

На правах рукописи



ЛОБОВСКИЙ Михаил Олегович

**СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ МЕТОДОВ
РАСЧЕТА УСТОЙЧИВОСТИ СКВОЗНЫХ
ДВУХВЕТВЕВЫХ ЭЛЕМЕНТОВ
СТАЛЬНЫХ КОНСТРУКЦИЙ**

Специальность 2.1.1. Строительные конструкции,
здания и сооружения

АВТОРЕФЕРАТ
диссертации на соискание учёной степени
кандидата технических наук

Санкт-Петербург – 2025

Работа выполнена в федеральном государственном бюджетном образовательном учреждении высшего образования «Санкт-Петербургский государственный архитектурно-строительный университет».

Научный руководитель: доктор технических наук, профессор
Белый Григорий Иванович

Официальные оппоненты: **Мушанов Владимир Филиппович**
доктор технических наук, профессор,
директор управления научно-исследовательской
деятельности и инноваций «Донбасская национальная
академия строительства и архитектуры»
филиал ФГБОУ ВО НИУ МГСУ, профессор кафедры
теоретической и прикладной механики, главный редактор
журнала «Современное промышленное и гражданское
строительство», заслуженный строитель ДНР;

Соловьев Алексей Витальевич
кандидат технических наук, доцент,
доцент кафедры «Металлические и деревянные
конструкции» ФГБОУ ВО «Самарский
государственный технический университет».

Ведущая организация: **ФГБОУ ВО «Липецкий государственный
технический университет».**

Защита диссертация состоится «02» декабря 2025 г. в 13:00 часов на заседании диссертационного совета 24.2.380.01 при ФГБОУ ВО «Санкт-Петербургский государственный архитектурно-строительный университет» по адресу: 190005, Санкт-Петербург, 2-я Красноармейская ул., д. 4, аудитория №220.

Тел./Факс: (812) 316-58-73

E-mail: rector@spbgasu.ru

С диссертацией можно ознакомиться в библиотеке ФГБОУ ВО «Санкт-Петербургский государственный архитектурно-строительный университет» и на сайте <https://dis.spbgasu.ru/specialtys/personal/lobovskiy-mihail-olegovich>

Автореферат разослан «09» октября 2025 г.

Ученый секретарь
диссертационного совета



Попов В. М.

ОБЩАЯ ХАРАКТЕРИСТИКА РАБОТЫ

Актуальность исследования. Решетчатые (сквозные) двухветвевые элементы строительных металлоконструкций применяются преимущественно в качестве колонн рам промышленных зданий и сооружений. Существующие методы их расчета на общую (в плоскости решетки) устойчивость имеют ряд допущений, которые не позволяют учитывать фактического нагружения по длине элемента, что ведет к занижению несущей способности, и оценить влияние дефектов и повреждений на эксплуатационную пригодность конструкции.

Расчет на устойчивость ветвей из плоскости решетки производится по максимальной величине продольной силы. В подавляющем числе случаев расчетных сочетаний нагрузок продольные силы, действующие на концах выделенных по расчетной длине ветви, имеют различные значения. Поэтому расчет на устойчивость ветвей из плоскости решетки следует проводить при действии переменной продольной силы.

Кроме того, в нормативных расчетах сквозных элементов возникают внутренние противоречия. Согласно СП 16.13330.2017 «Стальные конструкции», проверка устойчивости решетчатых элементов выполняется с разделением на общую и местную (ветвей между узлами решетки). Это не гарантирует обеспечение местной устойчивости ветвей при проверке общей устойчивости двухветвевых решетчатого элемента, выделенного из конструкции по расчетной длине, поскольку последняя выполняется при наличии в ветвях усилий, явно превышающих значения, допускаемых по условиям местной устойчивости.

Для определения фактической несущей способности существующих и проектируемых сквозных двухветвевых элементов стальных конструкций и возможности ее определения при наличии в элементах различных дефектов и повреждений, современные методы расчета требуют усовершенствования.

Учитывая изложенное, тема диссертации является *актуальной*.

Степень разработанности темы исследования

Существующие методы расчета строительных конструкций по предельным состояниям были получены благодаря трудам таких советских ученых как: Н. С. Стрелецкий, А. А. Гвоздев, В. А. Балдин, И. И. Гольденблат и многим другим.

Вопросы пространственной устойчивости стальных стержней недеформируемого контура сечения, при упругой работе материала, впервые были рассмотрены В. З. Власовым.

Исследования устойчивости пространственных решетчатых (сквозных) колонн заложили основу для практического метода проверки несущей способности конструкций, благодаря трудам таких ученых, как С. П. Тимошенко, Б. М. Бродуе, В. И. Трофимова, Н. С. Стрелецкого, А. Р. Ржаницына. Эти исследования обосновали метод расчета по формулам и таблицам как сквозных, так и сплошнотенчатых элементов стальных конструкций.

Среди зарубежных исследований, направленных на уточнение (совершенствование) методов расчета решетчатых стержней, следует выделить работы K. Jezek, W. F. Chen, Atsuta T., C. Birnstiel, Gzawford R. F., Benton M. D., Holla V. K., Pzathap O., Vazadan T. K, Murilo A. K. Tarabay, Leonardo S, Kwon Y. B., Rasmussen, K. J. R, Becque, J., Rhodes J., Harvey J. M.

Американский ученый С. Birnstiel первый провел экспериментальные исследования шарнирно-закрепленных стальных двутавровых и Н-образных стоек, которые были загружены продольной силой с различными двухосными эксцентриситетами на концах, в России подобные эксперименты проводились в ЦНИИСК им. Кучеренко.

В работах W. F. Chen и Atsuta T. представлена теория расчета стоек двутаврового и швеллерного сечений при упругопластической работе материала.

Г. И. Белым было реализовано решение деформационной задачи устойчивости упругих сплошностенчатых стержней с разложением нагрузок на активные и параметрические, в результате чего, задача деформационного расчета сводилась к комбинации решений двух более простых – задаче недеформационного расчета и бифуркационной задаче устойчивости. При этом учет развития пластических деформаций в этих задачах проводился на основании деформационной теории пластичности А. А. Ильюшина с помощью алгоритма «сечение», что позволило определить дополнительные перемещения точек оси стержня и кручение, вызванные физической нелинейностью.

