогичного для сплошных С-образных, что и определяет его преимущество по несущей способности при значительных расчетных длинах из плоскости (более 2.75 м). Данные зависимости подкрепляются графиками распределения значений параметра δ_c (рисунок 3.25 а–г). На каждом графике построена линия тренда, по уклону которой можно судить о степени влияния того или иного «входного» параметра.

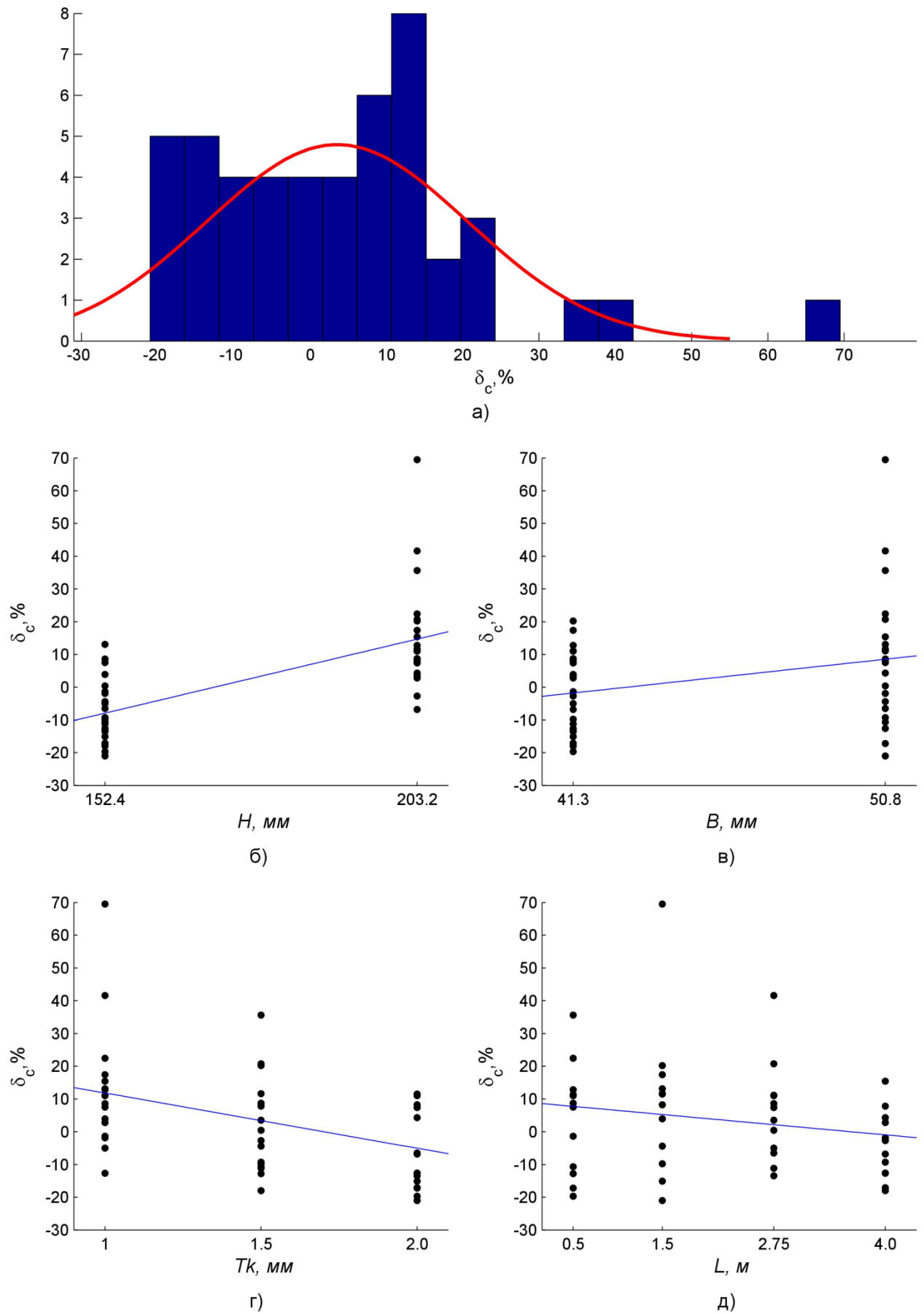


Рисунок 3. 25 — а) Распределение параметра δ_c ; Зависимость параметра δ_c от:
 б) высоты стенки H ; в) ширины полков B ; г) толщины металла Tk ; д) длины профиля L

3.8 Исследование влияния формы выреза на несущую способность

С целью исследования влияния формы выреза на значение несущей способности рассмотрено три конфигурации вырезов: квадратные, трапециевидные и треугольные (рис. 3.26). В ходе исследования варьировались следующие геометрические параметры: толщина профиля — 1.0, 2.0 мм; высота стенки — 152.4, 203.2 мм; ширина полков — 41.3, 50.8 мм; длина профиля — 1.5, 2.75 м. Определялась несущая способность профилей (таблица 3.17): F_1 — квадратное отверстие, F_2 — трапециевидное, F_3 — треугольное. Характерное распределение напряжений представлено на рисунке 3.27.

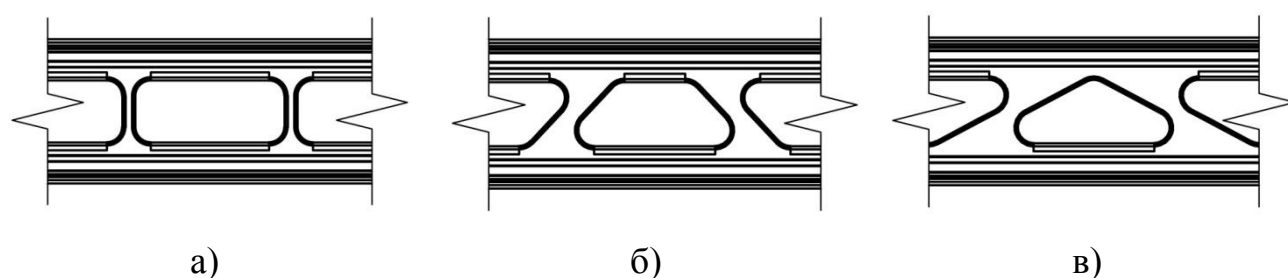


Рисунок 3.26 — Конфигурации исследуемых вырезов: а) квадратный; б) трапециевидный; в) треугольный

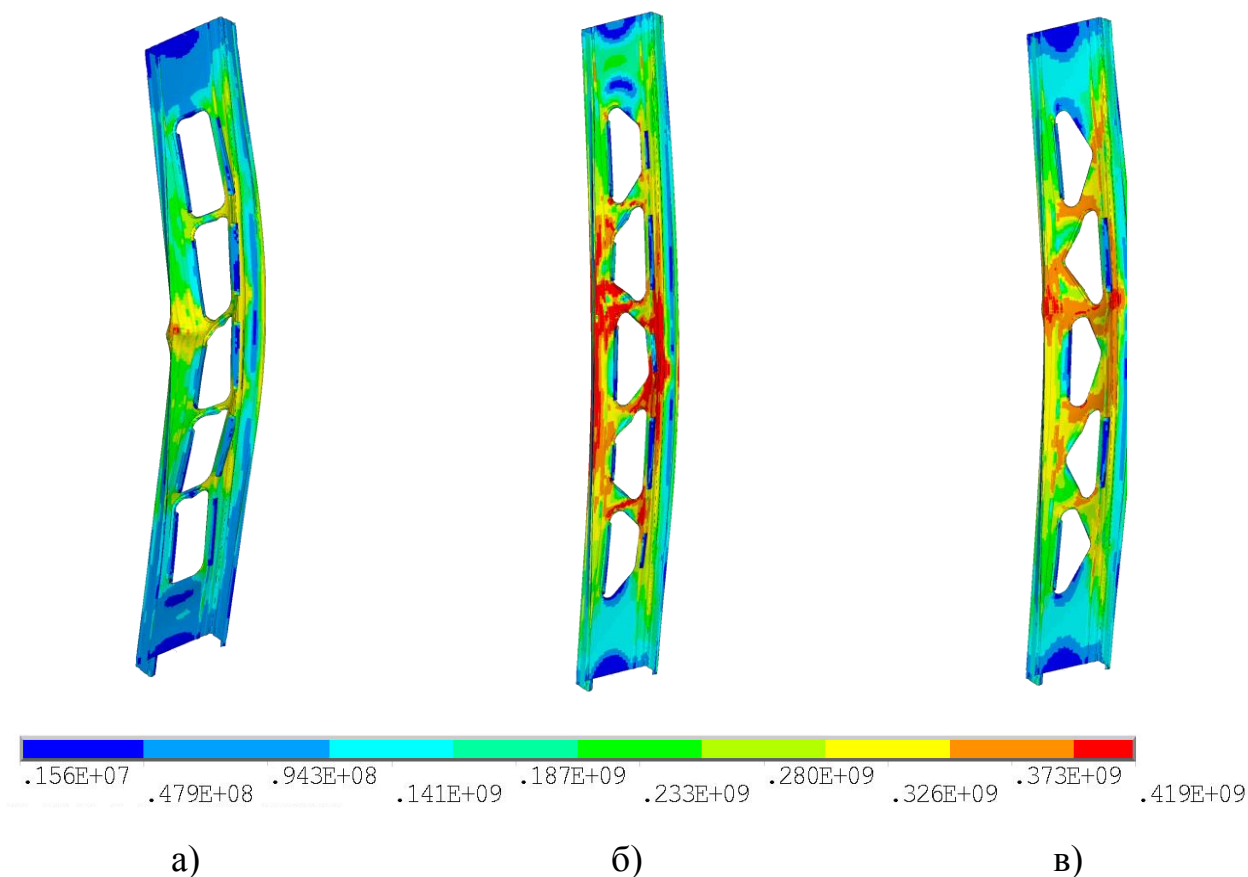


Рисунок 3.27 — Характерное распределение напряжений для профилей с вырезами: а) квадратными; б) трапециевидными; в) треугольными

Таблица 3. 17 — Результаты сравнительного анализа

№	H , мм	B , мм	Tk , мм	L , м	F_1 , кН	F_2 , кН	F_3 , кН	δ_{12} , %	δ_{13} , %
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
1	152	41	1	1.5	19.02	19.62	19.60	3.20	3.09
2	152	41	2	1.5	40.68	40.74	40.60	0.15	0.21
3	152	41	1	2.75	8.10	8.22	8.20	1.54	1.23
4	152	41	2	2.75	16.92	16.79	16.70	0.74	1.30
5	152	51	1	1.5	26.23	27.43	27.50	4.60	4.83
6	152	51	2	1.5	56.87	56.97	56.86	0.18	0.01
7	152	51	1	2.75	13.08	13.29	13.29	1.65	1.62
8	152	51	2	2.75	27.15	27.13	27.06	0.08	0.33
9	203	41	1	1.5	19.33	20.91	19.25	8.16	0.40
10	203	41	2	1.5	50.02	50.99	48.94	1.94	2.14
11	203	41	1	2.75	8.05	6.80	8.00	15.53	0.62
12	203	41	2	2.75	17.96	16.10	16.30	10.36	9.24
13	203	51	1	1.5	28.02	29.09	29.31	3.82	4.59
14	203	51	2	1.5	71.78	73.79	72.77	2.80	1.37
15	203	51	1	2.75	12.50	14.20	12.60	13.60	0.80
16	203	51	2	2.75	29.50	31.40	29.40	6.44	0.34

В результате установлено, что форма выреза не оказывает существенного влияния на несущую способность профиля. Средняя относительная погрешность составила 3.5%.

3.9 Выводы по главе

Целью исследований, описанных в данной главе, являлось создание «инженерной» методики по определению несущей способности профилей «АТЛАНТ» на действие осевой сжимающей силы. Разработка методики состояла из отдельных шагов, каждому из которых посвящен отдельный параграф главы. По завершению каждого шага были получены следующие промежуточные результаты:

1) Предпочтительным оболочечным типом конечного элемента в программном комплексе ANSYS для исследуемой задачи является SHELL181 с характерным размером элемента $H/20$. Данные параметры сетки обеспечивают оптимальное соотношение между требуемым уровнем точности результатов и затраченным на расчет времени.

2) Форма местных начальных геометрических несовершенств не оказывает существенного влияния на значение несущей способности.

3) Вследствие смещения центра тяжести «редуцированного» сечения относительно исходного, у профилей «АТЛАНТ» наблюдается предрасположенность терять устойчивость в положительном направлении оси X (рисунок 2.11). Таким образом, введение начального несовершенства в виде комбинации общей формы в направлении положительной оси X , а также любой из местных форм, дает наименьшее значение несущей способности.

4) Профили «АТЛАНТ» по несущей способности в среднем на 3.38% превосходят сплошные С-образные профили в диапазоне исследуемых конфигураций. На основе статистического анализа определены рациональные параметры применения профилей «АТЛАНТ»: высота стенки $H = 203.2$ мм, ширина полок $B = 50.8$ мм, расчетная длина из плоскости не более 2.75 м, толщина металла T_k не более 2 мм.

5) Установлено, что эквивалентные геометрические характеристики ($J_{y,x}$, A) профилей «АТЛАНТ» можно определить умножением соответствующих характеристик, вычисленных для сплошных профилей, на понижающие коэффициенты (параграф 3.3). Крутильные характеристики идентичны аналогичным характеристикам сплошных профилей.

6) По результатам вычисления критических сил установлено, что для исследуемых конфигураций первой общей формой потери устойчивости является изгибная форма.

7) Первая форма потери устойчивости стенки профилей «АТЛАНТ» имеет волнообразный характер, аналогичный первой форме потери устойчивости сплошной стенки профиля, т.е. стенка деформируется как единое целое.

8) Получены формулы для определения «эффективной» площади полок и стенки профилей «АТЛАНТ» в зависимости от действующей сжимающей нагрузки.

9) На основе полученных данных подобрана оптимальная кривая критических напряжений (формула 3.18). Средняя погрешность составила $\delta = 5.87\%$.

10) Разработана «инженерная» методика определения предельной несущей способности профилей «АТЛНАТ» на осевую сжимающую нагрузку. При этом все результаты, вычисленные на основе полученной кривой, идут в запас по сравнению с результатами численного моделирования.

11) Форма выреза на стенке не оказывает существенного влияния на несущую способность профиля. По результатам сравнительного анализа установлено, что средняя относительная погрешность составила 3.5%.

Глава 4 Экспериментальное исследование работы легких стальных тонкостенных профилей со сложной перфорацией

С целью верификации компьютерных расчетных моделей проведен сравнительный анализ с результатами натурных экспериментов. Цель верификации — установить, насколько достоверно созданные расчетные модели описывают поведение реальной конструкции. Глава состоит из двух разделов: в первом описан самостоятельно проведенный натурный эксперимент на базе ПНИПУ, во втором — выполненный Канадской специализированной лабораторией "Bodycote".

4.1 Экспериментальные исследования с замером величины начальных геометрических несовершенств

4.1.1 Методика испытаний и образцы исследования

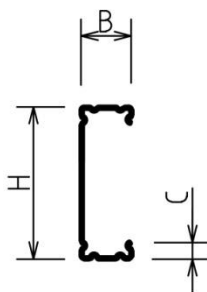
Эксперимент проводился на стенде, описанном в разделе 2.2, аналогично испытанию сплошного С-образного профиля. При создании проверочной компьютерной расчетной модели определялись точные геометрические характеристики образца, включая начальные геометрические несовершенства. Основные геометрические параметры профилей: высота стенки H , ширина полка B , длина отгиба C , толщина металла T_k , длина элемента L , замерялись несколько раз в различных областях профиля. Параметры B и C замерялись как для верхних, так и для нижних полок/отгибов. На основе измеренных величин вычислялось среднее значение, которое в дальнейшем использовалось для создания конечно-элементной модели. Осредненные результаты замеров для трех образцов сведены в таблицы 4.1–4.2.

Кроме основных геометрических параметров для создания конечно-элементной модели также требуется информация о распределении и величине начальных геометрических несовершенств. На испытываемых образцах замерялось четыре вида начальных несовершенств:

- отклонение от перпендикулярности полки профиля к стенке — Н-1 (рисунок 4.1 а);
- выпуклость стенки профиля — Н-2 (рисунок 4.1 а);

- серповидность в направлении оси Y — Н-3 (рисунок 4.1 б);
- серповидность в направлении оси X — Н-4 (рисунок 4.1 в);

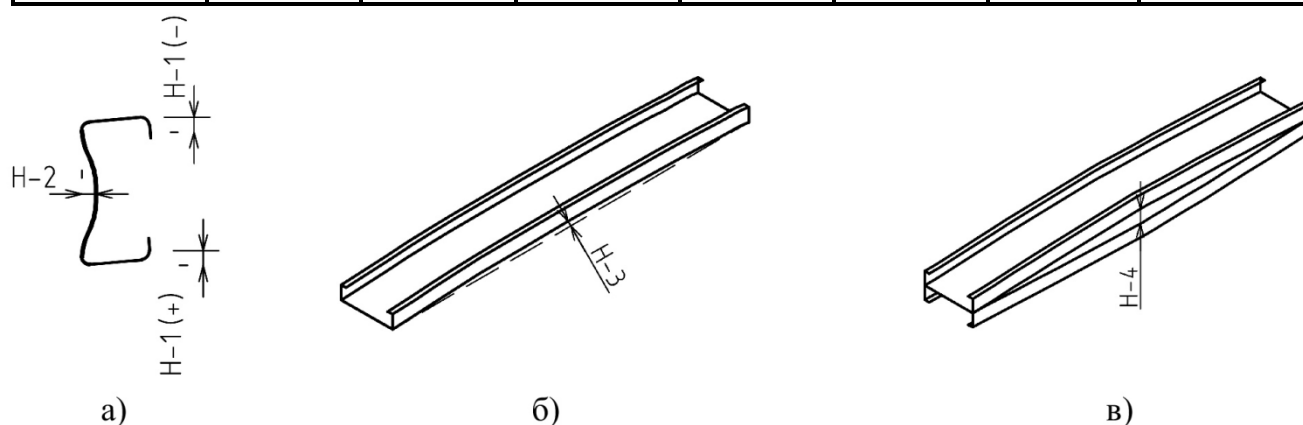
Таблица 4. 1 — Результаты измерения основных параметров — часть 1

	Параметр	Величина параметра (мм) на относительной длине					Среднее значение
		0.0	0.25	0.5	0.75	1.0	
	H	202	203	202	203	202	202.4
	B_B	55.08	53.94	54.92	54.1	54.76	54.56
	B_H	54.62	54.56	54.1	54.64	54.65	54.51
	C_B	24.44	24.46	23.35	23.14	21.68	23.45
	C_H	22.54	22.74	22.79	23.26	22.05	22.68

Примечания: нижний индекс «в»/»н» соответствует верхней/нижней полке/отгибу

Таблица 4. 2 — Результаты измерения основных параметров — часть 2

Параметр	Значение параметра (мм) при измерении №						Среднее значение
	1	2	3	4	5	6	
L	2698	2698	2698.5	2699	2699	—	2698.5
Tk	1.42	1.41	1.44	1.39	1.44	1.44	1.42

Рисунок 4. 1 — Начальные геометрические несовершенства: а) местные; б) общее в направлении оси Y ; в) общее в направлении оси X

Установленный на стенд испытываемый образец изображен на рисунке 4.2. На стенке профиля «АТЛАНТ» присутствуют трапециевидные отверстия, поэтому отсутствует возможность измерить величину начального несовершенства Н-2 непосредственно по центру стенки, и измерения проводились по центрам верхних

и нижних граней основных отверстий. Исключение — начало и конец профиля, где несовершенство Н-2 измерялось аналогично сплошному С-образному профилю. Величина местного несовершенства Н-1 снималась, как с нижней, так и с верхней полки. Значение начального несовершенства Н-2 в начале составило 3.55 мм, в конце — 0.55 мм. Значение общего начального несовершенства Н-3 составило 2 мм. В результате измерения общего начального несовершенства Н-4 его величина оказалась столь незначительной, что было принято решение положить его равным нулю.

Осредненное распределение местных начальных несовершенств представлено на рисунках 4.3–4.5.