На основе многочисленных исследований Ф. Энгессера, Л. Эйлера, Ф. С. Ясинского, Т. Кармана, А. А. Пиковского, Н. С. Стрелецкого, А. В. Геммерлинга, Г. Е. Бельского, А. А. Гвоздева, В. А. Балдина, И. И. Гольденבלата, В. З. Власова, С. И. Стельмаха, С. П. Тимошенко, Б. М. Броуде, В. И. Трофимова, А. Р. Ржаницына, А. А. Ильюшина, Е. А. Бейлина, Э. Г. Давыдова, В. М. Путилина, А. И. Конакова, В. М. Калущина, А. З. Зарифьянова, В. В. Артемова и А. Н. Дудченко и др был разработан практический метод расчета решётчатых элементов стальных конструкций на общую и местную устойчивость. Однако, как справедливо отметил В.В. Горев, этот метод содержит определённые противоречия.

В.В. Горев, предложил метод расчета решетчатых конструкций по деформированной схеме, устраняющий указанные недостатки, однако он приводит к некоторому занижению несущей способности элемента, что было отмечено в исследованиях Г.И. Белого.

Цель и задачи исследования

Целью исследования является развитие методов расчета общей устойчивости двухветвевых решетчатых элементов, позволяющее принять расчетную модель, соответствующую фактическому нагружению при обеспечении устойчивости ветвей в двух взаимно перпендикулярных плоскостях.

Задачи исследования:

1. Изучить особенности напряженно-деформированных и предельных состояний, сжато-изогнутых стальных двухветвевых решетчатых элементов.
2. Разработать метод расчета общей устойчивости двухветвевых решетчатых элементов стальных конструкций при условии обеспечения устойчивости ветвей.
3. Адаптировать обратный численно-аналитический метод на расчет устойчивости ветвей из плоскости решетки, подверженных действию переменной продольной силы.
4. Выполнить расчетную оценку влияния дефектов и повреждений на общую устойчивость двухветвевых решетчатых элементов.
5. Провести экспериментальные исследования деформирования и устойчивости двухветвевых решетчатых элементов, а также влияния дефектов и повреждений на общую устойчивость.

Научная гипотеза: полагается, что аналитический, в сочетании с обратным численным методом, могут быть развиты и распространены на расчет устойчивости сквозных двухветвевых элементов стальных конструкций, в том числе имеющих дефекты и повреждения, при общем случае загрузки с учетом обеспечения устойчивости ветвей в двух взаимно перпендикулярных плоскостях.

Объект исследования – сквозные двухветвевые элементы стальных конструкций.

Предмет исследования – параметры устойчивости сквозных двухветвевых элементов стальных конструкций с учетом обеспечения устойчивости ветвей.

Область исследования соответствует требованиям Паспорта научной специальности ВАК – 2.1.1. «Строительные конструкции, здания и сооружения», пункт 1 «Построение и развитие теории, разработка аналитических и вычислительных методов расчёта механической безопасности и огнестойкости, рационального проектирования и оптимизации конструкций и конструктивных систем зданий, и сооружений».

Научная новизна исследования:

1. Разработан аналитический метод расчета общей устойчивости двухветвевых решетчатых элементов при общем случае загрузки в зависимости от устойчивости ветвей.
2. Доказана возможность применения и адаптирован для ветвей решетчатых элементов стальных конструкций обратный метод расчета устойчивости по фактическому их нагружению.
3. Определена зависимость общей устойчивости двухветвевых решетчатых элементов от имеющихся в них дефектов и повреждений.

Теоретическая значимость исследования:

1. Получено численно-аналитическое решение задачи общей устойчивости сквозных двухветвевых элементов стальных конструкций при фактическом нагружении с учетом обеспечения устойчивости ветвей, позволяющее установить влияния дефектов и повреждений на несущую способность.

2. Адаптирован обратный численно-аналитический метод расчета устойчивости ветвей из плоскости решетки при действии переменной продольной силы, дает возможность получить новые достоверные данные о несущей способности.

Практическая значимость исследования заключается в возможности применения результатов исследований в практику строительства и обследования промышленных и гражданских зданий по оценке общей устойчивости сквозных двухветвевых элементов стальных конструкций при фактическом нагружении с учетом обеспечения устойчивости ветвей, а также предложенной методики расчетной оценки влияния дефектов и повреждений на общую устойчивость и несущую способность решетчатых элементов. Полученные результаты могут быть использованы для дальнейшего развития нормативной базы по проектированию металлических конструкций.

Методология и методы исследования. В качестве методологической базы диссертационного исследования используются положения деформационной теории упругих стержней, аналитический и обратный численно-аналитический методы, апробированный алгоритм «сечение», особенностью которого является учет физической нелинейности материалов, а также метод упругих решений.

Положения, выносимые на защиту:

1. Метод проверки общей устойчивости сквозных двухветвевых элементов стальных конструкций, с учетом обеспечения устойчивости ветвей как в плоскости решетки, так и из этой плоскости.

2. Адаптированный обратный численно-аналитический метод на расчет устойчивости ветвей из плоскости решетки, подверженных действию переменной продольной силы.

3. Метод расчетной оценки влияния различных дефектов и повреждений на общую устойчивость двухветвевых элементов стальных конструкций.

4. Результаты экспериментальных исследований действительной работы сквозных элементов.

Достоверность полученных результатов обеспечивается:

использование общепринятых расчетных допущений:

- теории деформационного расчета упругих стержней;
- стандартных моделей поведения упругопластических материалов.

экспериментально-теоретической проверкой:

- хорошим согласованием результатов расчета на основе разработанных методов с результатами известных решений частных задач;
- хорошей сходимостью теоретических выводов с экспериментальными результатами, полученными при выполнении диссертационной работы.

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

- XVI Международная научно-техническая конференция «Актуальные вопросы архитектуры и строительства» НГАСУ (Сибстрин), 2023 г., г. Новосибирск;

— LXXVI Региональная научно-практическая конференция студентов, аспирантов и молодых ученых «Актуальные проблемы современного строительства» (СПбГАСУ), 2023 г., г. Санкт-Петербург;

— IV Национальная научная конференция «Актуальные проблемы строительной отрасли и образования» (МГСУ), 2023 г., г. Москва;

— LXXVIII Международная научно-практическая конференция «Архитектура – Строительство – Транспорт – Экономика» (СПбГАСУ), 2024 г., г. Санкт-Петербург;

— «Всероссийский инженерный конкурс (ВИК) 2024/2025». По результатам конкурса работа была выбрана в число победителей, 2025 г., г. Москва.

Публикации. Материалы диссертационной работы опубликованы в 4 печатных работах, в том числе 3 работы опубликованы в изданиях, входящих в перечень ведущих рецензируемых научных журналов, утвержденный ВАК РФ.

— Белый, Г. И. Устойчивость ветвей решетчатых элементов стальных конструкций / Г. И. Белый, М. О. Лобовский // Вестник гражданских инженеров. – 2023. – № 2(97). – С. 18-29. – DOI 10.23968/1999-5571-2023-20-2-18-29. – EDN YWGOEA. (п.л. 0,81, авторский вклад 90%)

— Лобовский, М. О. Влияние дефектов и повреждений на общую устойчивость решетчатого элемента / М. О. Лобовский // Вестник гражданских инженеров. – 2024. – № 1(102). – С. 23-29. – DOI 10.23968/1999-5571-2024-21-1-23-29. – EDN LIMXHW. (п.л. 0,43, авторский вклад 100%)

— Лобовский, М. О. Совершенствование метода расчета двухветвевых элементов стальных конструкций / М. О. Лобовский // Актуальные проблемы строительной отрасли и образования - 2023: Сборник докладов IV Национальной научной конференции, Москва, 15 декабря 2023 года. – Москва: Московский государственный строительный университет (национальный исследовательский университет), 2024. – С. 47-50. – EDN AIEPQK. (п.л. 0,25, авторский вклад 100%)

— Белый, Г. И. Устойчивость двухветвевых решетчатых элементов стальных конструкций при общем нагружении / Г. И. Белый, М. О. Лобовский // Вестник гражданских инженеров. – 2025. – №4(111). – С. 26-34. (п.л. 0,56, авторский вклад 90%)

Внедрение результатов работы.

Результаты исследований в практической области были использованы ООО «Инжиниринговая компания «Город-А» (ООО «ИК «Город-А») в качестве альтернативного метода проверки устойчивости стальных двухветвевых колонн в рамках обследования технического состояния строительных конструкций крановой эстакады мостового крана г/п 100т (шифр 1979-2-22-ТО1) и подтверждаются актом внедрения.

Структура и объем работы. Диссертационная работа состоит из введения, пяти глав, общих выводов, списка литературы и приложения. Объем работы 114 страниц машинописного текста, 9 таблиц, 53 формулы и 66 рисунков. Список литературы состоит из 155 наименований, в том числе 25 – на иностранных языках.

ОСНОВНОЕ СОДЕРЖАНИЕ РАБОТЫ

Во введении сформулирована проблема и обоснована актуальность совершенствования метода расчета устойчивости сквозных двухветвевых элементов стальных конструкций, работающих на сжатие с изгибом, проанализирована степень разработанности темы исследования, проведен системный анализ существующих экспериментальных и теоретических разработок в области определения общей устойчивости решетчатых элементов, подверженных внецентренному сжатию, поставлены цели и задачи проводимых исследований, приведена научная новизна, сформулирована теоретическая и практическая значимость диссертационной работы, сформулированы положения, выносимые на защиту, даны сведения об апробации результатов исследования и количестве публикаций.

В первой главе представлены основные виды существующих решетчатых конструкций их особенности напряженно-деформированных и предельных состояний, а также приведен краткий обзор экспериментальных и теоретических исследований центрально и внецентренно сжатых сквозных и сплошностенчатых элементов стальных конструкций.

На основании работ Ф. Энгессера, Л. Эйлера, Ф. С. Ясинского, Т. Кармана, А. А. Пиковского, Н. С. Стрелецкого, А. В. Геммерлинга, Г. Е. Бельского, А. А. Гвоздева, В. А. Балдина, И. И. Гольденבלата, В. З. Власова, С. И. Стельмаха, С. П. Тимошенко, Б. М. Броуде, В. И. Трофимова, А. Р. Ржаницына, А. А. Ильюшина, В. В. Горева, Г. И. Белого, Е. А. Бейлина, Э. Г. Давыдова, В. М. Путилина, А. И. Конакова, В. М. Калущина, А. З. Зарифьянова, В. В. Артемова, А. Н. Дудченко, Мушанов В. Ф. и др. изложены основные методы проверки устойчивости сквозных и сплошностенчатых элементов стальных конструкций.

Среди зарубежных исследований, направленных на уточнение (совершенствование) методов расчета решетчатых стержней, стоит выделить работы K. Jezek, W. F. Chen, Atsuta T., C. Birnstiel, Gzawford R. F., Benton M. D., Holla V. K., Pzathap O., Vazadan T. K, Murilo A. K. Tarabay, Leonardo S, Kwon Y. B., Rasmussen, K. J. R, Becque, J., Rhodes J., Harvey J. M.

Существующие, нормативные методы расчета для элементов, работающих на сжатие с изгибом, имеют ряд допущений и упрощений, которые не учитывают влияние устойчивости ветвей, а также дефектов и повреждений на общую устойчивость решетчатых элементов и ведут к занижению пригодности строительных конструкций к эксплуатации.

На основании анализа научных материалов сделан вывод о том, что существующие методы расчета устойчивости сквозных двухветвевых элементов стальных конструкций требуют совершенствования. Для этого необходимо установить зависимость между общей устойчивостью решетчатого элемента и устойчивостью его отдельных ветвей как в плоскости соединительной решетки, так и из этой плоскости, выполнить обобщение обратного численно-аналитического метода на расчет ветвей из плоскости решетки, нагруженных переменной продольной силой, что позволит получить необходимый объем данных для построения рекомендаций по совершенствованию существующего метода расчета.