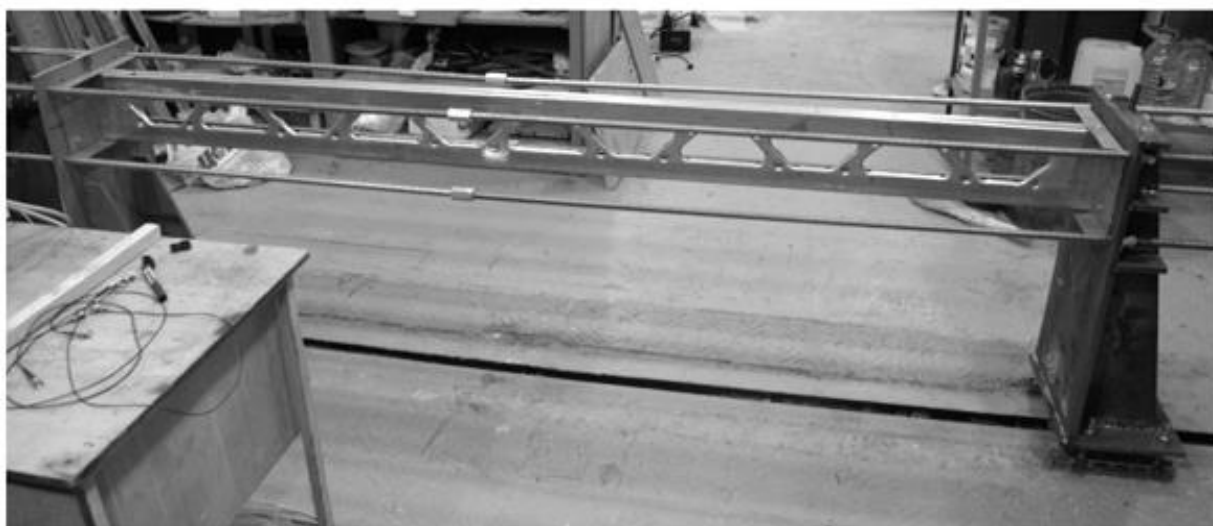


Рисунок 4.2. Испытываемый образец

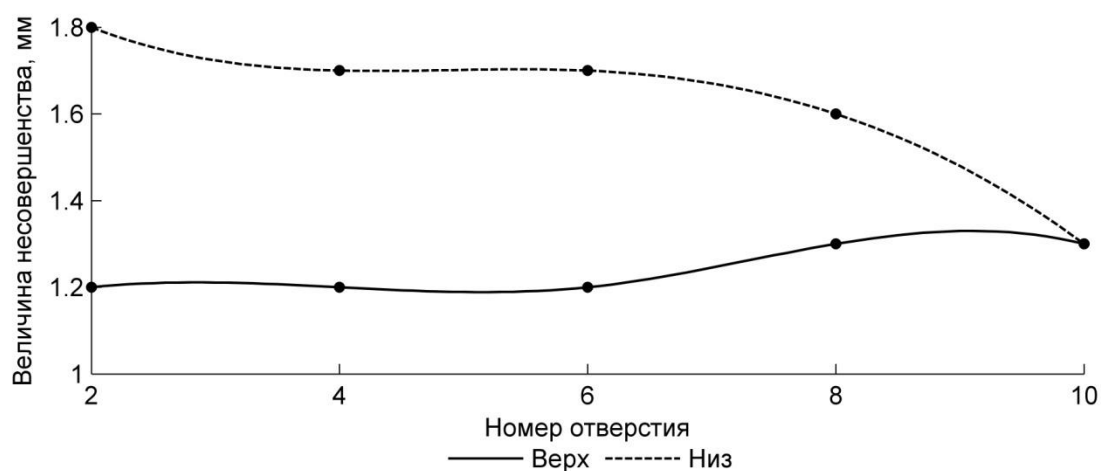


Рисунок 4.3 — Распределение начального геометрического несовершенства Н-2

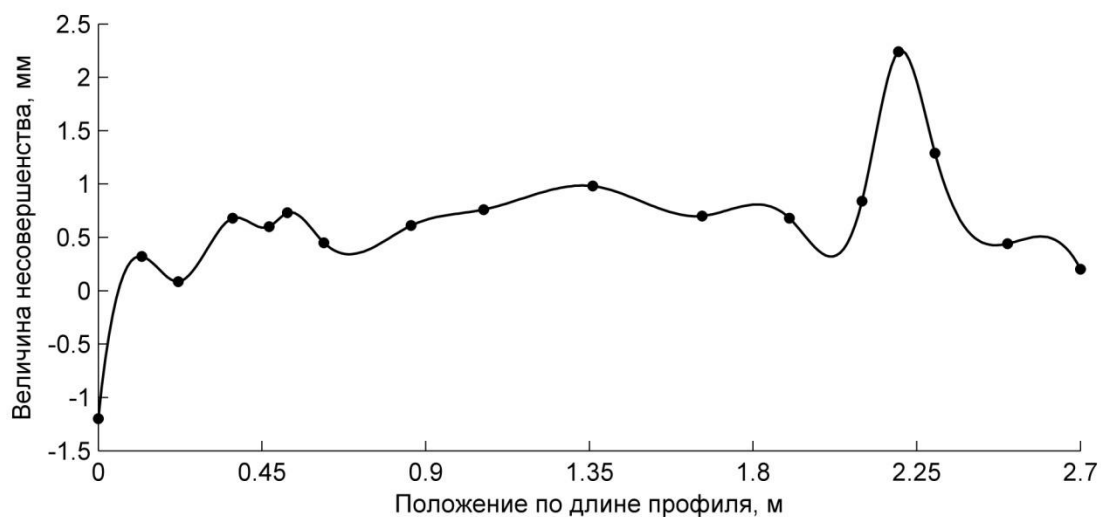


Рисунок 4. 4 — Распределение начального геометрического несовершенства Н-1 (верхняя полка)

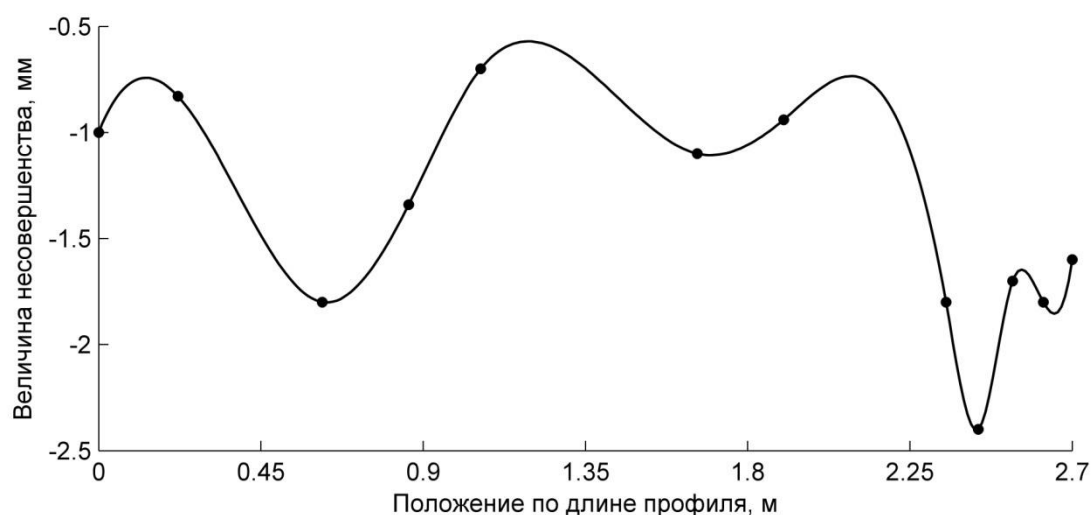


Рисунок 4. 5 — Распределение начального геометрического несовершенства Н-1 (нижняя полка)

Толщина цинкового покрытия необходимая для определения толщины базового металла принималась по сертификатам качества, предоставленным заводом изготовителем.

4.1.2 Обработка и анализ результатов экспериментальных исследований

По результатам эксперимента была получена осредненная зависимость между перемещениями свободной опоры и значением опорной реакции. Данная зависимость графически представлена на рисунке 4.6.

Предельное значение несущей способности составило $F_{cr,exp} = 51.3$ кН; перемещения, соответствующие предельному состоянию — 3.83 мм.

Причиной отказа послужило достижение предела текучести напряжениями в области примыкания к полкам наклонного «раскоса» (рисунок 4.7).

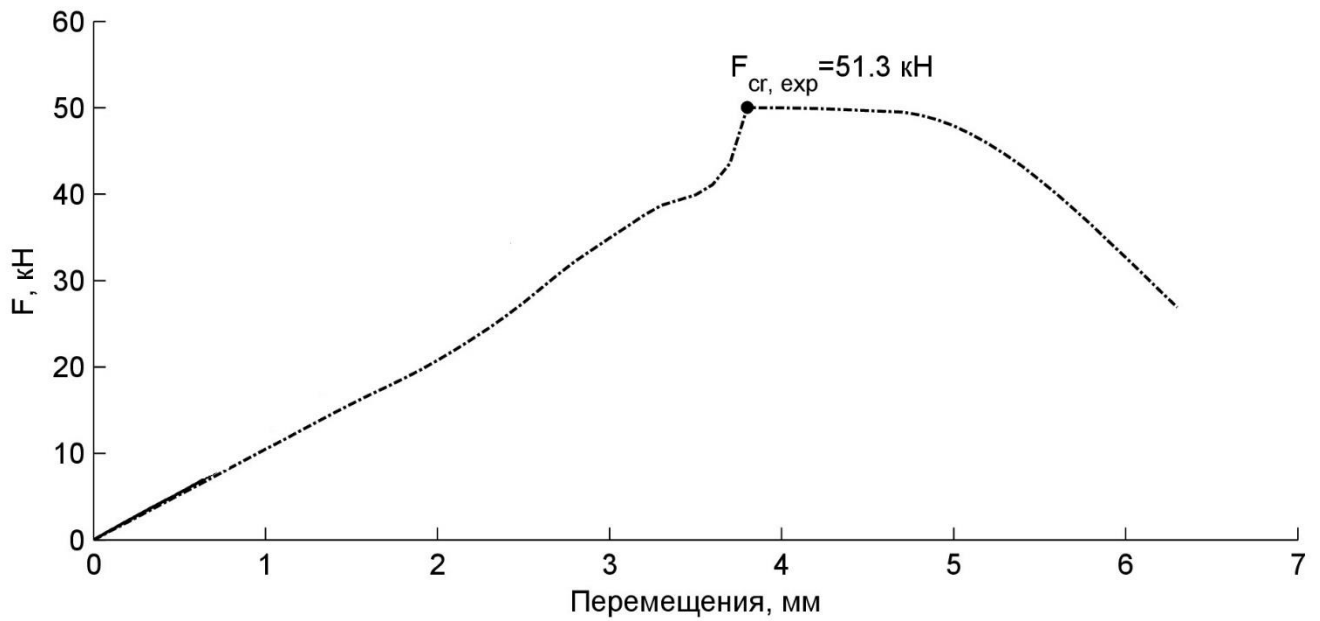


Рисунок 4. 6 — Зависимость между перемещением свободной опоры и значением опорной реакции

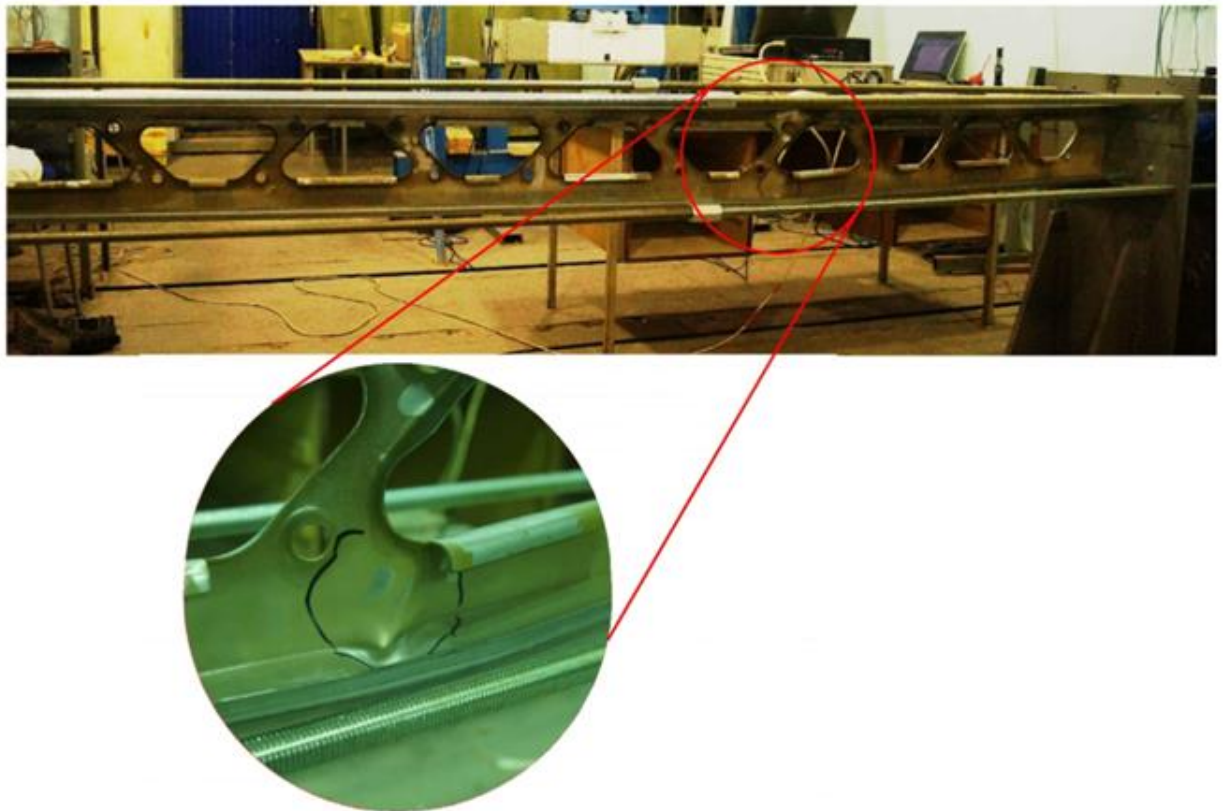


Рисунок 4. 7 — Картина деформирования

4.1.3 Численное моделирование напряженно-деформированного состояния испытываемых образцов

Основные положения создания конечно-элементной модели идентичны описанным ранее в параграфе 2.2.3 и здесь опущены. Исключением служит определение прочностных характеристик стали. В силу сложной геометрической формы профиля на нем отсутствуют прямые участки длиной, требуемой для установки в разрывную машину. Поэтому было решено использовать данные, содержащиеся в сертификате качества, а именно предел текучести $R_y = 350$ МПа. Диаграмма деформирования показана на рисунке 4.8.

Для расчета по деформируемой схеме в модель вносились начальные геометрические несовершенства, соответствующие реальным образцам, посредством перемещений точек в определенном направлении на замеренную величину (рисунки 4.3 – 4.5). Полученная деформированная форма с масштабным коэффициентом равным 10 показана на рисунке 4.9.

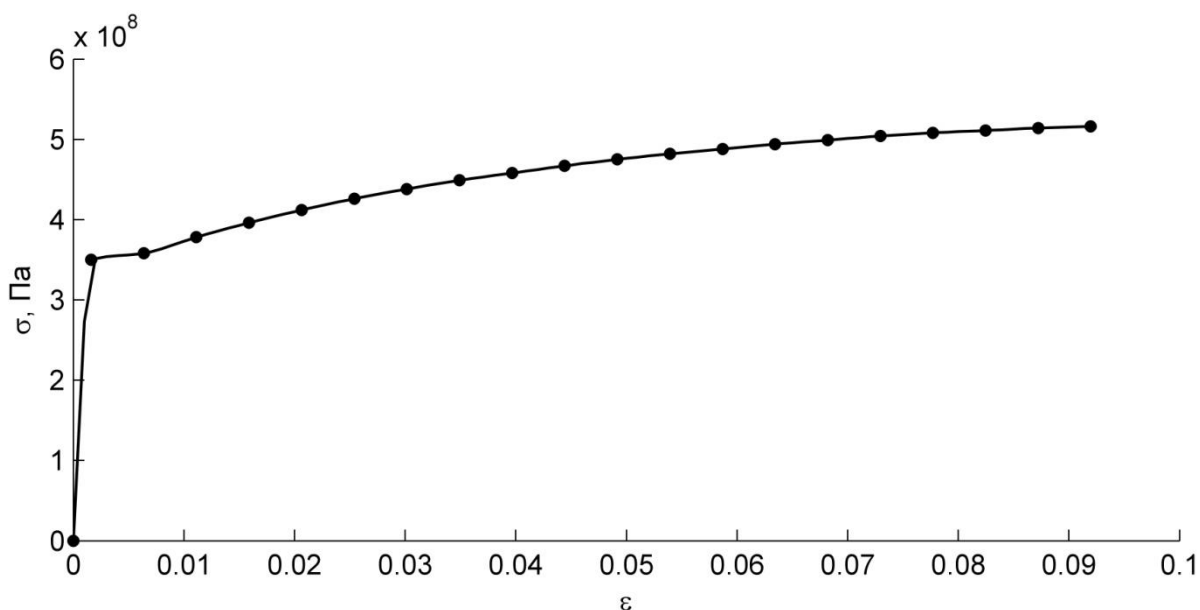


Рисунок 4. 8 — Диаграмма зависимости напряжений от деформаций

Как и при испытании сплошного С-образного профиля, в ходе эксперимента не удалось добиться идеального примыкания испытываемого образца к опорным направляющим, как на подвижной, так и на неподвижной опорах (рисунок 4.10).

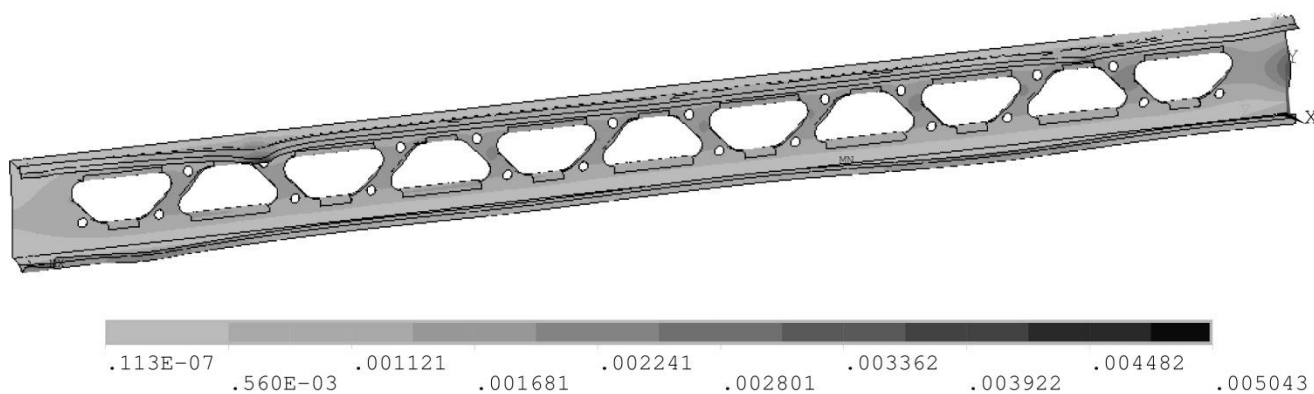


Рисунок 4. 9 — Распределение начальных геометрических несовершенств

Вследствие этого, для качественного повторения на компьютерной модели натурного эксперимента были проведены замеры зазоров с помощью металлических щупов в момент касания испытываемым образцом опорной направляющей. Осредненные результаты измерения приведены на рисунке 4.11.

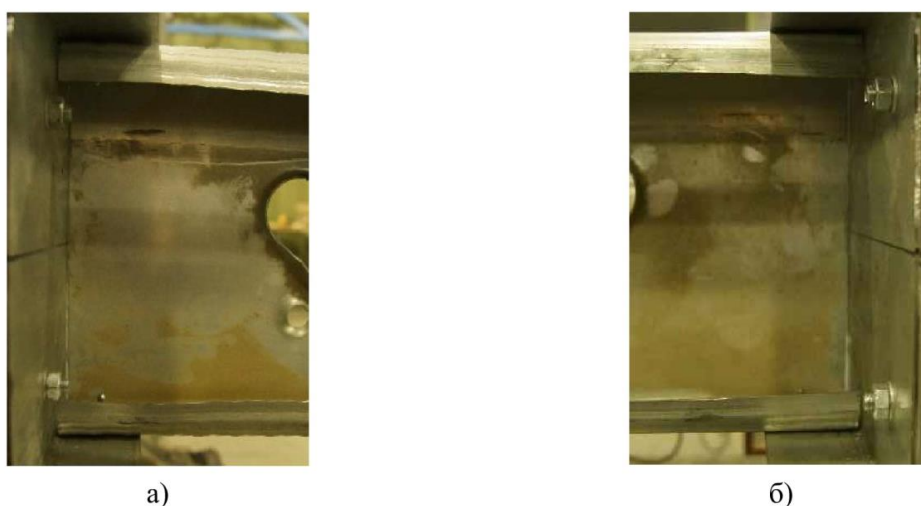


Рисунок 4. 10 — Примыкание испытываемого образца к: а) неподвижной опоре-1; б) подвижной опоре



Рисунок 4. 11 — Величина зазоров (мм) в момент касания на: а) неподвижной опоре-1; б) подвижной опоре

Нагружение моделировалось как перемещение подвижной опоры по направлению к неподвижной опоре-1. Во время расчета отслеживалось значение опорной реакции, соответствующей «мастер» узлу неподвижной опоры-1, а также перемещение подвижной опоры. Результаты компьютерного расчета представлены в параграфе 4.1.4.

4.1.4 Сравнительный анализ результатов натурального и численного экспериментов

По результатам натурального и численного экспериментов были построены графики зависимости: между перемещением свободной опоры и показаниями электронного динамометра — для натурального эксперимента, и между перемещением свободной опоры и значением опорной реакции, соответствующей «мастер»-узлу неподвижной опоры-1 — для численного эксперимента (рисунок 4.12). Для учета растяжения шпилек в натурном эксперименте, значения перемещений снижались на величину δ_i (уравнение (2.4)).

Как видно из графиков, значение предельной нагрузки, соответствующее натурному эксперименту составило $F_{cr,exp} = 51.3$ кН, численному эксперименту — $F_{cr,ans} = 55.1$ кН, что говорит о приемлемом уровне тождественности результатов. Относительная погрешность составила 6.9%.

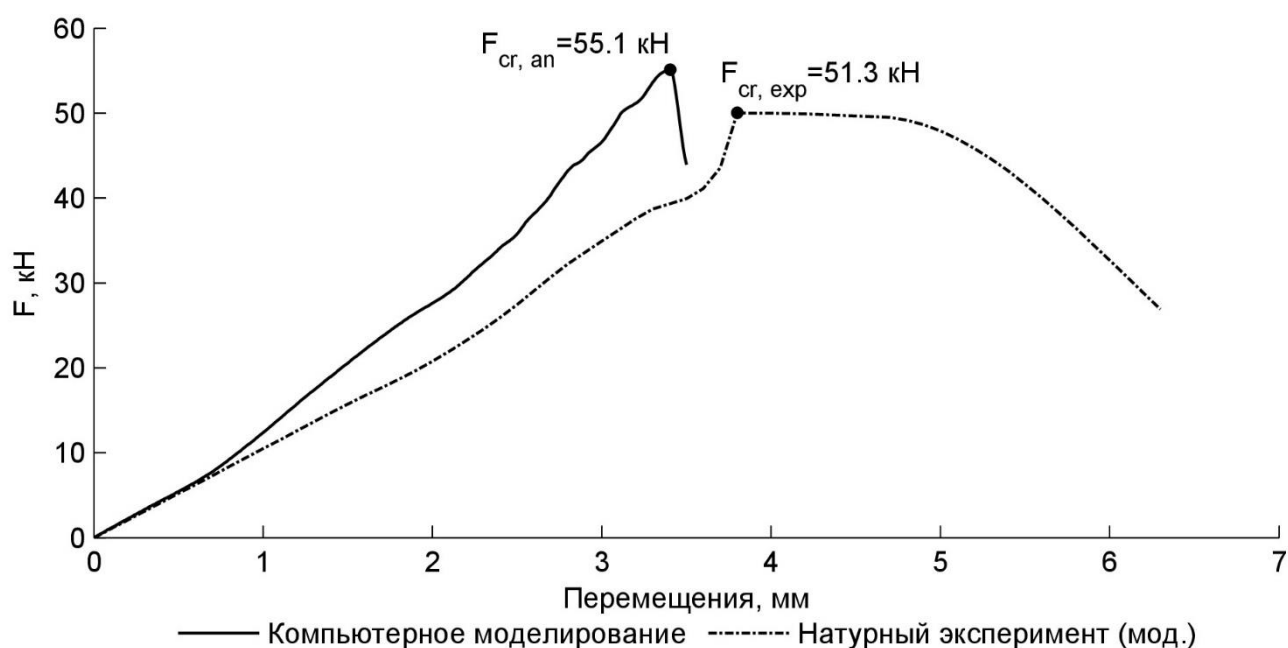


Рисунок 4. 12 — Сравнение результатов натурального и численного экспериментов

Перемещение в момент достижения предельной несущей способности по результатам натурального эксперимента составило $\Delta_{cr,exp} = 3.83$ мм, численного эксперимента — $\Delta_{cr,ans} = 3.40$ мм. Относительная погрешность составила 11.2%.

Результаты натурального эксперимента и компьютерного моделирования дают идентичные картины деформирования — наблюдался значительный выгиб элемента из плоскости в сторону положительного направления оси X (рисунок 4.13). Идентичными оказались и причины отказа — достижение предела текучести напряжениями в области примыкания к полкам наклонного «раскоса» (рисунок 4.14).

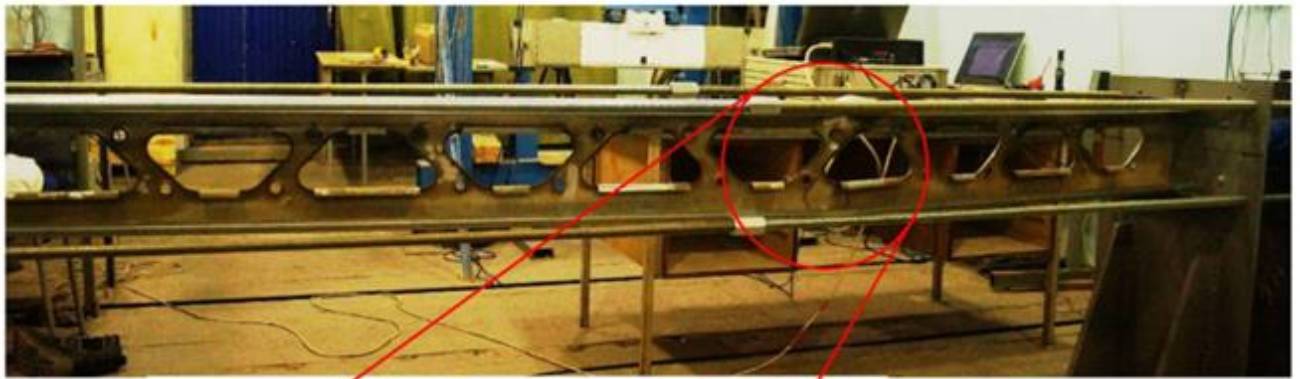


а)

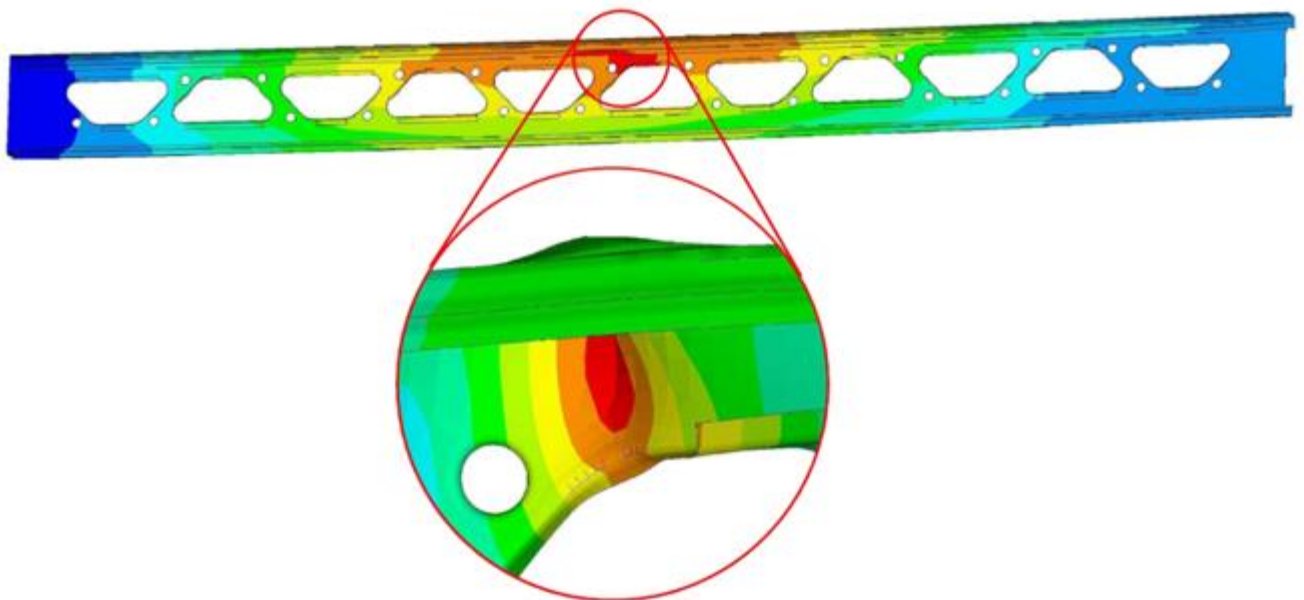


б)

Рисунок 4. 13 — Общая картина деформирования образца: а) натуральный эксперимент; б) компьютерное моделирование



а)



б)

Рисунок 4. 14 — Локальная картина деформирования образца: а) натурный эксперимент; б) компьютерное моделирование

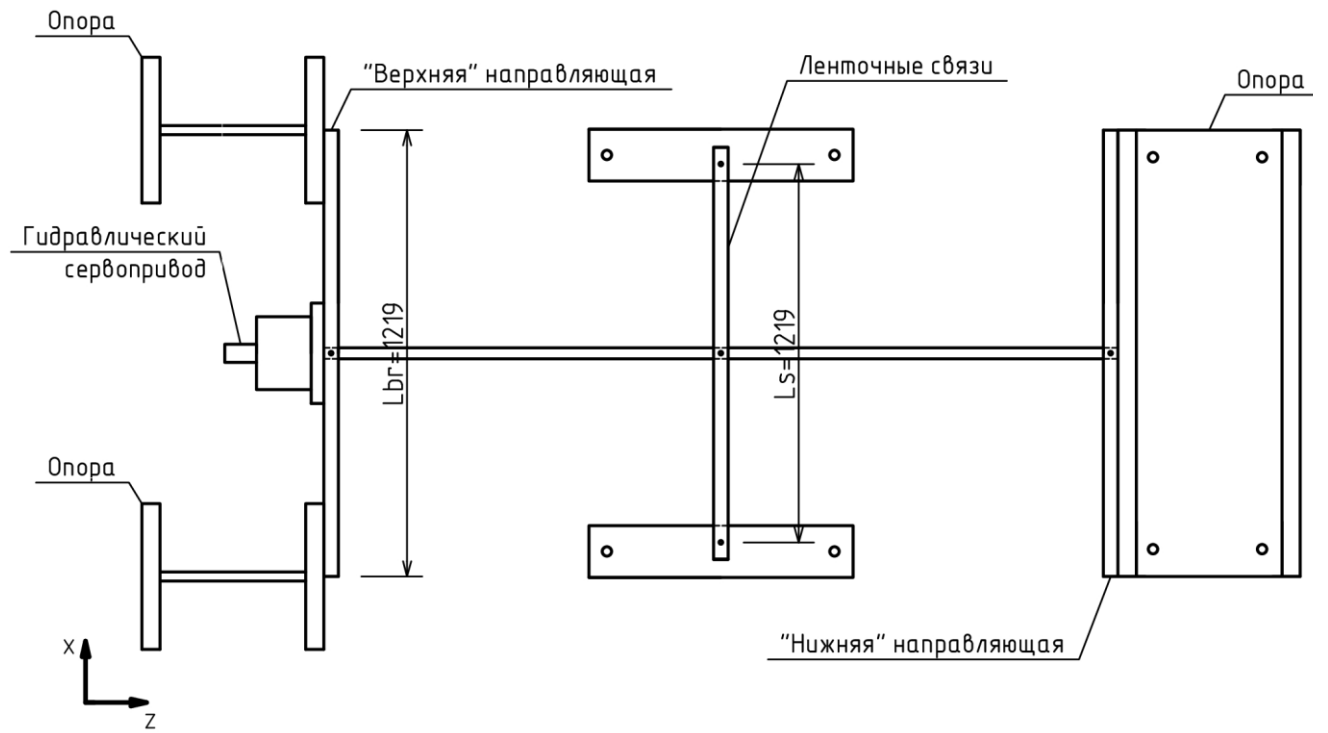
4.2 Экспериментальные исследования с отсутствием замера величины начальных геометрических несовершенств

В данном разделе проведено сравнение результатов натурных экспериментов, изложенных в отчете Канадской лаборатории Bodycote [89], с результатами компьютерного моделирования. Описан испытательный стенд, параметры испытываемых образцов, представлены результаты определения предельной несущей способности. С целью повторения эксперимента создана серия компьютерных моделей. Получены результаты, по которым проведен сравнительный анализ.

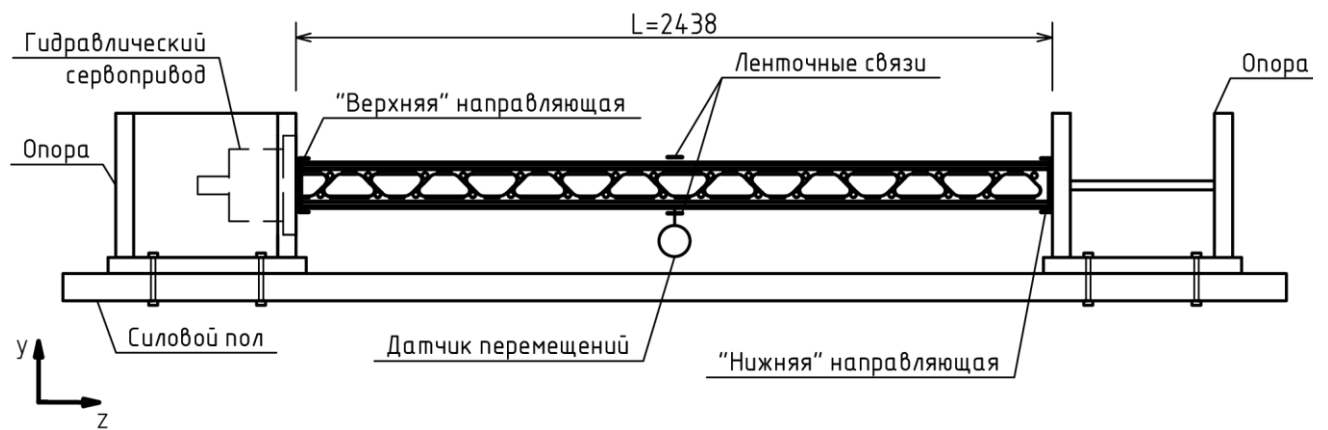
4.2.1 Методика испытаний и образцы исследования

Согласно предоставленному отчету испытания проходили на стенде, изображенном на рисунках 4.15–4.16. Стенд представляет собой три опоры двутаврового сечения, жестко прикрепленных к силовому полу, между которыми горизонтально устанавливается образец. Оба конца образца фиксировались в направляющем профиле при помощи саморезов диаметром 4.8 мм. Одна из направляющих («нижняя» направляющая) крепилась к опоре по всей длине шестью болтами M12 (рисунки Б1 а, Б2 а). Вторая («верхняя» направляющая) — по концам на оставшихся двух опорах, расположенных на расстоянии $L_{br} = 1219$ мм, при помощи четырех болтов M12 (рисунки Б1 б, Б2 б). При испытаниях обе полки образца в середине пролета дополнительно были раскреплены по направлению оси X ленточными связями размером 38.1x1.27 мм (рисунок Б3). Длина ленточной связи составляла $L_s = 1219$ мм. Так же в центре пролета осуществлялся замер вертикальных перемещений по оси Y (рисунок Б5). Выверка образцов на стенде осуществлялась при помощи лазерного указателя, установленного около «нижней» направляющей (рисунок Б6). Нагрузка передавалась вдоль образца (ось Z) через «верхнюю» направляющую при помощи гидравлического сервопривода, оснащенного динамометром. Совместно с динамометром был установлен датчик перемещений по оси Z (рисунок Б4). Между приводом и направляющей была установлена металлическая пластина. Нагрузка подавалась непрерывно с контролем постоянной

скорости перемещения 0.76 мм/мин.



а)



б)

Рисунок 4.15 — Схема испытательного стенда: а) вид сверху; б) вид сбоку;



а)



б)

Рисунок 4.16 — Испытательный стенд: а) вид сбоку; б) вид с «верхней» направляющей;

В ходе эксперимента было испытано по три образца двух типоразмеров профилей марки «АТЛАНТ». Первый типоразмер (образцы S1–S3): высота стенки $H = 152.4$ мм, ширина полок $B = 41.3$ мм, толщина стали $Tk = 2.0$ мм. Второй типоразмер (образцы S4–S6): высота стенки $H = 152.4$ мм, ширина полок $B = 41.3$ мм, толщина стали $Tk = 1.0$ мм. Все шесть образцов имели длину $L = 2438$ мм. До эксперимента на каждом образце в трех местах (начало, середина, конец) проводились замеры основных геометрических параметров. Результаты обмера представлены в таблице 4.3, поперечное сечение профиля — на рисунке 4.17.

Таблица 4. 3 — Результаты обмера образцов

Параметр	Образец S1			Образец S2		
	Начало	Середина	Конец	Начало	Середина	Конец
H , мм	152.654	152.883	152.806	153.162	152.806	152.857
$B1$, мм	41.720	41.605	42.012	41.250	42.520	42.113
$B2$, мм	41.224	41.948	42.139	41.783	41.694	41.948
$C1$, мм	12.891	12.751	14.402	12.459	12.586	11.938
$C2$, мм	12.370	12.802	12.065	13.170	12.192	13.475
Параметр	Образец S3			Образец S4		
	Начало	Середина	Конец	Начало	Середина	Конец
H , мм	153.886	154.115	153.988	153.695	152.578	152.159
$B1$, мм	41.123	41.021	41.326	41.554	41.059	42.824
$B2$, мм	41.250	41.504	41.478	41.720	42.431	41.935
$C1$, мм	13.284	13.030	14.669	12.852	12.560	13.551
$C2$, мм	13.551	13.716	13.216	13.145	13.551	12.789
Параметр	Образец S5			Образец S6		
	Начало	Середина	Конец	Начало	Середина	Конец
H , мм	153.822	152.705	152.171	153.899	152.603	152.438
$B1$, мм	42.050	41.021	42.901	42.164	41.072	42.824
$B2$, мм	42.139	42.215	41.745	42.050	41.999	41.707
$C1$, мм	12.624	12.306	12.687	12.751	12.306	13.360
$C2$, мм	12.852	13.526	12.751	13.157	13.500	12.954

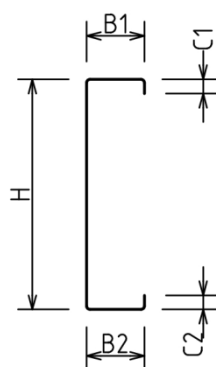


Рисунок 4.17 — Поперечное сечение профиля

Из двух профилей каждой толщины (в сумме 4) были вырезаны образцы для испытаний на разрывной машине. По результатам были получены диаграммы деформирования (рисунки 4.18–4.19), которые были приведены к «истинному» виду и усреднены для каждой из толщин. Основные параметры (предел текучести σ_T , временное сопротивление σ_B , относительное удлинение при разрыве δ_B) каждой кривой представлены в таблице 4.4.