Во второй главе на основании аналитического метода расчета общей устойчивости сквозных элементов стальных конструкций, предложенного Белым Г. И., рассмотрены исследования шарнирно закрепленного на концах решетчатого элемента, нагруженного продольной силой при произвольном распределении изгибающих моментов по длине, а также когда элемент выполняет функции колонны поперечных рам, имеющей жесткое защемление в фундаменте и шарнирно-неподвижное закрепление в уровне ригеля, нагруженной продольной силой в сочетании с продольным и поперечным изгибом.

При шарнирном закреплении рассматривалась наиболее распространенная в практике расчета комбинация продольной сжимающей силой N^0 с различными значениями изгибающих моментов на его концах: $M_{y,0}^0$ ($e_{x,0}^0 = M_{y,0}^0 / N^0$) и $M_{y,l}^0$ ($e_{x,l}^0 = M_{y,l}^0 / N^0$) На рис.1 а и б показаны расчетные комбинации для левой (см.рис.1а) и правой (см.рис.1б) ветвей составной колонны соответственно.

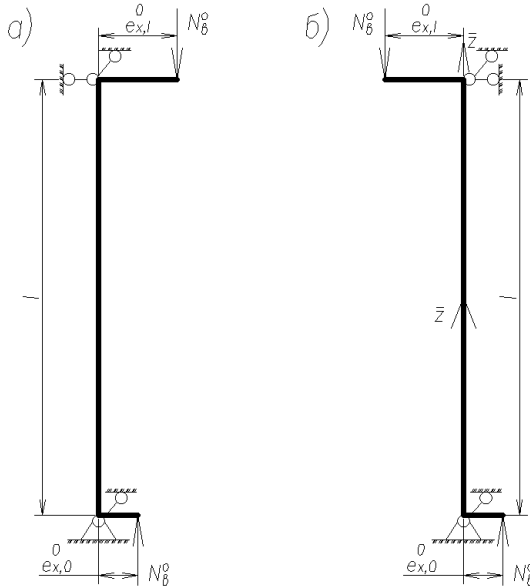


Рисунок 1 – Загрузка элемента

Рассматривая загрузку элемента в плоскости решетки с равными концевыми эксцентриситетами $e_{x,0}^0 = e_{x,e}^0 = e_x^0$, что соответствует «нормативной» расчетной модели, Белым Г.И. была предложена проверка общей устойчивости с учетом обеспечения устойчивости ветви, которая выполняется по традиционной формуле с заменой φ_e на φ_{ed} :

$$\frac{N}{\varphi_{ed} A R_y \gamma_c} \leq 1, \quad (1)$$

где

$$\varphi_{ed} = \frac{b}{2a} - \sqrt{\frac{b^2}{4a^2} - \frac{1}{a}}, \quad (2)$$

$$\left. \begin{aligned} a &= \frac{\bar{\lambda}_{ef}^2}{\pi^2 \varphi_{y\phi}} \left[1 - \left(m_y^o + m_{y\phi}^o \frac{\varphi_{y\phi}^{-0,8}}{0,2} \right) \cdot 0,2337 \right]; \\ b &= \left[1 + \left(m_y^o + m_{y\phi}^o \frac{\varphi_{y\phi}^{-0,8}}{0,2} \right) \right] \varphi_{y\phi}^{-1} + \frac{\bar{\lambda}_{ef}^2}{\pi^2} \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

$\bar{\lambda}_{ef} = \lambda_{ef} \sqrt{R_y / E}$ – условная приведенная гибкость; $m_y^o = e_x^o / a$ – относительный эксцентриситет силы N; $\varphi_{y\phi}$ – коэффициент устойчивости ветви между узлами решетки; $m_{y\phi}^o = 0,008 + 0,03 \bar{\lambda}_{ef}$ – относительный эксцентриситет, компенсирующий физическую нелинейность, которая, согласно унифицированной диаграмме работе стали, проявляется от предела пропорциональности $\bar{\sigma}_{n,n} = \sigma_{n,n} / R_y = 0,8$ до предела текучести $\bar{\sigma}_m = 1,0$. При $\varphi_{y\phi} < 0,8$ принимается $m_{y\phi}^o = 0$.

Достоверность предложенного решения (1) проверялось путем сопоставления φ_{ed} , полученным по (2) при $\varphi_{y\phi} = 1$ с φ_e по табл. Д.4 СП16.13330.2017. В результате была получена высокая сходимость результатов расчета с данными указанной таблицы, разница составила не более 2,6%.

Из (3) видно, что коэффициент общей устойчивости φ_{ed} находится в зависимости от устойчивости ветви (см. в (3) коэффициент $\varphi_{y\phi}$), что дает возможность учитывать влияние дефектов и повреждений на общую устойчивость сквозного стержня.

Учет влияния $\varphi_{y\phi}$, на общую устойчивость неповрежденного решетчатого элемента показал (см. рис. 2), что при больших значениях $\varphi_{y\phi} = 0,948$ ($\bar{\lambda}_{y\phi} = 1$) (см. сплошные линии на рис. 2) наблюдается незначительное снижение общей устойчивости находящиеся в пределах 2,4...6,1%, а при $\varphi_{y\phi} = 0,826$ ($\bar{\lambda}_{y\phi} = 2$) (см. штрихпунктирные линии на рис. 2) общая устойчивость снижается на 15,5%

На рис. 2 пунктирными линиями показаны сопоставления результатов, полученных по методу Горева В. В. с предлагаемым, видно, что первый из них, неоправданно занижает общую устойчивость на 1,6...12,6%.