Таблица 4.4 — Основные параметры диаграмм деформирования

	σ_T , МПа	σ_B , МПа	δ_B , %
Сталь толщиной 1.0 мм	269	442	34.3
Сталь толщиной 2.0 мм	352	586	33.1

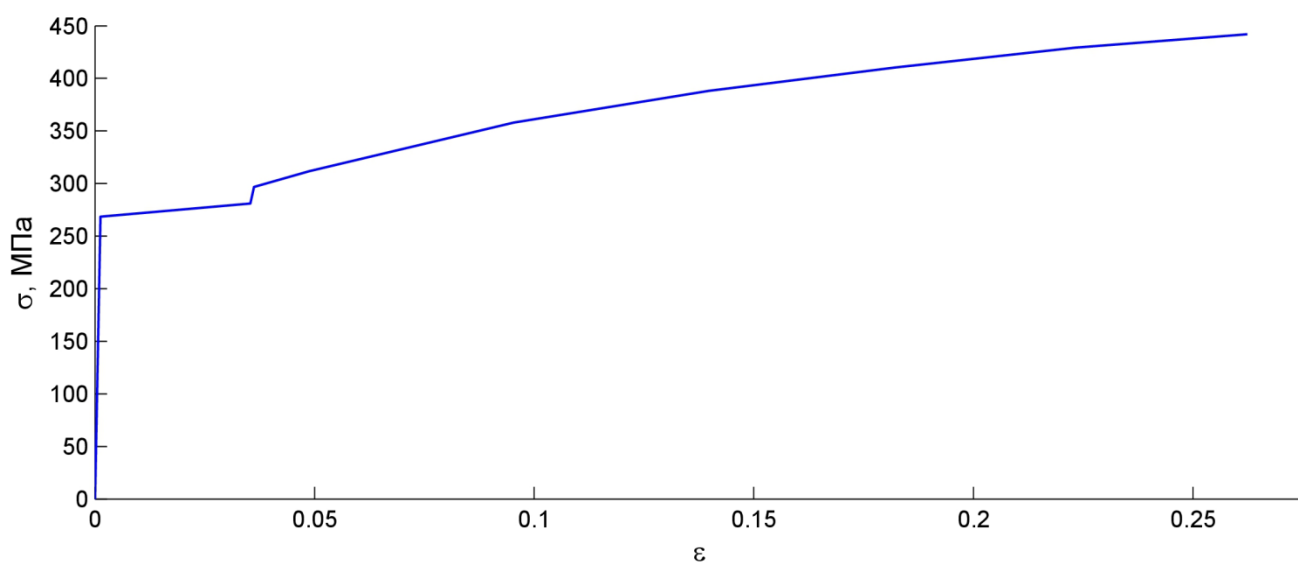


Рисунок 4.18 — Диаграмма деформирования стали толщиной 1.0 мм

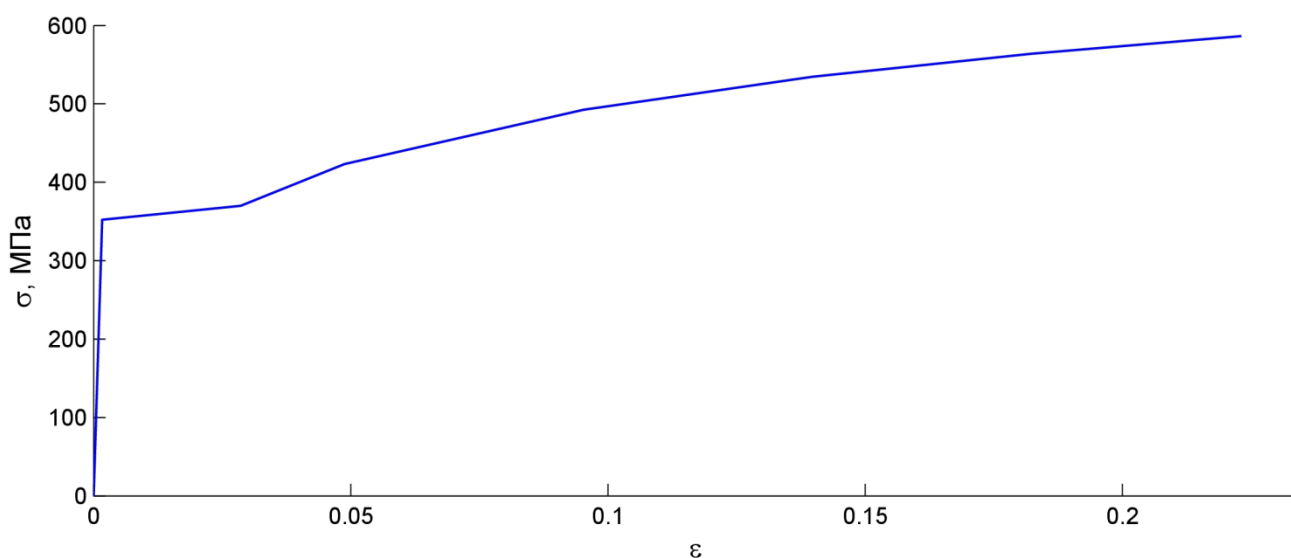


Рисунок 4.19 — Диаграмма деформирования стали толщиной 2.0 мм

Согласно [61] было произведено микроскопическое исследование металлографических шлифов образцов каждой толщины. По результатам (таблица 4.5) были определены толщины цинкового покрытия, а также базового металла.

Таблица 4.5 — Результаты определения толщины базового металла, [мкм]

	Толщина стали 1.0 мм	Толщина стали 2.0 мм
Толщина покрытия (Сторона А)	19, 19, 20, 15, 14, 20, 17, 13	26, 27, 22, 29, 22, 28, 21, 25
Толщина покрытия (Сторона Б)	14, 21, 16, 21, 18, 17, 15, 14	20, 22, 21, 25, 18, 22, 23, 20
Средняя толщина покрытия	Сторона А — 17 Сторона Б — 17	Сторона А — 25 Сторона Б — 21
Толщина базового металла	864, 866, 859	1740, 1734, 1738
Средняя толщина базового металла	863	1737

В результате эксперимента для каждого из образцов были получены графики, описывающие зависимость между сжимающей нагрузкой и показаниями двух датчиков перемещений. Данные графики представлены совместно с результатами компьютерного моделирования в параграфе 4.2.3.

4.2.2 Численное моделирование напряженно-деформированного состояния испытываемых образцов

С целью воспроизведения результатов натурного эксперимента в расчетном комплексе ANSYS была создана серия расчетных моделей (рисунок 4.20). Модель состоит из испытываемого образца, ленточных связей и контактных элементов. В соответствии с параграфом 2.1.2 для создания сетки конечных элементов были использованы оболочечные элементы SHELL181 со средним размером 3–5 мм. При создании ленточных связей применялись линейные балочные элементы BEAM188. Для моделирования крепления ленточной связи предварительно в полках образца были подготовлены отверстия диаметром равным диаметру саморезов 4.8 мм. Узлы по окружности отверстий объединялись в жесткий регион с «мастер» узлом, расположенным в центре отверстия. Присоединение балочных элементов связи осуществлялось через объединение перемещений (ux , uy , uz) соответствующих узлов связи, а также «мастер» узла. С целью моделирования условий опирания и нагружения, идентичных натурному эксперименту, использована пара контактных элементов CONTA177 (торцевые грани образца) и TARGE170 (плоскости опорных пластин). Так как жесткость опор, а также пластин, передающих нагрузку, много больше жесткости образца, элементы TARGE170 использовались в недеформируемой формулировке и управлялись при помощи «мастер» узлов. Дополнительно применение контактных элементов позволило учесть трение между образцом и опорами (коэффициент трения $\mu = 0.25$). Моделирование нагружения осуществлялось перемещением контактных элементов TARGE170 «верхней» направляющей по оси Z в сторону «нижней» направляющей. На модель наложены следующие граничные условия: «мастер» узлу контактных элементов «нижней» направляющей, а также крайним узлам ленточных связей запрещены перемещения ux , uy , uz ; «мастер» узлу контактных элементов «верхней» направляющей — ux , uy ;

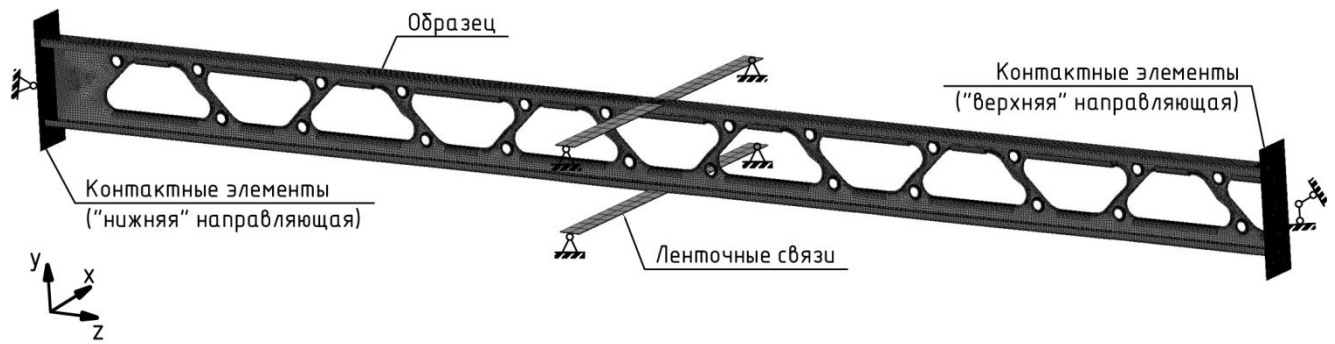


Рисунок 4.20 — Общий вид расчетной модели

Для учета физической нелинейности стали использована полилинейная модель с изотропным упрочнением (MISO). Для каждого типоразмера применялась своя диаграмма, соответствующая испытаниям на разрывной машине (рисунки 4.18–4.19).

Одним из недостатков натурного эксперимента является отсутствие замеров начальных геометрических несовершенств. Для их учета предлагается использовать вероятностный подход. Подход подразумевает под собой расчет нескольких моделей с различными по величине и форме распределениями начальных несовершенств. Величина несовершенств определялась на основе нормального распределения [88], полученного по результатам обмера 88 сплошных С-образных профилей. Ожидается, что распределение начальных несовершенств реальных образцов входит в диапазон, захваченный компьютерным моделированием. Таким образом, результаты натурных экспериментов должны оказаться внутри мнимого "коридора", созданного результатами компьютерного моделирования.

Внесение начальных геометрических несовершенств со стохастическим характером осуществлялось в следующем порядке. Сначала на основе линейного расчета на устойчивость определялись первые местные и общие формы потери устойчивости (рисунок 4.21). На рисунке 4.22а представлены перемещения u полки профиля по линии 1–2 (рисунок 4.21а) в случае местной потери устойчивости. Видно, что данная форма носит волнообразный характер с переменной длиной полуволны. Для придания данной форме вероятностного

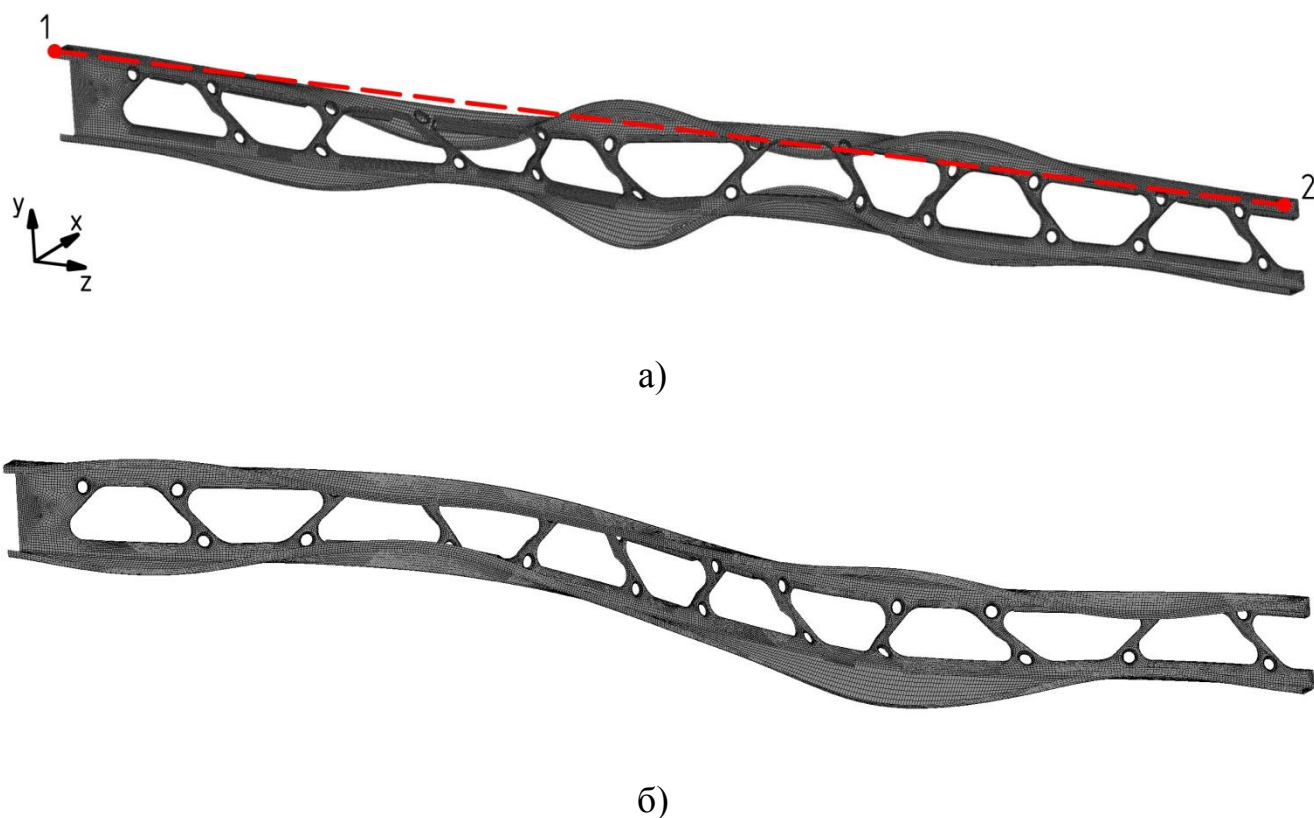
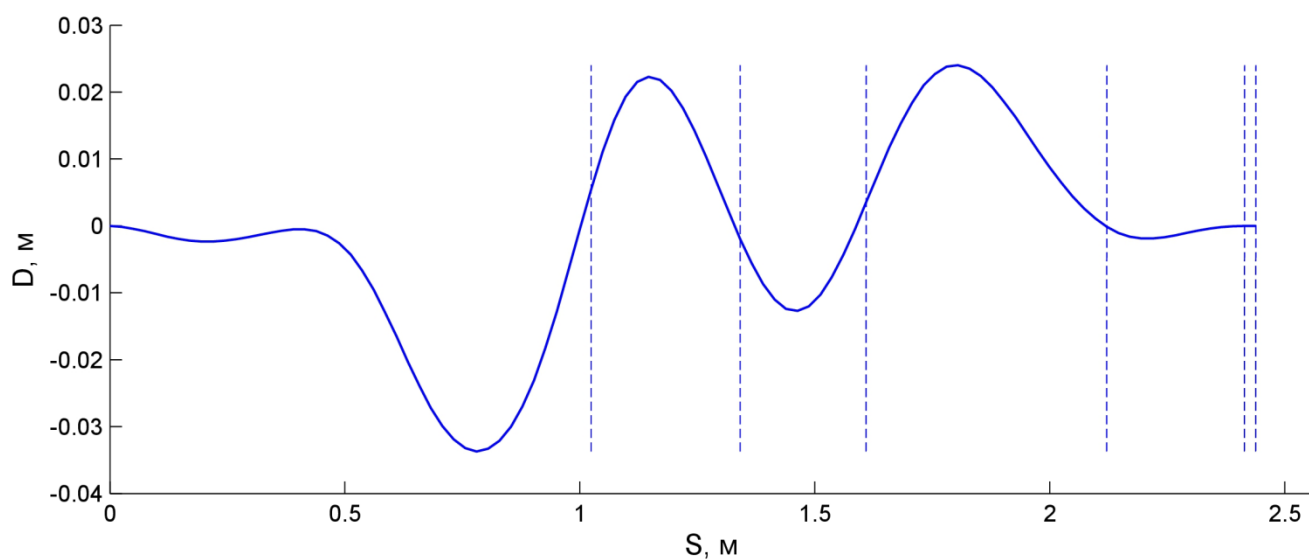


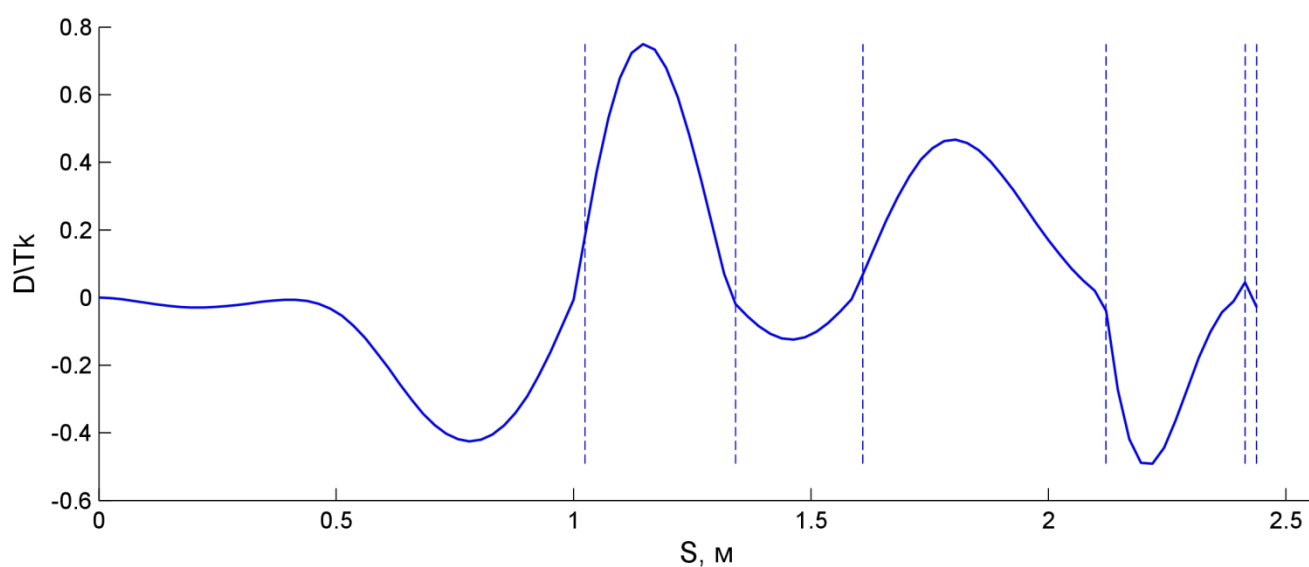
Рисунок 4.21 — Характерная первая форма потери устойчивости: а) местная; б) общая

характера было принято решение каждому отдельному участку (выделен штриховыми линиями) между нулевыми значениями перемещений u_0 задать максимальную амплитуду, полученную на основе нормального распределения. Параметры нормального распределения для данного типа несовершенства, отнесенного к толщине стали (D/Tk), описаны в работе [88]: математическое ожидание $\mu = 0.26$, среднеквадратичное отклонение $\sigma = 0.49$. На основе данного распределения для каждого участка вычислены 5 вариантов максимального значения амплитуды. Таким образом, было подготовлено по 5 расчетных моделей на каждый типоразмер профиля, различающихся формой и величиной начальных геометрических несовершенств. Значения максимальной амплитуды, отнесенной к толщине металла, для участков каждого варианта представлены в таблице 4.6. Варианты ANS1-х относятся к первому типоразмеру профиля с толщиной металла 2.0 мм, варианты ANS2-х — ко второму типоразмеру профиля с толщиной металла 1.0 мм. Под символом "х" понимается номер варианта внесения

несовершенств. Результат корректировки амплитуд с учетом вероятностного характера представлен на рисунке 4.22б.



а)



б)

Рисунок 4.22 — Перемещения u по линии 1–2: а) в исходной форме; б) в скорректированной форме с учетом вероятностного характера

Общие начальные несовершенства вносились также по соответствующей форме потери устойчивости, представляющей собой выгиб по синусоидальной волне в плоскости меньшей жесткости (рисунок 4.21б). Для каждого из 10 вариантов на основе нормального распределения [88] ($\mu = 2033$, $\sigma = 3471$) была

сгенерирована серия значений $(L/2)/\Delta$, где Δ — величина несовершенства. Вычисленные значения представлены в таблице 4.6.

Помимо описанных 10 вариантов дополнительно было подготовлено четыре модели: ANS1-6, ANS1-7, ANS2-6 и ANS2-7. В вариантах ANS1-6, ANS2-6 начальные геометрические несовершенства отсутствовали полностью. В вариантах ANS1-7, ANS2-7 величина начальных несовершенств была поднята до уровня нормативных значений.

Таблица 4.6 Величина начальных геометрических несовершенств

Вариант	Местное несовершенство D/Tk							Общее $\frac{L/2}{\Delta}$
	Участок №							
	1	2	3	4	5	6	7	
ANS1-1	0.425	0.750	0.124	0.467	0.491	0.292	0.580	3168
ANS1-2	0.523	1.159	0.682	0.416	0.048	0.428	2.013	5791
ANS1-3	1.617	1.747	0.615	0.229	0.610	0.160	0.199	5525
ANS1-4	0.767	0.616	0.111	0.404	0.695	0.965	0.419	2925
ANS1-5	0.931	0.210	0.142	0.416	0.413	0.245	0.179	5243
ANS2-1	0.048	0.428	2.013	1.617	1.747	0.615	0.229	4514
ANS2-2	0.611	1.059	0.500	0.767	0.616	0.111	0.404	1322
ANS2-3	0.695	0.965	0.419	0.931	0.210	0.142	0.416	1602
ANS2-4	0.413	0.245	0.179	0.568	0.796	0.804	0.298	7204
ANS2-5	0.257	1.011	0.442	0.149	0.808	0.276	0.531	6924

Для придания расчетной модели комплексного стохастического характера, геометрические размеры расчетных моделей также вычислялись на основе нормальных распределений, параметры которых определялись на основе замеров, приведенных в таблице 4.3. Результаты вычисления представлены в таблицах 4.7–4.8.

Таблица 4.7 Геометрические размеры компьютерных моделей первого типоразмера

	$H, мм$	$B_1, мм$	$B_2, мм$	$C_1, мм$	$C_2, мм$
μ	153.24	41.66		13.04	
σ	0.58	0.4		0.75	
ANS1-1	153.66	41.64	41.95	12.88	12.94
ANS1-2	154.11	42.22	42.23	13.54	12.13
ANS1-3	153.66	42.31	41.86	13.81	13.58
ANS1-4	153.06	41.78	41.34	13.70	12.17
ANS1-5	152.61	41.34	40.48	14.12	13.28
ANS1-6	153.66	41.64	41.95	12.88	12.94
ANS1-7	153.63	41.18	41.95	14.26	13.4

Таблица 4.8 Геометрические размеры компьютерных моделей второго типоразмера

	$H, мм$	$B_1, мм$	$B_2, мм$	$C_1, мм$	$C_2, мм$
μ	152.90	41.97		12.96	
σ	0.71	0.57		0.41	
ANS2-1	153.28	40.67	41.65	13.31	13.09
ANS2-2	153.68	42.85	42.02	12.34	12.65
ANS2-3	152.15	43.31	41.62	13.26	12.88
ANS2-4	153.53	41.53	41.16	12.37	13.16
ANS2-5	152.77	41.85	42.78	13.08	13.04
ANS2-6	153.28	40.67	41.65	13.31	13.09
ANS2-7	151.97	41.72	42.16	14.43	14.10

4.2.3 Сравнительный анализ результатов натурного и численного экспериментов

По результатам натурных экспериментов и компьютерного моделирования были получены значения предельной сжимающей нагрузки, а также соответствующим ей: а) перемещения *из* конца образца в области «верхней»

направляющей; б) перемещения u у нижней полки профиля в центре пролета. Для наглядного сравнения результаты представлены на рисунках 4.23–4.24, а также в таблице 4.9.

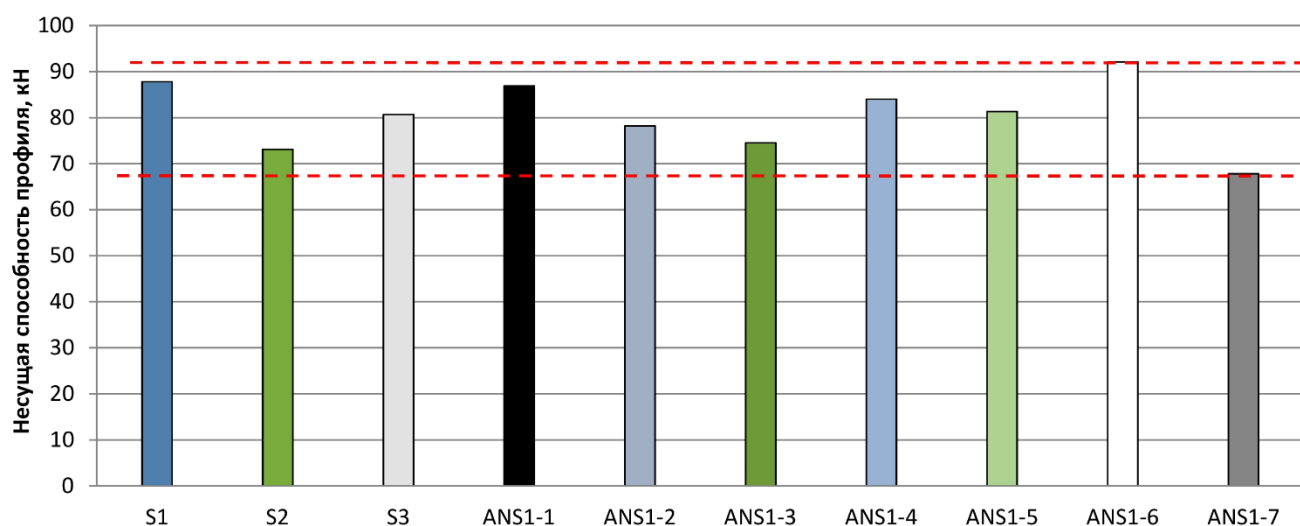


Рисунок 4.23 — Сравнение результатов натурного и численного экспериментов по предельной сжимающей нагрузке для первого типоразмера

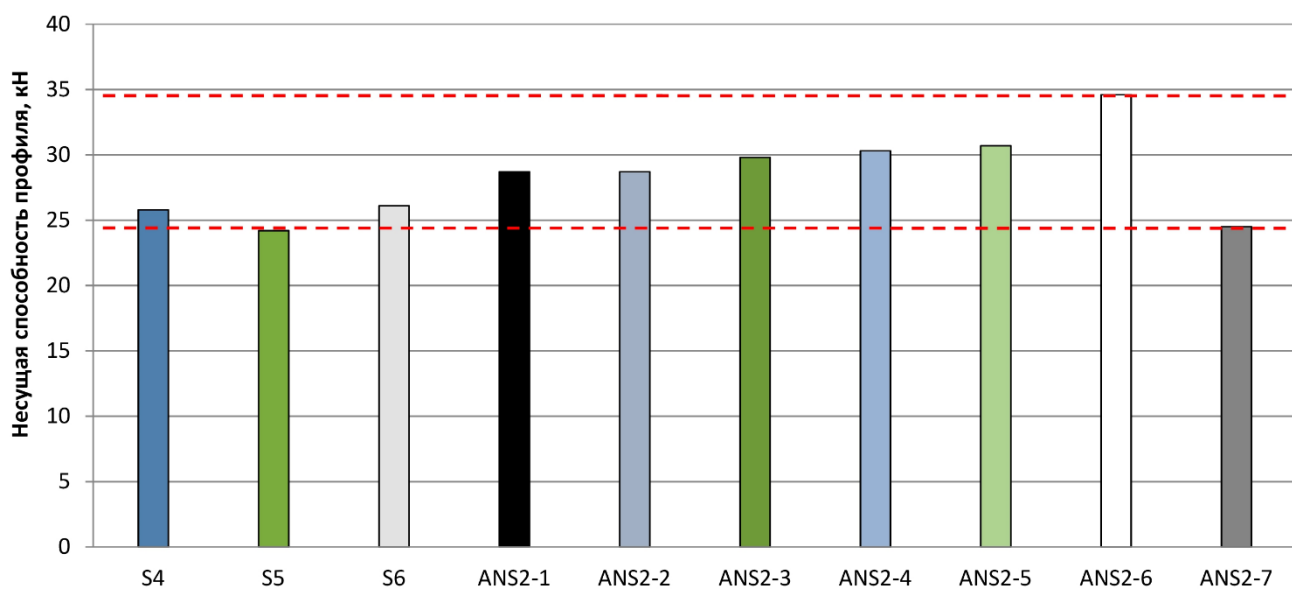


Рисунок 4.24 — Сравнение результатов натурного и численного экспериментов по предельной сжимающей нагрузке для второго типоразмера

Таблица 4.9 Сравнительный анализ результатов

Образец	F_{max} , кН	u_z , мм	u_y , мм		Образец	F_{max} , кН	u_z , мм	u_y , мм
S1	87.8	11.36	-1.14		S4	25.8	5.67	-1.73
S2	73.1	8.60	2.56		S5	24.2	5.57	-1.30
S3	80.7	9.67	-0.67		S6	26.1	5.34	-2.07
ANS1-1	86.9	3.67	-0.45		ANS2-1	28.7	2.50	1.19
ANS1-2	78.2	3.30	-0.19		ANS2-2	28.7	2.48	-1.26
ANS1-3	74.5	3.30	0.38		ANS2-3	29.8	2.54	-0.69
ANS1-4	84.0	3.56	-0.22		ANS2-4	30.3	2.64	-0.85
ANS1-5	81.3	3.43	-0.37		ANS2-5	30.7	2.56	0.65
ANS1-6	92.1	3.86	-0.21		ANS2-6	34.6	2.86	-0.3
ANS1-7	67.8	3.05	-0.48		ANS2-7	24.5	2.27	-0.96
Здесь u_z , u_y — значения соответствующих перемещений в момент достижения сжимающей силы максимального значения F_{max} .								

Значения максимальной сжимающей силы, соответствующие натурным экспериментам, оказались внутри области, полученной компьютерным моделированием. Диапазон результатов образцов первого типоразмера (ANS1-х) составил от 67.8 кН до 92.1 кН. При этом результаты натурных экспериментов расположены равномерно внутри области, что говорит о том, что величина начальных геометрических несовершенств в реальных образцах (S1–S3) менялась от минимальной до предельно допустимой. Диапазон результатов образцов второго типоразмера (ANS2-х) составил от 24.5 кН до 34.6 кН. При этом результаты натурных экспериментов (S4–S6) расположены ближе к нижней границе, что говорит о том, что величина начальных несовершенств в образцах была близка к предельному значению.

Результаты компьютерного моделирования демонстрируют схожие натурным экспериментам картины деформирования. Так, картине деформирования образца S1 (рисунок 4.25а) соответствуют результаты компьютерного

моделирования варианта ANS1-4 (рисунок 4.25б) — в обоих случаях наблюдался значительный выгиб верхней полки профиля по центру второй половины профиля. Картина деформирования образца S3 (рисунок 4.26а) соответствуют результаты компьютерного моделирования варианта ANS1-5 (рисунок 4.26б) — в обоих случаях наблюдался значительный выгиб верхней полки профиля по центру первой половины профиля. Близки оказались значения предельной несущей способности: погрешность между результатами S1 и ANS1-4 — 4.3%, результатами S3 и ANS1-5 — 0.74%.

Для образца S5 (рисунок 4.27а) наблюдается идентичная картина деформирования — локальный выгиб верхней полки на первой половине профиля. Похожая картина деформирования наблюдается на образце ANS2-5 (рисунок 4.27б).



а)



б)

Рисунок 4.25 — а) образец S1 по завершению испытания; б) образец ANS1-4 по завершению испытания



а)



б)

Рисунок 4.26— а) образец S3 по завершению испытания; б) образец ANS1-5 по завершению испытания

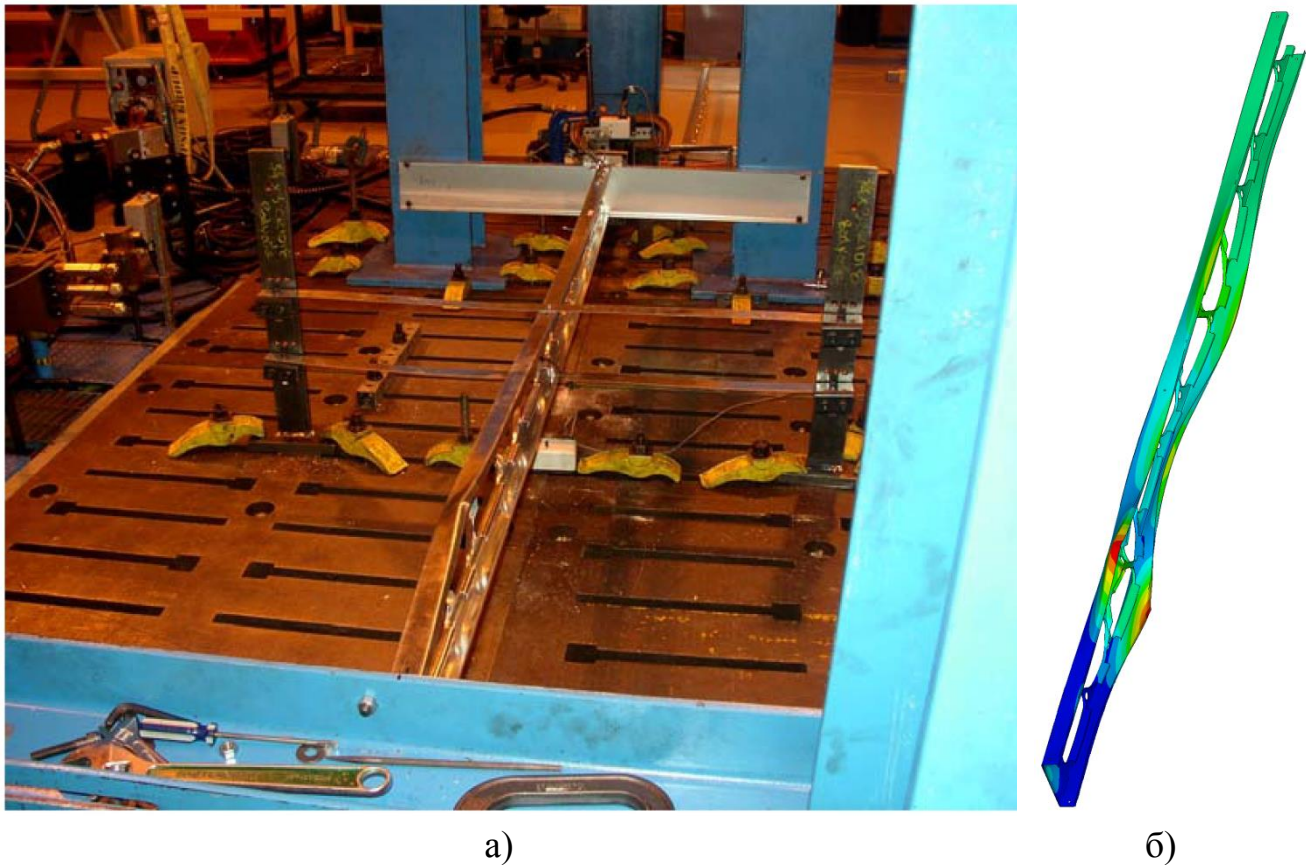


Рисунок 4.27 — а) образец S5 по завершению испытания; б) образец ANS2-5 по завершению испытания

4.3 Выводы по главе

По итогам исследований, описанных в главе, можно сделать следующие выводы:

1) Сравнение результатов компьютерного моделирования с натурным экспериментом, проведенном на базе ПНИПУ, показало хорошую сходимость результатов в плане предельной несущей способности — относительная погрешность составила 6.9%.

2) Аналогичное сравнение с экспериментами, проведенными на базе лаборатории "Bodycote", показало, что результаты натурных экспериментов попали в "коридор", образованный результатами компьютерного моделирования. Часть расчетных моделей, реализованных на основе вероятностного подхода, демонстрируют хорошую сходимость по предельной несущей способности и картинам деформирования. Относительная погрешность между предельными

несущими способностями образцов S1 и ANS1-4 составила 4.3%, образцов S3 и ANS1-5 — 0.74%.

3) Тожественность результатов компьютерного моделирования с результатами натурных экспериментов по предельной несущей способности позволяет сделать вывод, что предложенные расчетные модели могут быть применены для создания "инженерной" методики.

Основные результаты и выводы

1. Выполнен аналитический обзор научных публикаций отечественных и зарубежных ученых по расчету устойчивости легких стальных тонкостенных профилей каркаса здания. Установлено, что определение несущей способности профилей "АТЛАНТ" с перфорацией, главным отличием которых является наличие «усиленных» вырезов на стенке профиля, по существующим методикам не представляется возможным.

2. Разработаны методики определения предельной несущей способности тонкостенных перфорированных профилей "АТЛАНТ" на осевое сжатие с применением численного моделирования. Для этого решалась *геометрически и физически* нелинейная задача. Статистические методы регрессионного анализа и проведенные вычислительные эксперименты легли в основу «инженерной» методики.

3. Первая форма потери устойчивости стенки профилей "АТЛАНТ", как и сплошной стенки, имеет волнообразный характер. При этом стенка деформируется как единое целое. Форма потери устойчивости полки перфорированных профилей соответствует форме потери устойчивости сечения профиля в целом. Первой общей формой потери устойчивости исследуемых профилей является изгибная форма.

4. По результатам численных исследований предложен метод определения «эквивалентных» геометрических характеристик поперечных сечений перфорированных профилей с непостоянной по длине формой поперечного сечения. Установлено снижение осевой/изгибной жесткости перфорированного профиля в обеих главных плоскостях по сравнению с профилем сплошного сечения. Установлено отсутствие влияние усиленных вырезов на крутильные характеристики.

5. В результате статистического анализа определена рациональная область применения исследуемых профилей "АТЛАНТ": высота стенки $H = 203.2$ мм, ширина полок $B = 50.8$ мм, расчетная длина из плоскости не более 2.75 м, толщина металла T_k не более 2 мм.

6. Для верификации расчетных моделей проведен сравнительный анализ результатов натурных и численных экспериментов. В сравнении задействованы как эксперименты, выполненные самостоятельно, так и проведенные Канадской лабораторией «Bodycote». Расчетная конечно-элементная модель полностью имитировала поведение испытуемого образца: включала начальные несовершенства, точные геометрические характеристики и условия примыкания образца к опорам, учитывалось их контактное взаимодействие. Сопоставление результатов численных исследований с экспериментальными данными показало приемлемый уровень тождественности результатов несущей способности (погрешность не более 10.0 %) и картины деформирования. Значительной относительной погрешности результатов перемещений (до 27%) соответствует абсолютная погрешность равная $1.27 \div 8.3$ мм, что в масштабах конструкции является незначительной величиной.

Список литературы

1. Астахов И. В. Пространственная устойчивость элементов конструкций из холодногнутых профилей: диссертация на соискание степени канд. техн. наук: 05.23.01 / Белый Г. И. — Санкт-Петербург, 2006.
2. Адлер Ю. П., Маркова Е. В., Грановский Ю. В. Планирование эксперимента при поиске оптимальных условий. — Москва: Издательство «Наука», 1976.
3. Айрумян Э. Л. Рекомендации по расчету стальных конструкций из тонкостенных гнутых профилей // СтройПРОФИЛЬ. — 2009. — Т. 8.
4. Александров А. В., Потапов В. Д., Державин Б. П. Сопротивление материалов. — М.: Высш. шк., 2003. — 560 с.
5. Алфутов Н. А. Основы расчета на устойчивость упругих систем. — Машиностроение, 1978. — 312 с.
6. Белый Г. И., Астахов И. Б. Пространственная устойчивость элементов конструкций из стальных холодногнутых профилей // Монтажные и специальные работы в строительстве. — 2006. — Т. 9.
7. Брудка Я., Лубиньски М. Легкие стальные конструкции / Под ред. С.С. Кармилова. — 2-е изд. — М.: Стройиздат, 1974. — 342 с.
8. Быстровозводимые малоэтажные жилые здания с применением легких стальных тонкостенных конструкций / А. Б. Павлов, Э. Л. Айрумян, С. В. Камынин, Н. И. Каменщиков // Промышленное и гражданское строительство. — 2006. — № 9.
9. Ватин Н.И., Попова Е. Н. Термопрофиль в легких стальных строительных конструкциях. — Санкт-Петербург, 2006. — 63 с.
10. Ватин Н.И. Прочность просечно-растяжного профиля: испытания и математическое моделирование / Н. И. Ватин [и др.] // Расчет и проектирование металлических конструкций: сборник докладов научно-практической конференции, посвященной 100-летию со дня рождения профессора Е. И. Белени, [25 марта 2013 года] / Московский государственный строительный университет, Институт строительства и архитектуры; [под ред. А. Р. Туснина].- Москва, 2013. - с. 26-32

11. Власов В. З. Кручение и устойчивость тонкостенных открытых профилей // Строительная промышленность. — 1938. — № 6/7.
12. Власов В. З. Новый метод расчета призматических балок из тонкостенных профилей на совместное действие осевой силы, изгиба и кручения // Вестник ВИАРККА им. В. В. Куйбышева. — 1936. — № 20.
13. Власов В. З. Расчет ребристых сводов-оболочек и балок из тонкостенных профилей на совместное действие изгиба и кручения // Проект и стандарт. — 1936. — № 8, 9, 10.
14. Власов В. З. Тонкостенные упругие стержни. — 1-ое изд. — М.: Физматиз, 1940.
15. Вольмир А. С. Гибкие пластинки и оболочки. — Москва: Государственное издательство технико-теоретической литературы, 1956. — 421 с.
16. Вольмир А. С. Устойчивость упругих систем. — Москва: Физматиз, 1963. — 880 с.
17. Голубев К. В., Федотов К. А. Проблемы использования новых технологий малоэтажного домостроения // Вестник ПНИПУ. Урбанистика. — 2013. — № 3. — С. 184.
18. Гордеева А.О. Расчетная конечно-элементная модель холодногнутого перфорированного тонкостенного стержня в программно-вычислительном комплексе SCAD Office / А.О. Гордеева, Н.И. Ватин // Инженерно-строительный журнал: научно-прикладное издание: специализированный научный журнал / Санкт-Петербургский государственный политехнический университет.- СПб., 2011.- № 3 (21).- с. 36-46
19. ГОСТ 9.032-88 Покрытия металлические и неметаллические. Методы контроля. — Москва: ИПК Издательство стандартов, 2001. — 38 с.
20. Енджиевский Л.В. Каркасы зданий из легких металлических конструкций и их элементы. — М.: Изд-во Ассоциации строительных вузов, 1998. — 247 с.
21. Енджиевский Л.В., Крылов И. И., Кретинин А. Н. Ограждающие и несущие строительные конструкции из стальных тонкостенных профилей. — Красноярск: Сибирский федеральный университет, 2010. — 282 с.