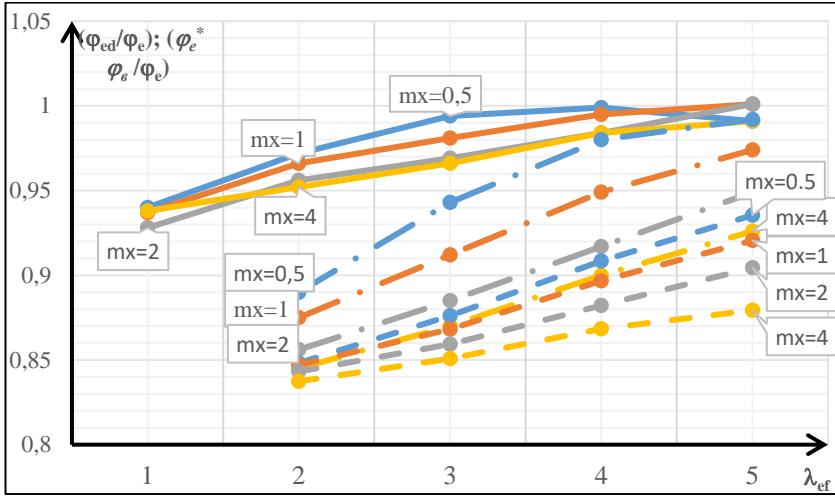


Рисунок 2 – Сопоставление коэффициентов общей устойчивости $\varphi_{e,d}$ и φ_e^* с φ_e по СП16.13330.2017 в зависимости от λ_{ef}

На основании предложенного Г.И. Белым аналитического метода расчета было рассмотрено влияние устойчивости наиболее нагруженной между узлами решетки ветви на общую устойчивость при загрузении шарнирно закрепленного решетчатого элемента продольной силой с различными значениями концевых эксцентриситетов e_{x0}^0 и e_{x1}^0 (см. рис. 3).

Дифференциальное уравнение равновесия элемента при таком загрузении (см. рис. 3) имеет вид:

$$EJ_{y,ef} u'' + N^0 u = -N^0 e_{x0}^0 \left[K_{d,\phi} - (1-n)\bar{z} \right], \quad (4)$$

где $n = e_{xz}^0 / e_{x1}^0$ – соотношения эксцентриситетов, $K_{d,\phi} = 1 + \frac{e_{y,\phi}^0 (\varphi_{y\phi} - 0,8)}{e_{y0}^0 \cdot 0,2}$ – коэффициент учитывающий физическую нелинейность (при $\varphi_{y\phi} \geq 0,8$);

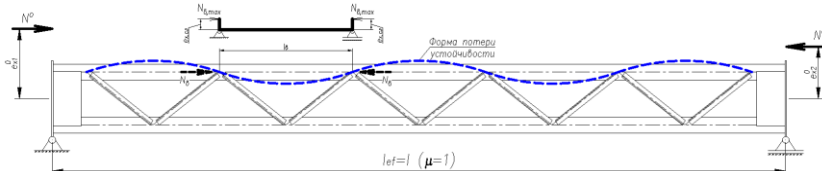


Рисунок 3 – Схема загрузения решетчатого элемента

Решение задачи устойчивости проводится аналитическим методом с использованием комбинации решений частных задач, предложенным Г. И. Белым, который при данном загрузении имеет вид:

$$u(\bar{z}) = U_y \cdot \varphi_y(\bar{z}) + U_u \cdot \varphi_u(\bar{z}), \quad (5)$$

где $\varphi_u(\bar{z}) = \frac{4}{3} \left[(3K_{d,\phi} - 1 + n) \bar{z} - 3K_{d,\phi} \bar{z}^2 + (1-n) \bar{z}^3 \right]$ – форма деформирования

элемента при действии «активных» сил; $U_u = \frac{N^0 l^2}{8EJ_{y,ef}} \cdot e_{x1}^0$ – амплитуда перемеще-

ний, находящаяся в линейной зависимости от активных сил (опорных моментов); $\varphi_y(\bar{z}) = \sin \pi \bar{z}$ – форма потери устойчивости, соответствующая наименьшему критическому параметру; U_y – неизвестная амплитуда перемещений при действии параметрической нагрузки.

Для определения U_y общее решение (5) подставим в уравнение (4), в результате чего получим:

$$L_u = EJ_{y,ef} \cdot u_y'' + N^0 (u_u + u_y) = 0. \quad (6)$$

Применив к (6) процедуру метода Бубнова-Галеркина: $\int_0^l L_u \cdot u_y'' d\bar{z} = 0$ получим U_y после чего общее решение (5) в безразмерных параметрах принимает вид:

$$u = \frac{\Phi_{ed} \bar{\lambda}_{ef}^2}{8} \cdot e_{y1}^0 \left\{ \begin{aligned} & \frac{4}{3} \left[(3K_{d,\phi} - 1 + n) \bar{z} - 3K_{d,\phi} \bar{z}^2 + (1-n) \bar{z}^3 \right] + \\ & + \frac{16(2K_{d,\phi} - 1 + n)}{\pi^3} \cdot \frac{\Phi_{ed} \bar{\lambda}_{ef}^2 / \pi^2}{1 - \Phi_{ed} \bar{\lambda}_{ef}^2 / \pi^2} \sin \pi \bar{z} \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

Изгибающий момент, действующий в плоскости решетки с учетом влияния перемещений (7) определяется:

$$M_y(\bar{z}) = N^0 \cdot e_{x0}^0 \left\{ K_{d,\phi} - (1-n) \bar{z} + \frac{u(\bar{z})}{e_{x0}^0} \right\}. \quad (8)$$

При этом максимальное значение $M_y(\bar{z})_{\max}$ может быть получено в сечении с координатой \bar{z}_* , где $Q_y(\bar{z}) = \frac{dM_y(\bar{z})}{d\bar{z}} = 0$. Выполнив эту процедуру с использованием (8) получим:

$$\cos \pi \bar{z}_* = \left(\begin{aligned} & \frac{(1-n)}{2(2K_{d,\phi} - 1 + n)} \cdot \frac{(1 - \Phi_{ed} \bar{\lambda}_{ef}^2 / \pi^2)}{\Phi_{ed} \bar{\lambda}_{ef}^2 / \pi^2} \cdot \\ & \cdot \left(\frac{\pi^2}{\Phi_{ed} \bar{\lambda}_{ef}^2} - \frac{\pi^2}{12(1-n)} \cdot [3K_{d,\phi} - 1 + n - 6K_{d,\phi} \bar{z}_* + 3(1-n) \bar{z}_*^3] \right) \end{aligned} \right) \quad (9)$$

Наиболее нагруженную панель ветви можно определить по результатам решения деформационной задачи (определения φ_{ed}) при условии обеспечения устойчивости ветви:

$$N_{e,\max} \leq \varphi_{y\varphi} R_y A_e, \quad (10)$$

где $N_{e,\max}$ – максимальное значение продольного усилия в ветви, определяемое действием N и деформационным моментом $M_y(\bar{z})$ по (8); A_e – площадь сечения ветви; $\varphi_{y\varphi}$ – коэффициент устойчивости ветви.

Для определения φ_{ed} используем равенство (10), левую часть которого представим с учетом (7) и (8), в развернутом виде и безразмерных параметрах, тогда:

$$\varphi_{ed} \left\{ 1 + m_{y1}^0 \left[K_{d,\varphi} - (1-n)\bar{z} \right] \right\} + \frac{\varphi_{ed}^2 \bar{\lambda}_{ef}^2}{8} \cdot m_{y1}^0 \cdot \left\{ \frac{4}{3} \left[(3K_{d,\varphi} - 1 + n)\bar{z} - 3K_{d,\varphi}\bar{z}^2 + (1-n)\bar{z}^3 \right] + \frac{16(2K_{d,\varphi} - 1 + n)\varphi_{ed}\bar{\lambda}_{ef}^2 / \pi^2}{\pi^3(1 - \varphi_{ed}\bar{\lambda}_{ef}^2 / \pi^2)} \sin \pi \bar{z} \right\} = \varphi_{y\varphi} \quad (11)$$

где $m_{y1}^0 = e_{x1}^0 / a$ – относительный эксцентриситет силы N^0 на левой опоре.

Преобразовав (11) в кубическое уравнение относительно φ_{ed} , имеем:

$$\varphi_{ed}^3 \cdot c_1 + \varphi_{ed}^2 \cdot a_1 - \varphi_{ed} \cdot b_1 + 1 = 0 \quad (12)$$

$$\text{где } c_1 = \frac{\bar{\lambda}_{ef}^4}{\pi^4 \varphi_{y\varphi}} m_{y1}^0 (K_2 - K_3); \quad a_1 = \frac{\bar{\lambda}_{ef}^2}{\pi^2 \varphi_{y\varphi}} \left[1 + m_{y1}^0 (K_1 - K_2) \right]; \quad b_1 = \frac{K_1}{\varphi_{y\varphi}} + \frac{\bar{\lambda}_{ef}^2}{\pi^2};$$

$$K_3 = \frac{1}{\pi} \cdot 2(2K_{d,\varphi} - 1 + n) \sin \pi \bar{z}$$

$$K_1 = 1 + m_{y1}^0 \left[K_{d,\varphi} - (1-n)\bar{z} \right]; \quad K_2 = \frac{\pi^2}{6} \left[(3K_{d,\varphi} - 1 + n)\bar{z} - 3K_{d,\varphi}\bar{z}^2 + (1-n)\bar{z}^3 \right];$$

Для упрощения решения можно пренебречь первым членом уравнения (12) ($c_1 = 0$), в результате чего получим квадратное уравнение, которое приводит к увеличению коэффициента устойчивости до 2,5%, что в практических расчетах является приемлемым.

Тогда коэффициент общей устойчивости с учетом обеспечения устойчивости наиболее нагруженной ветви между узлами решетки можно получить из решения квадратного уравнения (12) ($c_1 = 0$):

$$\varphi_{ed} = \frac{b_1}{2a_1} - \sqrt{\frac{b_1^2}{4a_1^2} - \frac{1}{a_1}}. \quad (13)$$

Учет различных концевых эксцентриситетов продольной силы в диапазоне $n = e_{y0}^0 / e_{yl}^0 = 0,5 \dots -0,8$ при $l_{ef} = l$ (шарнирное закрепление на концах) позволил вскрыть резервы устойчивости, которые составляют:

- при малых значениях $m_{y0}^0 = 0,25 \dots 1,0$ (условия близкие к центральному сжатию элемента) – от 6% до 43% когда $\bar{\lambda}_{ef} = 2 \dots 5$;
- при средних значениях – $m_{y0}^0 = 2 \dots 4$, от 14% до 50% когда $\bar{\lambda}_{ef} = 2,5 \dots 5$.

Исследование устойчивости колонны поперечной рамы одноэтажного производственного здания, имеющей жесткое защемление в фундаменте и неподвижно-шарнирное закрепление в уровне ригеля, производится не по расчетной, а по фактической длине, что позволяет учесть реальное нагружение элемента. Это, в свою очередь, требует вести расчет с использованием формы потери устойчивости, вытекающей из решения соответствующей бифуркационной задачи устойчивости.

Колонна, нагруженная продольной силой в сочетании с продольным и поперечным изгибом (см. рис. 4).



Рисунок 4 – Расчетная схема колонны

Функция потери устойчивости решетчатого элемента, нагруженного только продольной силой ($e_x^0 = q_x^0 = 0$ см. рис. 4) представим в виде алгебраического полинома, соответствующего всем граничным условиям бифуркационной задачи:

$$u_y = U_y \left(4,5\bar{z}^2 - 3,5\bar{z}^3 - 4\bar{z}^4 + 3\bar{z}^5 \right), \quad (14)$$

которая позволяет получить критический параметр силы N^0 с точностью до 0,9% и может быть использована в деформационном расчете.

Перемещение точек оси стержня при отдельном действии изгибающего момента на уровне шарнирного закрепления и равномерно распределенной нагрузки q_x^0 (см. рис. 4) вытекают из соответствующего расчета элемента по недеформируемой схеме:

$$M_{y,l}^0 = N^0 e_x^0 \rightarrow u_{n,m} = +U_{n,m} \left(\bar{z}^2 - \bar{z}^3 \right) \quad (15)$$

$$u_{n,q} = +U_{n,q} \cdot \frac{1}{6} (3\bar{z}^2 - 5\bar{z}^3 + 2\bar{z}^4), \quad (16)$$

$$\text{где } U_{n,m} = \frac{N^0 e_x^0 l^2}{4EJ_{y,ef}}; \quad U_{n,q} = \frac{q_x^0 l^4}{8EJ_{y,ef}};$$