22. Ильина А. А. Прочность и устойчивость стальных изгибаемых элементов с регулярной и нерегулярной шахматной перфорацией стенки: диссертация на соискание степени канд.техн. наук: 05.23.01 / Ильина Анна Александровна. — Нижний Новгород, 2004.
23. Катюшин В. В. Здания с каркасами из рам переменного сечения (расчет, проектирование, строительство). — Москва: Стройиздат, 2005. — 656 с.
24. Копытов В. М. Перфорированные стержни. — Издательство Томского университета, 1980.
25. Копытов В. М., Яшин С. Г. Местная устойчивость стенки перфорированного двутавра // Вестник ТГАСУ. — 2000. — Т. 1.
26. Копытов В. М., Яшин С. Г. Особенности работы перфорированных балок с повышенной степенью развития сечения // Известия ВУЗов. — 2003. — Т. 3.
27. Копытов В. М., Яшин С. Г. Перфорированные двутавры с повышенной степенью развития сечения // УП Украинская научно-техническая конференция «Металлические конструкции». — Днепропетровск: 2000.
28. Косицын С. Б., Мануйлов Г. А. Анализ устойчивости равновесия плоских круговых арок при действии сосредоточенной силы // Вычислительная механика деформируемого твердого тела : Труды Международной научно-практической конференции. — 2006. — С. 272.
29. Литвинов Е. В. Прочность и устойчивость стенки в линейно перфорированных элементах стальных конструкций с регулярными отверстиями: диссертация на соискание степени канд. техн. наук: 05.23.01 / Ильина Анна Александровна. — Новосибирск, 2006.
30. Мануйлов Г.А. О критических и послекритических равновесиях в задачах устойчивости упругих систем / Г.А. Мануйлов, С.Б. Косицын, М.М. Бегичев // Строительная механика инженерных конструкций и сооружений. №5, 2015, с.47-54.
31. Мануйлов Г.А. О начальном послекритическом равновесии продольно сжатой круговой цилиндрической оболочки и минимальном энергетическом

- барьере/ Г.А. Мануйлов, М.М. Бегичев // Строительная механика инженерных конструкций и сооружений. №1, 2017, с.58-69.
32. Митчин Р. Б. Местная устойчивость стенки и оптимизация стальной перфорированной балки: диссертация на соискание степени канд. техн. наук: 05.23.01 / Митчин Роман Борисович. — Липецк, 2003.
 33. Назмеева Т.В. Несущая способность сжатых стальных тонкостенных элементов сплошного и перфорированного сечения из холодногнутого С-профиля / Т. В. Назмеева // Инженерно-строительный журнал: научно-прикладное издание: специализированный научный журнал / Санкт-Петербургский государственный политехнический университет.- СПб., 2013 .-№ 5 (40).- с. 44-51
 34. Недвига П.Н. Эмпирические методы оценки несущей способности стальных тонкостенных просечно-перфорированных балок и балок со сплошной стенкой / П.Н. Недвига, В.А. Рыбаков // Инженерно-строительный журнал: научно-прикладное издание: специализированный научный журнал / Санкт-Петербургский государственный политехнический университет.- СПб., 2009.-№ 8 (10).- с. 27–30
 35. Норри Д., де Фриз Ж. Введение в метод конечных элементов. — М.: Мир, 1981. — 304 с.
 36. ООО СКБ «Стройприбор», Челябинск. — Динамометры электронные растяжения и сжатия ДМ-МГ-4. Руководство по эксплуатации.
 37. ООО СКБ «Стройприбор», Челябинск. — Машины испытательные РМГ-МГ4. Технические характеристики. Руководство по эксплуатации.
 38. Перельмутер А. В. Беседы о строительной механике. — М.: Издательство SCAD Soft, 2014.— 250 с.
 39. Перельмутер А. В., Сливкер В. И. Устойчивость равновесия конструкций и родственные проблемы. Том 2. — Москва: Издательство СКАД СОФТ, 2010. — 672 с.
 40. Пособие по проектированию стальных конструкций (к СНиП II-23-81*). — М.: ЦИТП Госстроя СССР, 1989. — 148 с.

41. Притыкин А. И. Разработка методов расчета и конструктивных решений балок с однорядной и двурядной перфорацией стенки: диссертация на соискание степени канд. техн. наук: 05.23.01 / Притыкин Алексей Игоревич. — Калининград, 2011.
42. Рыбаков В. А. Основы строительной механики легких стальных тонкостенных конструкций: учебное пособие. — СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2011. — 207 с.
43. Рыбаков В. А. Применение полусдвиговой теории В.И. Сливкера для анализа напряженно деформированного состояния систем тонкостенных стержней: диссертация на соискание степени канд. техн. наук: 01.02.04/ Рыбаков Владимир Александрович — Санкт-Петербург, 2012.
44. Сагдеева Ю. А., Копысов С. П., Новиков А. К. Введение в метод конечных элементов. — Ижевск: Удмуртский университет, 2011. — 44 с.
45. Семко В. А., Прохоренко Д. А. Анализ конструктивных мер для повышения надежности покрытий из легких стальных тонкостенных профилей // Электронный журнал: Промышленное и гражданское строительство. — 2011. — № 15.
46. Синельников А. С. Прочность просечно-растяжного профиля при сжатии: диссертация на соискание степени канд. техн. наук: 05.23.01 / Ватин Н. И.. — Санкт-Петербург, 2015.
47. СП 16.13330.2011 Стальные конструкции. — Москва, 2011. — 173 с.
48. Тимошенко С. П. Устойчивость стержней, пластин и оболочек. — М.: Издательство «Наука», 1971. — 808 с.
49. Тимошенко С. П., Гудьер Дж. Теория упругости. — Москва: Главная редакция физико-механической литературы издательство «Наука», 1975. — 576 с.
50. ТУ 1120–001–43048595–2015 Профили холодногнутые «Атлант». — 2015. — 25 с.

51. Туснин А. Р. Особенности численного расчета конструкций из тонкостенных стержней открытого профиля // Промышленное и гражданское строительство. — 2010. — Т. 11.
52. Туснин А. Р. Точность расчета тонкостенного стержня открытого профиля методом конечных элементов // Промышленное и гражданское строительство. — 2003. — Т. 6.
53. Туснин А. Р. Численный расчет конструкций из тонкостенных стержней открытого профиля.— Москва: АСВ, 2009. — 143 с
54. Туснина О. А. Несущая способность тонкостенных холодногнутых прогонов покрытия с учетом влияния жесткости соединения с сэндвич-панелями: диссертация на соискание степени канд. техн. наук: 05.23.01 / Данилов А. И. — Москва, 2015..
55. Фоменко Ю. А. Изгибно-крутильная форма потери устойчивости внецентренно-сжатых стальных двутавровых стоек с перфорированной стенкой: диссертация на соискание степени канд. техн. наук: 05.23.01/ Фоменко Евгений Юрьевич — Красноярск, 2011.
56. Чигарев А. В., Кравчук А. С., Смалюк А. Ф. ANSYS для инженеров: справочное пособие. — М.: Машиностроение-1, 2004. — 512 с.
57. Ягн Ю. И. Изгибно-крутильные деформации тонкостенных стержней открытого профиля. — М.: Государственное издательство технико-теоретической литературы, 1952.
58. AISI S100 North American Specification for the design of cold-formed steel structural members.—American Iron and Steel Institute, 2007. — 193 pp.
59. Allen H. G., Bulson P. Background of buckling. — New-York: McGraw-Hill, 1980.
60. Ansys Inc. — Ansys Mechanical APDL Structural Guide, 15 edition, 2013. — November.
61. ASTM B487 Standard Test Method for Measurement of Metal and Oxide Coating Thickness by Microscopical Examination of Cross Section — ASTM International, 2013

62. AS/NZS 4600:2005 Cold formed steel structures.
63. Bleich F. Buckling strength of metal structures. — New-York: McGraw-Hill, 1952.
64. Bryan G. H. On the stability of the plane plate under thrusts in its own plane / Proc. of the London math Soc. 22. — 1891.
65. Bulson P. S. The stability of flat plates. — London: Chatto and Windus, 1970.
66. Crisan Andrei, Ungureanu Viorel, Dubina Dan Behaviour of cold-formed steel perforated sections in compression. Part 1—Experimental investigations // Thin-Walled Structures, 2012
67. Desmond T. P., Peköz T. B., Winter G. Edge stiffeners for thin-walled members // Journal of Structural Engineering, ASCE. — 1981. — Pp. 329–353.
68. Desmond T. P., Peköz T. B., Winter G. Intermediate stiffeners for thin-walled members // Journal of Structural Engineering, ASCE. — 1981. — Pp. 627–648.
69. Eurocode 3: Design of steel structures — Part 1–1: General structural rules. — 2001. — 61 pp.
70. Eurocode 3: Design of steel structures — Part 1–3: General Rules — Supplementary rules for cold-formed members and sheeting. — 2006. — 130 pp.
71. Eurocode 3: Design of steel structures — Part 1–5: Plated structural elements. — 2006. — 53 pp.
72. Eurocode 3: Design of steel structures — Part 1–6: Strength and stability of shell structures. — 2007. — 94 pp.
73. George Winter. Light gauge (thin-walled) steel structures for buildings in the United States of America // 4th Congress of the International Association for Bridge and Structural Engineering. — 1954. — 524 pp.
74. Hancock Gregory J., Murray Thomas M., Ellifritt Duane S. Cold-formed steel structures to the AISI Specification. — Marcel Dekker Ltd, 2011. — 416 pp.
75. Kalyanaraman V., Peköz T. B., Winter G. Unstiffened compression elements // Journal of the Structural Division, ASCE. — 1977. — Sept. — Vol. 103. — Pp. 1833–1848.

76. Kesti, J. Local and distortional buckling of perforated steel wall studs, Dissertation for the degree of Doctor of Science in Technology, Espoo, 2000, 101 pp. + app.19p.
77. Koiter Warner T. A translation of the stability of elastic equilibrium: Ph.D. thesis / Techische Hooge School at Delft. — 1945.
78. Moen Christopher D. Direct strength design of cold-formed steel members with perforations. —The Johns Hopkins University, 2008.
79. Moen, Christopher D. and Schafer, B.W. Experiments on cold-formed steel columns with holes // *Thin-Walled Structures*, №46, 2008. - pp. 1164–1182
80. Rondal J., Dubina D., Ungureanu V. Imperfections and computational modeling of cold-formed steel members.
81. Salmi, P. Design of web-perforated steel wall studs // 4th Finnish Steel Structures R&D Days, Lappeenranta, Finland, 1998
82. Schafer B.W., Peköz T. Computational modeling of cold-formed steel: characterizing geometric imperfections and residual stresses // *Journal of Constructional Steel Research*. — 1998. — Vol. 47.
83. Shanmugam N.E., Dhanalakshmi M. Design for openings in cold-formed steel channel stub columns// *Thin-Walled Structures*, №39, 2001. - pp. 961–981
84. Sputo Thomas, Tovar Jennifer Application of direct strength method to axially loaded perforated cold-formed steel studs: Longwave buckling // *Thin-Walled Structures*, №43, 2005. - pp. 1852–1881
85. Stang A. H., Greenspan M. Perforated cover plates for steel columns: Compressive properties of plates having ovaloid perforations and width-to-thickness ratio of 40 // *Journal of Research of the National Bureau of Standards*. — 1942. — Vol. 28.
86. Stang A. H., Jaffe S. Perforated Cover Plates for Steel Columns; Compressive Properties of Plates Having Ovaloid, Elliptical, and «Square» Perforations // *Journal of Research of the National Bureau of Standards*. — 1948. — Vol. 40.
87. Theodor von Karman, Ernest E. Sechler, L. H. Donnell. The strength of thin plates in compression // *Transaction of the American society of mechanical engineers*. — 1932. — no. 54.

88. Vahid Zeinoddini-Meimand Geometric imperfections in cold-formed steel members —The Johns Hopkins University, 2011
89. 06-03-C002 Compression test on single joist sample — Bodycote materials testing Canada, 2006 — 5 pp.

Приложение А

Таблица А. 1 — Предполагаемая форма и величина «общих» начальных несовершенств

№	H , мм	B , мм	L , м	Tk , мм	F_f , кН	F_{tf} , кН	δ_{f-tf}	F_{pl} , кН	Решающий критерий	Δ
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
1	152.4	41.28	0.5	1	413.8	441.8	6.8	87.4	p	144
2	152.4	41.28	0.5	1.5	589.4	637.8	8.2	129.8	p	146
3	152.4	41.28	0.5	2	745.4	819.7	10.0	171.2	p	149
4	152.4	41.28	1.5	1	46.0	50.5	9.8	87.4	f	303
5	152.4	41.28	1.5	1.5	65.5	75.7	15.5	129.8	f	287
6	152.4	41.28	1.5	2	82.8	102.6	23.8	171.2	f	274
7	152.4	41.28	2.75	1	13.7	16.1	17.9	87.4	f	294
8	152.4	41.28	2.75	1.5	19.5	26.3	34.9	129.8	f	267
9	152.4	41.28	2.75	2	24.6	39.5	60.5	171.2	f	264
10	152.4	41.28	4	1	6.5	8.5	30.8	87.4	f	269
11	152.4	41.28	4	1.5	9.2	15.3	65.6	129.8	f	261
12	152.4	41.28	4	2	11.6	25.4	118.1	171.2	f	263
13	152.4	50.8	0.5	1	695.5	615.5	11.5	94.1	p	114
14	152.4	50.8	0.5	1.5	999.3	894.3	10.5	139.8	p	116
15	152.4	50.8	0.5	2	1275.3	1156.1	9.3	184.6	p	118
16	152.4	50.8	1.5	1	77.3	69.7	9.9	94.1	t	271
17	152.4	50.8	1.5	1.5	111.0	103.7	6.6	139.8	f	264
18	152.4	50.8	1.5	2	141.7	138.8	2.0	184.6	f	258
19	152.4	50.8	2.75	1	23.0	21.7	5.5	94.1	f	293
20	152.4	50.8	2.75	1.5	33.0	34.3	3.7	139.8	f	270
21	152.4	50.8	2.75	2	42.2	49.4	17.2	184.6	f	256
22	152.4	50.8	4	1	10.9	11.0	1.4	94.1	f	274

№	H , мм	B , мм	L , м	Tk , мм	F_f , кН	F_{tf} , кН	δ_{f-tf}	F_{pl} , кН	Решающий критерий	Δ
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
23	152.4	50.8	4	1.5	15.6	18.7	19.9	139.8	f	254
24	152.4	50.8	4	2	19.9	29.4	47.5	184.6	f	256
25	152.4	63.5	0.5	1	1407.0	992.8	29.4	107.4	p	77
26	152.4	63.5	0.5	1.5	2042.4	1452.4	28.9	159.8	p	78
27	152.4	63.5	0.5	2	2634.3	1889.5	28.3	211.3	p	79
28	152.4	63.5	1.5	1	156.3	111.3	28.8	107.4	p	200
29	152.4	63.5	1.5	1.5	226.9	164.9	27.3	159.8	p	199
30	152.4	63.5	1.5	2	292.7	218.4	25.4	211.3	p	198
31	152.4	63.5	2.75	1	46.5	33.9	27.0	107.4	t	255
32	152.4	63.5	2.75	1.5	67.5	51.8	23.2	159.8	t	240
33	152.4	63.5	2.75	2	87.1	71.6	17.8	211.3	t	229
34	152.4	63.5	4	1	22.0	16.7	24.3	107.4	t	248
35	152.4	63.5	4	1.5	31.9	26.6	16.8	159.8	t	230
36	152.4	63.5	4	2	41.2	38.7	5.9	211.3	f	226
37	203.2	41.28	0.5	1	445.4	570.6	28.1	105.2	p	170
38	203.2	41.28	0.5	1.5	634.1	821.0	29.5	156.5	p	173
39	203.2	41.28	0.5	2	801.6	1050.6	31.1	206.8	p	177
40	203.2	41.28	1.5	1	49.5	64.6	30.5	105.2	f	366
41	203.2	41.28	1.5	1.5	70.5	95.2	35.0	156.5	f	345
42	203.2	41.28	1.5	2	89.1	126.1	41.6	206.8	f	328
43	203.2	41.28	2.75	1	14.7	20.1	36.7	105.2	f	358
44	203.2	41.28	2.75	1.5	21.0	31.4	49.8	156.5	f	319
45	203.2	41.28	2.75	2	26.5	44.9	69.5	206.8	f	296
46	203.2	41.28	4	1	7.0	10.2	46.5	105.2	f	324

№	H , мм	B , мм	L , м	Tk , мм	F_f , кН	F_{tf} , кН	δ_{f-tf}	F_{pl} , кН	Решающий критерий	Δ
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
47	203.2	41.28	4	1.5	9.9	17.2	73.3	156.5	f	291
48	203.2	41.28	4	2	12.5	26.8	113.7	206.8	f	294
49	203.2	50.8	0.5	1	752.7	840.4	11.6	111.9	p	132
50	203.2	50.8	0.5	1.5	1081.2	1218.1	12.7	166.5	p	135
51	203.2	50.8	0.5	2	1379.5	1569.9	13.8	220.1	p	138
52	203.2	50.8	1.5	1	83.6	94.5	12.9	111.9	f	320
53	203.2	50.8	1.5	1.5	120.1	139.1	15.7	166.5	f	312
54	203.2	50.8	1.5	2	153.3	183.3	19.6	220.1	f	304
55	203.2	50.8	2.75	1	24.9	29.0	16.4	111.9	f	353
56	203.2	50.8	2.75	1.5	35.7	44.3	23.9	166.5	f	322
57	203.2	50.8	2.75	2	45.6	61.5	34.9	220.1	f	300
58	203.2	50.8	4	1	11.8	14.3	21.9	111.9	f	330
59	203.2	50.8	4	1.5	16.9	23.1	36.9	166.5	f	296
60	203.2	50.8	4	2	21.6	34.3	59.1	220.1	f	284
61	203.2	63.5	0.5	1	1538.9	1442.2	6.3	125.2	p	87
62	203.2	63.5	0.5	1.5	2233.8	2108.0	5.6	186.5	p	89
63	203.2	63.5	0.5	2	2881.2	2739.1	4.9	246.8	p	90
64	203.2	63.5	1.5	1	171.0	161.2	5.7	125.2	p	230
65	203.2	63.5	1.5	1.5	248.2	237.5	4.3	186.5	p	229
66	203.2	63.5	1.5	2	320.1	312.2	2.5	246.8	p	228
67	203.2	63.5	2.75	1	50.9	48.7	4.2	125.2	f	300
68	203.2	63.5	2.75	1.5	73.8	73.3	0.8	186.5	f	284
69	203.2	63.5	2.75	2	95.2	99.1	4.0	246.8	f	271
70	203.2	63.5	4	1	24.0	23.6	1.8	125.2	f	298