Имея решения частных задач (14), (15), (16) и выполнив процедуру деформационного расчета, изложенную в предыдущей задаче, получим выражение для определения усилий в наиболее нагруженной ветви в любом сечении \bar{z} (панели), которое можно представить в виде:

$$\varphi_{ed} \left\{ 1 + \frac{K_{d,\phi} m_{y0}^0}{2} \left[\begin{array}{l} (1-3\bar{z}) + \frac{n_q}{2} (1-5\bar{z} + 4\bar{z}^2) + \\ 1,1(1+2,19n_q) \frac{\varphi_{ed}^2 \bar{\lambda}_{ef}^2}{\pi^2} \cdot (0,45 - 1,05\bar{z} - 2,4\bar{z}^2 + 3\bar{z}^3) \\ \left(1 - \frac{\varphi_{ed}^2 \bar{\lambda}_{ef}^2}{\pi^2} \right) \end{array} \right] \right\} \leq \varphi_{yв} \quad (17)$$

где $n_q = \frac{U_{n,q}}{U_{n,m}} = \frac{q_x^0 l^2}{2M_{y,l}^0}$ – отношение моментов в защемлении колонны при действии «активных» нагрузки q_x^0 и моментов $M_{y,l}^0 = N^0 e_x^0$.

Принимая равенство в (17) получим квадратное уравнение, относительно φ_{ed} , значения которого определяется по (13) но с новыми данными составляющих квадратное уравнение:

$$a_q = \frac{\bar{\lambda}_{ef}^2}{\pi^2 \varphi_{yв}} \left[1 + \frac{K_{d,\phi} m_{y0}^0}{2} (K_4(z) - K_6 \cdot K_5(z)) \right]; \quad b_q = \frac{1 + \frac{K_{d,\phi} m_{y0}^0}{2} K_4(z)}{\varphi_{yв}} + \frac{\bar{\lambda}_{ef}^2}{\pi^2}; \quad (18)$$

$$K_4 = (1-3\bar{z}) + \frac{n_q}{2} (1-5\bar{z} + 4\bar{z}^2); \quad K_5 = 0,45 - 1,05\bar{z} - 2,4\bar{z}^2 + 3\bar{z}^3 \\ K_6 = 1,1(1+2,19n_q) \quad (19)$$

При анализе полученных результатов было выявлено, что при $\bar{\lambda}_{yв} = 1$ ($\varphi_{yв} = 0,901$) и малых значениях n_q равных 0,125...0,5, резервы устойчивости, как и в расчете с шарнирным закреплением стержня, являются весьма существенными, которые при $\bar{\lambda}_{ef} = 2...5$ составляют от 5% до 64%. Большие из них относятся к $\bar{\lambda}_{ef} = 3,5...4,5$ и $m_{y0}^0 = 1,0...2,0$. При доминирующем влиянии q_x^0 ($n_q = 1...2$) резервы уменьшаются в 2...3.

В третьей главе изложен метод расчета устойчивости ветви из плоскости решетки при фактически действующей переменной продольной силе с использованием унифицированной диаграммы работы стали, основанный на обратном численно-аналитическом методе, разработанном Г.И. Белым применительно к расчету прочности и устойчивости сплошностенчатых элементов стальных конструкций. Рассмотрено влияние устойчивости ветви из плоскости соединительной решетки на общую устойчивость сквозного элемента.

В подавляющем числе случаев поперечных рам расчетная длина сквозных элементов (колонн) из плоскости решетки равна фактической (шарнирное закрепление) $l_{ef} = l(\mu = 1)$, что позволяет учитывать реальное нагружение: действие продольной силы N^0 в сочетании с различными значениями концевых изгибающих моментов $M_y(0)$ и $M_y(l)$ в плоскости решетки. Следовательно, продольные усилия в наиболее нагруженных ветвях всегда окажутся переменными.

Учитывая изложенное, устойчивость ветвей из плоскости решетки рассматривалась при действии постоянной продольной $N_e^0 = const$ силы в сочетании с равномерно распределенной $q_z^0 = const$, передаваемой через узлы решетки (см. рис. 5). Тогда общее продольное усилие, можно представить в следующем виде:

$$N_e^0(z) = N_e^0 + q_z^0 \cdot z \quad (20)$$

где
$$N_e^0 = \frac{N_1^0(b - a + e_{x,0}^0)}{b}; \quad q_z^0 = \frac{N_1^0(e_{x,e}^0 - e_{x,0}^0)}{b \cdot l}, \quad (21)$$

где a – расстояние от оси решетчатого элемента до оси наиболее сжатой ветви; b – расстояние между осями ветвей.

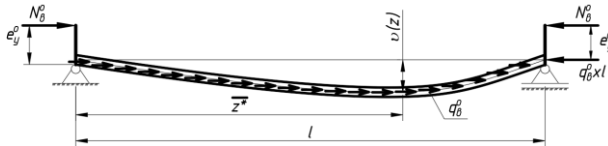


Рисунок 5 – Расчетная модель ветви в плоскости перпендикулярной решетки
Дифференциальное уравнение равновесия ветви, в этом случае имеет вид:

$$EI_{x,e} \mathfrak{Q}^{IV} + N_e^0 \mathfrak{Q}^{II} + q_z^0 (\mathfrak{Q}^I + z \mathfrak{Q}^{II}) = 0. \quad (22)$$

Решение деформационной задачи при упругой работе материала проведем также в виде комбинации частных решений:

$$\mathfrak{Q}(\bar{z}) = \mathfrak{Q}_n(\bar{z}) + \mathfrak{Q}_{y,1}(\bar{z}) + \mathfrak{Q}_{y,2}(\bar{z}), \quad (23)$$

Первый член в (23) представляет собой решение задачи по недеформированной расчетной схеме

$$\mathfrak{Q}_n(\bar{z}) = V_n \cdot \psi_n(\bar{z}); \quad (24)$$

где $V_n = \frac{N^o l^2}{6EI_{x,\epsilon}} e_y^o$; $\Psi_n(\bar{z}) = 3(\bar{z} - \bar{z}^2)$; $\bar{z} = z/l$.

Второй и третий члены являются функциями потери устойчивости ветви при действии $N_\epsilon(z) = N^o + q_\epsilon^o \bar{z}$:

$$\mathfrak{G}_{y1} = V_{y1} \cdot \sin \pi \bar{z}; \quad \mathfrak{G}_{y2} = V_{y2} \cdot \sin 2\pi \bar{z}; \quad (25)$$

где V_{y1} , V_{y2} – некоторые неизвестные константы, имеющие размерность перемещений с точностью, до которых решаются бифуркационные задачи устойчивости.