№	H , мм	B , мм	L , м	Tk , мм	F_f , кН	F_{tf} , кН	δ_{f-tf}	F_{pl} , кН	Решающий критерий	Δ
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
71	203.2	63.5	4	1.5	34.9	36.6	4.8	186.5	f	274
72	203.2	63.5	4	2	45.0	51.5	14.3	246.8	f	257
73	254	41.28	0.5	1	467.9	671.5	43.5	123.0	p	196
74	254	41.28	0.5	1.5	665.8	964.2	44.8	183.1	p	201
75	254	41.28	0.5	2	841.4	1231.0	46.3	242.4	p	205
76	254	41.28	1.5	1	52.0	75.6	45.4	123.0	f	428
77	254	41.28	1.5	1.5	74.0	110.4	49.2	183.1	f	404
78	254	41.28	1.5	2	93.5	144.5	54.6	242.4	f	383
79	254	41.28	2.75	1	15.5	23.2	50.3	123.0	f	423
80	254	41.28	2.75	1.5	22.0	35.4	60.9	183.1	f	373
81	254	41.28	2.75	2	27.8	49.1	76.7	242.4	f	340
82	254	41.28	4	1	7.3	11.6	58.1	123.0	f	381
83	254	41.28	4	1.5	10.4	18.7	79.5	183.1	f	332
84	254	41.28	4	2	13.1	27.8	111.7	242.4	f	322
85	254	50.8	0.5	1	794.2	1020.2	28.4	129.7	p	151
86	254	50.8	0.5	1.5	1140.5	1476.3	29.4	193.1	p	154
87	254	50.8	0.5	2	1454.8	1899.1	30.5	255.7	p	158
88	254	50.8	1.5	1	88.2	114.3	29.5	129.7	f	369
89	254	50.8	1.5	1.5	126.7	167.2	31.9	193.1	f	360
90	254	50.8	1.5	2	161.6	218.5	35.2	255.7	f	351
91	254	50.8	2.75	1	26.3	34.7	32.3	129.7	f	413
92	254	50.8	2.75	1.5	37.7	52.2	38.5	193.1	f	375
93	254	50.8	2.75	2	48.1	70.9	47.5	255.7	f	346
94	254	50.8	4	1	12.4	17.0	36.7	129.7	f	387

№	H , мм	B , мм	L , м	Tk , мм	F_f , кН	F_{tf} , кН	δ_{f-tf}	F_{pl} , кН	Решающий критерий	Δ
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
95	254	50.8	4	1.5	17.8	26.5	49.0	193.1	f	342
96	254	50.8	4	2	22.7	38.0	67.0	255.7	f	315
97	254	63.5	0.5	1	1637.9	1821.7	11.2	143.0	p	98
98	254	63.5	0.5	1.5	2377.3	2659.9	11.9	213.1	p	100
99	254	63.5	0.5	2	3065.9	3452.2	12.6	282.4	p	101
100	254	63.5	1.5	1	182.0	203.3	11.7	143.0	p	260
101	254	63.5	1.5	1.5	264.1	298.5	13.0	213.1	p	259
102	254	63.5	1.5	2	340.7	390.6	14.6	282.4	p	259
103	254	63.5	2.75	1	54.1	61.2	13.0	143.0	f	346
104	254	63.5	2.75	1.5	78.6	91.1	15.9	213.1	f	327
105	254	63.5	2.75	2	101.4	121.7	20.1	282.4	f	310
106	254	63.5	4	1	25.6	29.4	14.9	143.0	f	346
107	254	63.5	4	1.5	37.1	44.8	20.6	213.1	f	316
108	254	63.5	4	2	47.9	61.7	28.7	282.4	f	294
109	304.8	41.28	0.5	1	484.6	754.2	55.6	140.8	p	223
110	304.8	41.28	0.5	1.5	689.5	1081.6	56.9	209.8	p	228
111	304.8	41.28	0.5	2	870.9	1378.8	58.3	277.9	p	234
112	304.8	41.28	1.5	1	53.8	84.6	57.1	140.8	f	491
113	304.8	41.28	1.5	1.5	76.6	123.0	60.5	209.8	f	463
114	304.8	41.28	1.5	2	96.8	159.8	65.1	277.9	f	438
115	304.8	41.28	2.75	1	16.0	25.8	61.2	140.8	f	488
116	304.8	41.28	2.75	1.5	22.8	38.8	70.1	209.8	f	427
117	304.8	41.28	2.75	2	28.8	52.7	83.2	277.9	f	386
118	304.8	41.28	4	1	7.6	12.7	67.6	140.8	f	439

№	H , мм	B , мм	L , м	Tk , мм	F_f , кН	F_{tf} , кН	δ_{f-tf}	F_{pl} , кН	Решающий критерий	Δ
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
119	304.8	41.28	4	1.5	10.8	20.0	85.3	209.8	f	376
120	304.8	41.28	4	2	13.6	28.8	111.9	277.9	f	347
121	304.8	50.8	0.5	1	825.7	1168.1	41.5	147.4	p	170
122	304.8	50.8	0.5	1.5	1185.4	1688.6	42.4	219.8	p	174
123	304.8	50.8	0.5	2	1511.6	2169.5	43.5	291.3	p	178
124	304.8	50.8	1.5	1	91.7	130.6	42.3	147.4	f	419
125	304.8	50.8	1.5	1.5	131.7	190.3	44.5	219.8	f	409
126	304.8	50.8	1.5	2	168.0	247.5	47.3	291.3	f	399
127	304.8	50.8	2.75	1	27.3	39.5	44.6	147.4	f	473
128	304.8	50.8	2.75	1.5	39.2	58.8	49.9	219.8	f	428
129	304.8	50.8	2.75	2	50.0	78.7	57.5	291.3	f	394
130	304.8	50.8	4	1	12.9	19.1	48.3	147.4	f	444
131	304.8	50.8	4	1.5	18.5	29.4	58.6	219.8	f	389
132	304.8	50.8	4	2	23.6	41.0	73.6	291.3	f	354
133	304.8	63.5	0.5	1	1715.1	2138.8	24.7	160.8	p	109
134	304.8	63.5	0.5	1.5	2488.9	3120.5	25.4	239.8	p	111
135	304.8	63.5	0.5	2	3209.3	4046.3	26.1	317.9	p	112
136	304.8	63.5	1.5	1	190.6	238.4	25.1	160.8	p	290
137	304.8	63.5	1.5	1.5	276.5	349.3	26.3	239.8	p	290
138	304.8	63.5	1.5	2	356.6	455.7	27.8	317.9	p	289
139	304.8	63.5	2.75	1	56.7	71.5	26.2	160.8	f	391
140	304.8	63.5	2.75	1.5	82.3	106.0	28.8	239.8	f	370
141	304.8	63.5	2.75	2	106.1	140.4	32.4	317.9	f	351
142	304.8	63.5	4	1	26.8	34.3	27.8	160.8	f	393

№	H , мм	B , мм	L , м	Tk , мм	F_f , кН	F_{tf} , кН	δ_{f-tf}	F_{pl} , кН	Решающий критерий	Δ
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
143	304.8	63.5	4	1.5	38.9	51.6	32.7	239.8	f	359
144	304.8	63.5	4	2	50.1	70.0	39.6	317.9	f	332

Таблица А. 2 — Сравнение результатов инженерного расчета и компьютерного моделирования

№	H , мм	B , мм	L , мм	Tk , мм	F_{en} , кН	F_{br} , кН	δ_{br} , %	F_{pl} , кН	δ_{pl} , %
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
1	152.4	41.28	0.5	1	25.8	29.7	-15.3	23.7	8.0
2	152.4	41.28	0.5	1.5	48.6	54.7	-12.6	43.9	9.6
3	152.4	41.28	0.5	2	77.9	84.5	-8.4	67.5	13.4
4	152.4	41.28	1.5	1	19.3	17.5	9.2	15.9	17.3
5	152.4	41.28	1.5	1.5	34.2	31.3	8.3	29.0	15.0
6	152.4	41.28	1.5	2	50.5	46.1	8.6	43.7	13.5
7	152.4	41.28	2.75	1	9.9	9.1	8.2	9.1	8.2
8	152.4	41.28	2.75	1.5	15.3	15.2	1.2	15.2	1.2
9	152.4	41.28	2.75	2	19.7	22.1	-12.3	21.9	-11.2
10	152.4	41.28	4	1	5.3	4.8	9.1	4.8	9.1
11	152.4	41.28	4	1.5	7.7	8.0	-4.6	8.0	-4.3
12	152.4	41.28	4	2	9.7	11.5	-18.7	11.5	-18.7
13	152.4	50.8	0.5	1	29.9	33.7	-12.9	25.7	14.1
14	152.4	50.8	0.5	1.5	55.6	62.3	-12.1	46.7	15.9
15	152.4	50.8	0.5	2	88.4	96.5	-9.2	78.2	11.6
16	152.4	50.8	1.5	1	24.2	25.5	-5.5	22.0	8.9
17	152.4	50.8	1.5	1.5	44.0	46.8	-6.5	41.0	6.8
18	152.4	50.8	1.5	2	67.3	72.4	-7.6	63.8	5.2
19	152.4	50.8	2.75	1	14.6	13.3	8.4	12.6	13.6
20	152.4	50.8	2.75	1.5	23.7	23.2	1.9	22.0	7.2
21	152.4	50.8	2.75	2	32.4	34.2	-5.4	33.1	-1.9
22	152.4	50.8	4	1	8.4	7.5	11.1	7.3	13.0
23	152.4	50.8	4	1.5	12.7	12.6	1.0	12.4	2.5

№	H , мм	B , мм	L , мм	Tk , мм	F_{en} , кН	F_{br} , кН	δ_{br} , %	F_{pl} , кН	δ_{pl} , %
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
24	152.4	50.8	4	2	16.2	18.1	-11.7	18.0	-10.8
25	152.4	63.5	0.5	1	38.8	36.6	5.7	28.6	26.3
26	152.4	63.5	0.5	1.5	70.3	68.5	2.5	52.1	25.9
27	152.4	63.5	0.5	2	109.8	106.5	3.0	78.6	28.4
28	152.4	63.5	1.5	1	32.9	31.9	3.1	26.6	19.2
29	152.4	63.5	1.5	1.5	59.8	59.2	0.9	49.2	17.7
30	152.4	63.5	1.5	2	92.8	91.5	1.3	76.1	17.9
31	152.4	63.5	2.75	1	23.7	20.6	13.3	19.2	19.1
32	152.4	63.5	2.75	1.5	37.2	36.7	1.4	33.1	11.1
33	152.4	63.5	2.75	2	52.0	55.5	-6.8	50.2	3.4
34	152.4	63.5	4	1	13.0	12.6	3.2	11.9	8.6
35	152.4	63.5	4	1.5	20.9	21.8	-4.4	20.7	1.3
36	152.4	63.5	4	2	30.4	32.4	-6.7	31.2	-2.5
37	203.2	41.28	0.5	1	24.0	32.8	-36.8	26.2	-9.4
38	203.2	41.28	0.5	1.5	45.1	59.9	-32.9	44.9	0.5
39	203.2	41.28	0.5	2	72.2	90.8	-25.7	69.3	4.0
40	203.2	41.28	1.5	1	18.4	20.2	-10.2	18.2	0.9
41	203.2	41.28	1.5	1.5	32.9	37.5	-13.9	33.7	-2.3
42	203.2	41.28	1.5	2	49.3	56.9	-15.4	51.8	-5.0
43	203.2	41.28	2.75	1	10.0	9.2	7.9	9.0	10.2
44	203.2	41.28	2.75	1.5	15.9	15.8	1.0	15.7	1.4
45	203.2	41.28	2.75	2	21.3	22.6	-5.9	22.6	-5.9
46	203.2	41.28	4	1	5.6	5.0	9.6	5.0	10.1
47	203.2	41.28	4	1.5	8.3	8.4	-1.5	8.4	-0.9
48	203.2	41.28	4	2	10.5	12.0	-14.0	11.9	-13.2

№	H , мм	B , мм	L , мм	Tk , мм	F_{en} , кН	F_{br} , кН	δ_{br} , %	F_{pl} , кН	δ_{pl} , %
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
49	203.2	50.8	0.5	1	27.6	36.6	-32.4	27.6	0.0
50	203.2	50.8	0.5	1.5	51.2	67.2	-31.2	50.5	1.4
51	203.2	50.8	0.5	2	81.4	101.6	-24.8	77.0	5.4
52	203.2	50.8	1.5	1	22.5	26.7	-18.4	23.3	-3.2
53	203.2	50.8	1.5	1.5	41.3	50.4	-22.1	43.4	-5.0
54	203.2	50.8	1.5	2	63.9	77.4	-21.2	67.7	-5.9
55	203.2	50.8	2.75	1	14.5	14.5	0.2	13.8	4.7
56	203.2	50.8	2.75	1.5	24.0	25.6	-6.8	24.3	-1.2
57	203.2	50.8	2.75	2	33.6	37.7	-12.3	36.0	-7.3
58	203.2	50.8	4	1	8.7	8.3	4.8	8.1	7.2
59	203.2	50.8	4	1.5	13.5	14.1	-4.8	13.9	-2.8
60	203.2	50.8	4	2	17.7	20.5	-16.0	20.4	-15.4
61	203.2	63.5	0.5	1	35.7	39.8	-11.6	29.9	16.0
62	203.2	63.5	0.5	1.5	64.4	72.0	-11.8	54.7	15.2
63	203.2	63.5	0.5	2	100.5	109.7	-9.1	74.2	26.2
64	203.2	63.5	1.5	1	30.2	32.5	-7.8	26.3	13.0
65	203.2	63.5	1.5	1.5	55.0	62.0	-12.8	51.3	6.6
66	203.2	63.5	1.5	2	85.8	95.2	-11.0	79.5	7.3
67	203.2	63.5	2.75	1	23.0	21.2	7.8	19.4	15.6
68	203.2	63.5	2.75	1.5	39.4	38.5	2.3	35.1	10.8
69	203.2	63.5	2.75	2	57.5	57.9	-0.6	53.4	7.1
70	203.2	63.5	4	1	15.4	13.1	14.7	12.5	18.8
71	203.2	63.5	4	1.5	24.8	23.0	7.3	21.7	12.7
72	203.2	63.5	4	2	34.3	33.7	1.6	32.4	5.5
73	254	41.28	0.5	1	22.9	33.6	-46.8	25.3	-10.6

№	H , мм	B , мм	L , мм	Tk , мм	F_{en} , кН	F_{br} , кН	δ_{br} , %	F_{pl} , кН	δ_{pl} , %
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
74	254	41.28	0.5	1.5	42.9	61.6	-43.7	47.3	-10.3
75	254	41.28	0.5	2	68.6	94.3	-37.6	72.6	-5.8
76	254	41.28	1.5	1	17.7	20.0	-13.1	17.1	3.3
77	254	41.28	1.5	1.5	31.9	37.4	-17.3	34.0	-6.5
78	254	41.28	1.5	2	48.2	57.4	-19.1	52.4	-8.8
79	254	41.28	2.75	1	10.1	9.2	8.6	9.0	10.6
80	254	41.28	2.75	1.5	16.2	15.9	2.1	15.9	2.1
81	254	41.28	2.75	2	21.9	22.8	-3.8	22.6	-3.1
82	254	41.28	4	1	5.7	5.1	11.4	5.1	11.9
83	254	41.28	4	1.5	8.6	8.5	1.6	8.4	2.2
84	254	41.28	4	2	11.1	12.0	-8.7	11.9	-7.6
85	254	50.8	0.5	1	26.2	38.0	-45.4	29.0	-10.9
86	254	50.8	0.5	1.5	48.4	70.7	-46.0	53.6	-10.6
87	254	50.8	0.5	2	76.9	108.1	-40.6	81.5	-6.0
88	254	50.8	1.5	1	21.5	26.5	-23.6	21.5	-0.1
89	254	50.8	1.5	1.5	39.4	50.8	-29.1	43.9	-11.4
90	254	50.8	1.5	2	61.2	79.0	-29.2	68.3	-11.7
91	254	50.8	2.75	1	14.4	14.6	-1.3	13.7	4.9
92	254	50.8	2.75	1.5	24.0	26.0	-8.3	24.9	-3.6
93	254	50.8	2.75	2	34.0	38.3	-12.8	37.4	-10.2
94	254	50.8	4	1	8.9	8.4	5.2	8.2	7.8
95	254	50.8	4	1.5	13.9	14.4	-3.7	14.2	-2.4
96	254	50.8	4	2	18.6	20.7	-11.7	20.6	-10.9
97	254	63.5	0.5	1	33.6	42.4	-26.2	31.4	6.5
98	254	63.5	0.5	1.5	60.6	78.7	-30.0	57.8	4.6

№	H , мм	B , мм	L , мм	Tk , мм	F_{en} , кН	F_{br} , кН	δ_{br} , %	F_{pl} , кН	δ_{pl} , %
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
99	254	63.5	0.5	2	94.4	118.6	-25.7	78.7	16.6
100	254	63.5	1.5	1	28.4	32.6	-14.8	27.5	3.1
101	254	63.5	1.5	1.5	51.6	62.7	-21.3	51.6	0.1
102	254	63.5	1.5	2	80.7	98.1	-21.5	80.2	0.7
103	254	63.5	2.75	1	22.3	21.4	4.2	19.6	12.1
104	254	63.5	2.75	1.5	38.5	39.2	-1.9	35.9	6.7
105	254	63.5	2.75	2	56.7	59.4	-4.8	54.4	4.0
106	254	63.5	4	1	15.4	13.3	13.6	12.8	17.3
107	254	63.5	4	1.5	25.2	23.6	6.4	22.4	11.1
108	254	63.5	4	2	35.2	34.5	1.8	33.4	5.1
109	304.8	41.28	0.5	1	22.1	33.5	-51.9	25.2	-14.0
110	304.8	41.28	0.5	1.5	41.3	61.9	-49.7	51.0	-23.4
111	304.8	41.28	0.5	2	66.0	95.2	-44.1	72.8	-10.3
112	304.8	41.28	1.5	1	17.2	19.8	-15.2	17.1	0.5
113	304.8	41.28	1.5	1.5	31.1	36.9	-18.7	33.9	-8.9
114	304.8	41.28	1.5	2	47.2	56.6	-19.9	54.3	-15.0
115	304.8	41.28	2.75	1	10.1	9.2	8.7	9.1	10.3
116	304.8	41.28	2.75	1.5	16.3	15.9	2.6	15.9	2.7
117	304.8	41.28	2.75	2	22.3	23.0	-3.0	23.0	-3.0
118	304.8	41.28	4	1	5.9	5.1	12.4	5.1	12.8
119	304.8	41.28	4	1.5	8.9	12.3	-38.7	12.2	-37.5
120	304.8	41.28	4	2	11.5	12.2	-6.0	12.1	-4.8
121	304.8	50.8	0.5	1	25.2	37.7	-49.8	28.5	-13.4
122	304.8	50.8	0.5	1.5	46.5	70.4	-51.4	53.0	-14.0
123	304.8	50.8	0.5	2	73.7	108.2	-46.8	81.3	-10.3

№	H , мм	B , мм	L , мм	Tk , мм	F_{en} , кН	F_{br} , кН	δ_{br} , %	F_{pl} , кН	δ_{pl} , %
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
124	304.8	50.8	1.5	1	20.7	26.3	-27.3	21.6	-4.5
125	304.8	50.8	1.5	1.5	38.0	50.4	-32.7	41.1	-8.1
126	304.8	50.8	1.5	2	59.1	79.5	-34.4	69.3	-17.2
127	304.8	50.8	2.75	1	14.2	14.5	-2.1	13.6	4.0
128	304.8	50.8	2.75	1.5	23.9	25.9	-8.3	25.0	-4.6
129	304.8	50.8	2.75	2	34.1	38.4	-12.7	37.8	-10.9
130	304.8	50.8	4	1	9.0	8.4	6.2	8.2	8.8
131	304.8	50.8	4	1.5	14.2	14.5	-2.3	14.4	-1.7
132	304.8	50.8	4	2	19.1	20.9	-9.7	20.8	-9.1
133	304.8	63.5	0.5	1	32.2	42.1	-30.8	31.1	3.3
134	304.8	63.5	0.5	1.5	57.8	78.6	-35.9	57.4	0.8
135	304.8	63.5	0.5	2	90.0	119.8	-33.1	78.8	12.5
136	304.8	63.5	1.5	1	27.1	32.4	-19.5	25.4	6.2
137	304.8	63.5	1.5	1.5	49.2	62.3	-26.5	47.9	2.7
138	304.8	63.5	1.5	2	77.0	99.3	-28.9	82.2	-6.8
139	304.8	63.5	2.75	1	21.8	21.4	1.7	18.7	14.3
140	304.8	63.5	2.75	1.5	37.7	39.3	-4.4	36.2	4.0
141	304.8	63.5	2.75	2	55.8	60.2	-7.8	55.2	1.1
142	304.8	63.5	4	1	15.4	13.4	12.8	12.6	17.9
143	304.8	63.5	4	1.5	25.3	23.8	6.1	22.8	9.9
144	304.8	63.5	4	2	35.6	35.0	1.6	34.1	4.3
Среднее значение абсолютных погрешностей:							14.8		8.99

Таблица А. 3 — Результаты определения критической формы

№	H , мм	B , мм	Tk , мм	L , м	$F_{cr,y}$, кН	$F_{cr,t}$, кН	$F_{cr,tf}$, кН	Вид
1	2	3	4	5	6	7	8	9
1	152	41.3	1	0.5	357.3	401.3	397.0	f
2	152	41.3	1.5	0.5	508.2	565.2	559.7	f
3	152	41.3	2	0.5	641.6	708.8	702.5	f
4	152	50.8	1	0.5	645.8	681.6	663.6	f
5	152	50.8	1.5	0.5	928.5	963.0	939.8	f
6	152	50.8	2	0.5	1177.2	1223.6	1196.1	f
7	203	41.3	1	0.5	427.8	539.3	537.4	f
8	203	41.3	1.5	0.5	609.3	760.4	758.0	f
9	203	41.3	2	0.5	771.8	956.8	953.9	f
10	203	50.8	1	0.5	780.1	941.4	932.0	f
11	203	50.8	1.5	0.5	1119.1	1323.0	1311.2	f
12	203	50.8	2	0.5	1425.9	1681.3	1667.3	f
13	152	41.3	1	1.5	39.7	45.7	45.2	f
14	152	41.3	1.5	1.5	56.5	66.4	65.7	f
15	152	41.3	2	1.5	71.3	86.8	85.9	f
16	152	50.8	1	1.5	71.8	76.9	74.8	f
17	152	50.8	1.5	1.5	103.2	110.5	107.8	f
18	152	50.8	2	1.5	130.8	144.0	140.5	f
19	203	41.3	1	1.5	47.5	60.9	60.7	f
20	203	41.3	1.5	1.5	67.7	87.6	87.3	f
21	203	41.3	2	1.5	85.8	113.2	112.8	f
22	203	50.8	1	1.5	86.7	105.6	104.5	f
23	203	50.8	1.5	1.5	124.3	150.1	148.7	f

№	H , мм	B , мм	Tk , мм	L , м	$F_{cr,y}$, кН	$F_{cr,t}$, кН	$F_{cr,tf}$, кН	Вид
1	2	3	4	5	6	7	8	9
24	203	50.8	2	1.5	158.4	193.7	192.1	f
25	152	41.3	1	2.75	11.8	14.5	14.3	f
26	152	41.3	1.5	2.75	16.8	22.6	22.3	f
27	152	41.3	2	2.75	21.2	32.2	31.8	f
28	152	50.8	1	2.75	21.3	23.7	23.1	f
29	152	50.8	1.5	2.75	30.7	35.7	34.7	f
30	152	50.8	2	2.75	38.9	49.2	47.8	f
31	203	41.3	1	2.75	14.1	18.9	18.8	f
32	203	41.3	1.5	2.75	20.1	28.5	28.4	f
33	203	41.3	2	2.75	25.5	39.1	38.9	f
34	203	50.8	1	2.75	25.8	32.2	31.9	f
35	203	50.8	1.5	2.75	37.0	47.1	46.6	f
36	203	50.8	2	2.75	47.1	63.1	62.5	f
37	152	41.3	1	4	5.6	7.5	7.4	f
38	152	41.3	1.5	4	7.9	12.8	12.6	f
39	152	41.3	2	4	10.0	20.0	19.6	f
40	152	50.8	1	4	10.1	11.9	11.5	f
41	152	50.8	1.5	4	14.5	19.0	18.4	f
42	152	50.8	2	4	18.4	28.0	27.0	f
43	203	41.3	1	4	6.7	9.5	9.5	f
44	203	41.3	1.5	4	9.5	15.3	15.2	f
45	203	41.3	2	4	12.1	22.5	22.4	f
46	203	50.8	1	4	12.2	15.8	15.6	f
47	203	50.8	1.5	4	17.5	24.1	23.8	f
48	203	50.8	2	4	22.3	33.9	33.6	f

Таблица А. 4 — Результаты определения несущей способности

№	H , мм	B , мм	Tk , мм	L , м	F_{br} , кН	F_{pl} , кН	$F_{el}/1.3$, кН	F_{at} , кН
1	2	3	4	5	6	7	8	9
1	152	41.3	1	0.5	37.52	34.89	79.14	34.89
2	152	41.3	1.5	0.5	58.30	54.60	144.12	54.60
3	152	41.3	2	0.5	79.47	74.45	222.20	74.45
4	152	50.8	1	0.5	45.61	42.29	120.67	42.29
5	152	50.8	1.5	0.5	70.75	63.28	198.43	63.28
6	152	50.8	2	0.5	96.28	86.89	316.61	86.89
7	203	41.3	1	0.5	44.37	39.59	86.90	39.59
8	203	41.3	1.5	0.5	79.88	70.60	151.18	70.60
9	203	41.3	2	0.5	114.26	107.53	159.38	107.53
10	203	50.8	1	0.5	53.28	47.51	119.80	47.51
11	203	50.8	1.5	0.5	94.57	85.63	219.49	85.63
12	203	50.8	2	0.5	131.32	123.26	315.27	123.26
13	152	41.3	1	1.5	—	19.23	22.49	19.23
14	152	41.3	1.5	1.5	—	29.55	35.65	29.55
15	152	41.3	2	1.5	—	39.91	48.90	39.91
16	152	50.8	1	1.5	—	27.71	37.24	27.71
17	152	50.8	1.5	1.5	—	42.58	59.75	42.58
18	152	50.8	2	1.5	—	53.20	82.42	53.20
19	203	41.3	1	1.5	21.55	21.55	22.19	21.55
20	203	41.3	1.5	1.5	—	36.62	37.65	36.62
21	203	41.3	2	1.5	—	51.46	52.99	51.46
22	203	50.8	1	1.5	—	31.63	34.43	31.63
23	203	50.8	1.5	1.5	—	49.70	60.03	49.70

№	H , мм	B , мм	Tk , мм	L , м	F_{br} , кН	F_{pl} , кН	$F_{el}/1.3$, кН	F_{at} , кН
1	2	3	4	5	6	7	8	9
24	203	50.8	2	1.5	—	74.80	86.92	74.80
25	152	41.3	1	2.75	8.35	—	7.82	7.82
26	152	41.3	1.5	2.75	12.70	—	11.99	11.99
27	152	41.3	2	2.75	17.05	—	16.19	16.19
28	152	50.8	1	2.75	13.57	13.36	13.47	13.36
29	152	50.8	1.5	2.75	20.68	20.29	20.74	20.29
30	152	50.8	2	2.75	27.89	27.01	28.06	27.01
31	203	41.3	1	2.75	9.30	—	8.96	8.96
32	203	41.3	1.5	2.75	14.69	—	13.98	13.98
33	203	41.3	2	2.75	20.01	—	19.03	19.03
34	203	50.8	1	2.75	15.57	—	15.19	15.19
35	203	50.8	1.5	2.75	24.88	24.06	23.97	23.97
36	203	50.8	2	2.75	33.98	—	32.77	32.77
37	152	41.3	1	4	4.39	—	3.83	3.83
38	152	41.3	1.5	4	6.64	—	5.81	5.81
39	152	41.3	2	4	8.91	—	7.78	7.78
40	152	50.8	1	4	7.41	7.41	6.68	6.68
41	152	50.8	1.5	4	11.23	10.70	10.13	10.13
42	152	50.8	2	4	15.10	13.69	13.58	13.58
43	203	41.3	1	4	4.99	4.86	4.57	4.57
44	203	41.3	1.5	4	7.65	7.19	7.00	7.00
45	203	41.3	2	4	10.37	9.25	9.44	9.25
46	203	50.8	1	4	8.51	—	7.92	7.92
47	203	50.8	1.5	4	13.25	12.68	12.19	12.19
48	203	50.8	2	4	17.95	—	16.48	16.48

Таблица А. 5 — Результаты подбора оптимальной зависимости

№	H , мм	B , мм	L , м	Tk , мм	F_{at} , кН	F_m , кН	δ , %
1	2	3	4	5	6	7	8
1	152	41.3	1	0.5	34.89	35.0	0.46
2	152	41.3	1.5	0.5	54.60	54.9	0.46
3	152	41.3	2	0.5	74.45	65.4	12.16
4	152	50.8	1	0.5	42.29	42.1	0.45
5	152	50.8	1.5	0.5	63.28	65.0	2.79
6	152	50.8	2	0.5	86.89	80.6	7.26
7	203	41.3	1	0.5	39.59	37.7	4.68
8	203	41.3	1.5	0.5	70.60	66.6	5.60
9	203	41.3	2	0.5	107.53	84.8	21.13
10	203	50.8	1	0.5	47.51	44.1	7.26
11	203	50.8	1.5	0.5	85.63	76.9	10.18
12	203	50.8	2	0.5	123.26	100.6	18.35
13	152	41.3	1	1.5	19.23	19.3	0.53
14	152	41.3	1.5	1.5	29.55	28.5	3.41
15	152	41.3	2	1.5	39.91	35.0	12.24
16	152	50.8	1	1.5	27.71	28.0	0.94
17	152	50.8	1.5	1.5	42.58	41.7	2.18
18	152	50.8	2	1.5	53.20	51.9	2.41
19	203	41.3	1	1.5	21.55	23.5	8.90
20	203	41.3	1.5	1.5	36.62	35.3	3.67
21	203	41.3	2	1.5	51.46	44.2	14.05
22	203	50.8	1	1.5	31.63	32.9	4.08
23	203	50.8	1.5	1.5	49.70	50.9	2.50
24	203	50.8	2	1.5	74.80	65.0	13.06

№	H , мм	B , мм	L , м	Tk , мм	F_{at} , кН	F_m , кН	δ , %
1	2	3	4	5	6	7	8
25	152	41.3	1	2.75	7.82	8.0	2.84
26	152	41.3	1.5	2.75	11.99	11.6	3.45
27	152	41.3	2	2.75	16.19	14.5	10.69
28	152	50.8	1	2.75	13.36	13.4	0.25
29	152	50.8	1.5	2.75	20.29	19.5	4.08
30	152	50.8	2	2.75	27.01	24.5	9.33
31	203	41.3	1	2.75	8.96	9.8	9.02
32	203	41.3	1.5	2.75	13.98	14.1	0.66
33	203	41.3	2	2.75	19.03	17.7	6.84
34	203	50.8	1	2.75	15.19	16.3	7.33
35	203	50.8	1.5	2.75	23.97	23.7	0.97
36	203	50.8	2	2.75	32.77	30.1	8.00
37	152	41.3	1	4	3.83	4.2	8.53
38	152	41.3	1.5	4	5.81	6.0	2.40
39	152	41.3	2	4	7.78	7.5	4.02
40	152	50.8	1	4	6.68	7.2	7.57
41	152	50.8	1.5	4	10.13	10.4	2.50
42	152	50.8	2	4	13.58	13.1	3.46
43	203	41.3	1	4	4.57	5.0	9.87
44	203	41.3	1.5	4	7.00	7.2	2.73
45	203	41.3	2	4	9.25	9.1	1.86
46	203	50.8	1	4	7.92	8.7	10.29
47	203	50.8	1.5	4	12.19	12.6	3.39
48	203	50.8	2	4	16.48	16.0	2.78

Таблица А. 6 — Результаты сравнения несущей способности профилей

№	H , мм	B , мм	Tk , мм	L , мм	F_{at} , кН	F_c , кН	δ , %
1	2	3	4	5	6	7	8
1	152	41.3	1	0.5	34.89	35.40	-1.44
2	152	41.3	1.5	0.5	54.60	62.64	-12.84
3	152	41.3	2	0.5	74.45	92.73	-19.71
4	152	50.8	1	0.5	42.29	39.33	7.53
5	152	50.8	1.5	0.5	63.28	70.84	-10.67
6	152	50.8	2	0.5	86.89	104.99	-17.24
7	203	41.3	1	0.5	39.59	35.10	12.79
8	203	41.3	1.5	0.5	70.60	64.97	8.67
9	203	41.3	2	0.5	107.53	96.88	10.99
10	203	50.8	1	0.5	47.51	38.82	22.39
11	203	50.8	1.5	0.5	85.63	63.14	35.62
12	203	50.8	2	0.5	123.26	110.73	11.32
13	152	41.3	1	1.5	19.23	18.50	3.95
14	152	41.3	1.5	1.5	29.55	32.75	-9.77
15	152	41.3	2	1.5	39.91	47.02	-15.12
16	152	50.8	1	1.5	27.71	24.50	13.10
17	152	50.8	1.5	1.5	42.58	44.54	-4.40
18	152	50.8	2	1.5	53.20	67.34	-21.00
19	203	41.3	1	1.5	21.55	18.36	17.37
20	203	41.3	1.5	1.5	36.62	30.47	20.18
21	203	41.3	2	1.5	51.46	47.58	8.15
22	203	50.8	1	1.5	31.63	18.66	69.51
23	203	50.8	1.5	1.5	49.70	44.53	-1.44
24	203	50.8	2	1.5	74.80	67.08	-12.84

№	H , мм	B , мм	L , м	Tk , мм	F_{at} , кН	F_c , кН	δ , %
1	2	3	4	5	6	7	8
25	152	41.3	1	2.75	7.82	8.23	11.61
26	152	41.3	1.5	2.75	11.99	13.50	11.51
27	152	41.3	2	2.75	16.19	18.71	-4.98
28	152	50.8	1	2.75	13.36	12.31	-11.19
29	152	50.8	1.5	2.75	20.29	20.20	-13.47
30	152	50.8	2	2.75	27.01	28.88	8.53
31	203	41.3	1	2.75	8.96	8.07	0.45
32	203	41.3	1.5	2.75	13.98	13.50	-6.48
33	203	41.3	2	2.75	19.03	17.71	11.03
34	203	50.8	1	2.75	15.19	10.73	3.56
35	203	50.8	1.5	2.75	23.97	19.86	7.45
36	203	50.8	2	2.75	32.77	29.51	41.57
37	152	41.3	1	4	3.83	4.39	20.69
38	152	41.3	1.5	4	5.81	7.08	11.05
39	152	41.3	2	4	7.78	9.38	-12.76
40	152	50.8	1	4	6.68	6.81	-17.94
41	152	50.8	1.5	4	10.13	11.17	-17.06
42	152	50.8	2	4	13.58	15.54	-1.91
43	203	41.3	1	4	4.57	4.44	-9.31
44	203	41.3	1.5	4	7.00	7.20	-12.61
45	203	41.3	2	4	9.25	9.92	2.93
46	203	50.8	1	4	7.92	6.86	-2.78
47	203	50.8	1.5	4	12.19	11.31	-6.75
48	203	50.8	2	4	16.48	15.81	15.45

Приложение Б

а)



б)

Рисунок Б.1 — Крепление образца к: а) «нижней» направляющей; б) «верхней» направляющей;



а)



б)

Рисунок Б.2 — Крепление направляющих к опорам: а) «нижней»; б) «верхней»;



Рисунок Б.3 — Ленточные связи



Рисунок Б.4 — Гидравлический сервопривод с датчиком перемещений

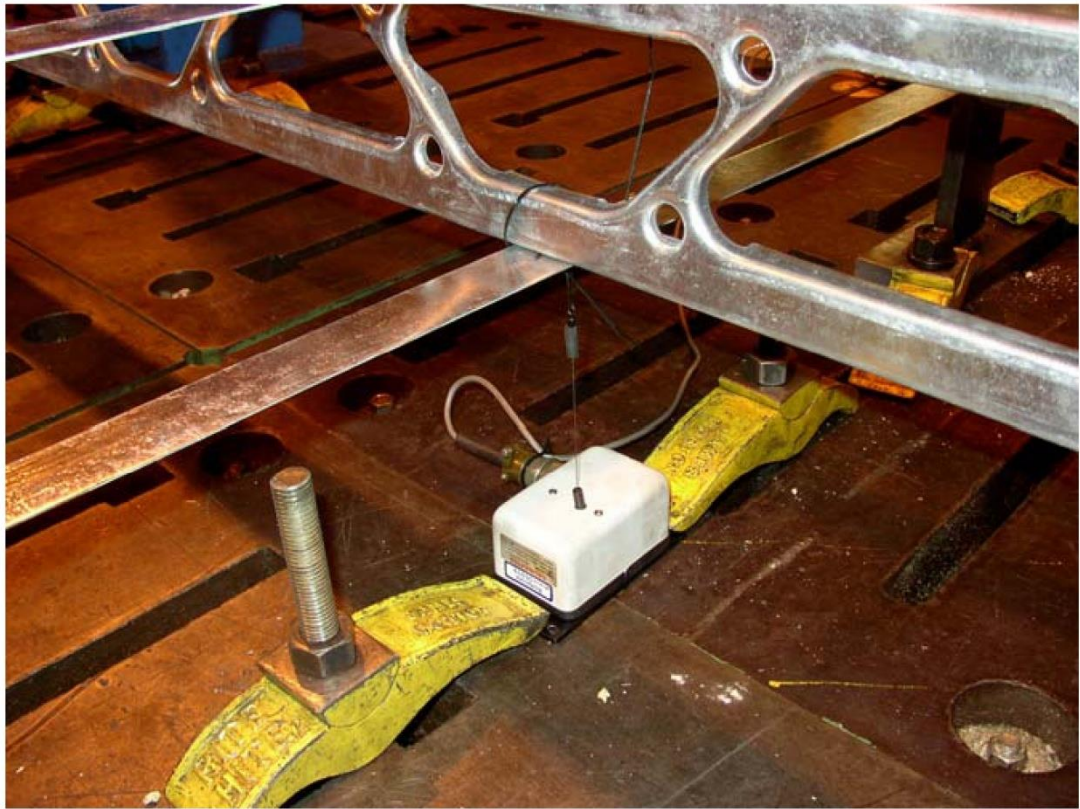


Рисунок Б.5 — Датчик перемещений, установленный в центре пролета

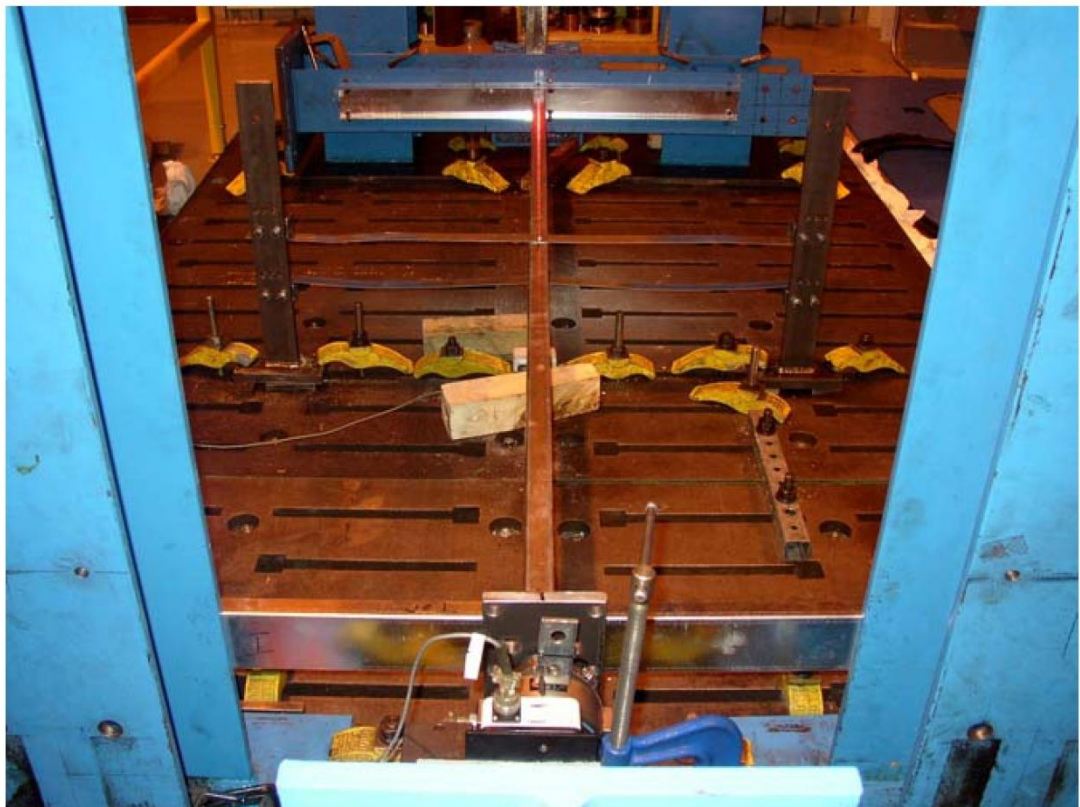


Рисунок Б.6 — Выверка образца с помощью лазерного указателя