Для определения последних в (22) подставим общее решение (23), в результате чего получим:

$$L = EI_{x,\epsilon} (\mathfrak{G}_{y1}^{IV} + \mathfrak{G}_{y2}^{IV}) + N_\epsilon \mathfrak{G}^{II} + q_\epsilon (\mathfrak{G}^I + z \mathfrak{G}^{II}) = 0. \quad (26)$$

Анализируя уравнение (26), можно сделать вывод о том, что оно описывает задачу устойчивости стержня с начальным искривлением оси по (24), нагруженного $N_\epsilon(z)$, ($e_y^o = 0$) и q_ϵ^o . Применив к нему процедуру метода Бубнова-Галеркина:

$$\int_0^1 L \cdot \sin \pi \bar{z} d\bar{z} = 0; \quad \int_0^1 L \cdot \sin 2\pi \bar{z} d\bar{z} = 0 \quad (27)$$

получим систему двух алгебраических уравнений, из которых определяется:

$$V_{y1} = V_n \eta_1; \quad V_{y2} = V_n \eta_2, \quad (28)$$

$$\left. \begin{aligned} \eta_1 &= \frac{\Phi_\epsilon \bar{\lambda}_{x\epsilon}^2}{\pi^5} [K_2 K_3 - 16 K_1 (1 - 0,25 K_4)] / \Delta; \\ \eta_2 &= \frac{\Phi_\epsilon \bar{\lambda}_{x\epsilon}^2}{\pi^5} [K_1 K_3 - K_2 (1 - K_4)] / \Delta, \end{aligned} \right\} \quad (29)$$

где $K_1 = 12(2 + n_q)$; $K_2 = -12n_q$; $K_3 = \frac{\Phi_\epsilon \bar{\lambda}_{x\epsilon}^2}{\pi^2} \cdot 0,45n_q$; $\Phi_\epsilon = N^o / R_y A_\epsilon$;

$$K_4 = \frac{\Phi_\epsilon \bar{\lambda}_{x\epsilon}^2}{\pi^2} (1 + 0,5n_q); \quad n_q = q_\epsilon^o l / N^o; \quad \tilde{\Phi}_{\epsilon,cr1,2} = \frac{b_1 \pm \sqrt{b_1^2 - 4a_1 c_1}}{2a_1};$$

$$\Delta = \tilde{\Phi}_{\epsilon,cr1} \cdot \tilde{\Phi}_{\epsilon,cr2} \left(1 - \frac{\Phi_\epsilon \bar{\lambda}_{x\epsilon}^2}{\tilde{\Phi}_{\epsilon,cr1}} \right) \cdot \left(1 - \frac{\Phi_\epsilon \bar{\lambda}_{x\epsilon}^2}{\tilde{\Phi}_{\epsilon,cr2}} \right); \quad a_1 = \frac{4}{\pi^4} (1 + n_q + 0,2n_q^2); \quad b_1 = \frac{20}{\pi^2} (1 + 0,5n_q);$$

$c_1 = 16$; $\Phi_{\epsilon,cr1,2} \cdot \bar{\lambda}_{x\epsilon}^2 = \tilde{\Phi}_{\epsilon,cr1,2}$ – критические параметры силы N^o в сочетании с дей-

ствием q_ϵ^o ; $\bar{\lambda}_{x\epsilon} = \frac{l}{i_{x\epsilon}} \sqrt{R_y / E}$ – условная гибкость ветви.

Достоверность общего решения (23) с учетом (29), принимает вид:

$$\vartheta(z) = e_y^o \frac{\Phi_e \bar{\lambda}_{x\bar{e}}^2}{6} \left[3(\bar{z} - \bar{z}^2) + \eta_1 \sin \pi \bar{z} + \eta_2 \sin 2\pi \bar{z} \right], \quad (30)$$

подтверждается полным совпадением значений критического параметра $\tilde{\varphi}_{e,cr1}$ с результатами, полученными С.П. Тимошенко.

Учитывая (30) максимальные напряжения $\bar{\sigma}_{\max} = \sigma_{\max} / R_y$ в наиболее нагруженном сечении $\bar{z} = \bar{z}^*$ можно представить в виде:

$$\bar{\sigma}_{\max}(\bar{z}^*) = \Phi_e \left[n_q \bar{z}^* + 1 + m_{x\bar{e}}^o \left(1 + \frac{\pi^2}{6} (\eta_1 \sin \pi \bar{z}^* + 4\eta_2 \sin 2\pi \bar{z}^*) \right) \right], \quad (31)$$

где $m_{x\bar{e}}^o = e_y^o / \rho_x$ – относительный эксцентриситет; $\rho_x = W_{x\bar{e}} / A_e$ – ядровое расстояние.

Координата \bar{z}^* определяется по $d\bar{\sigma}_{\max}(\bar{z}) / d(\bar{z}) = 0$, которое принимает вид:

$$n_q + m_{x\bar{e}}^o \frac{\pi^3}{6} (\eta_1 \cos \pi \bar{z} + 8\eta_2 \cos 2\pi \bar{z}) = 0 \quad (32)$$

При упругой работе материала решение задачи устойчивости ветви, (прочности расчетом по деформированной схеме) можно получить при $\bar{\sigma}_{\max}(\bar{z}^*) = 1$:

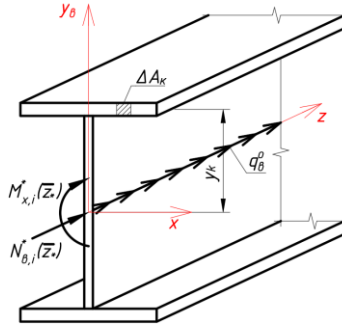
$$\Phi_{ey} \left(n_q \bar{z}^* + 1 + m_{x\bar{e}}^o K_{dx} \right) = 1, \quad (33)$$

где
$$K_{dx} = 1 + \frac{\pi^2}{6} (\eta_1 \sin \pi \bar{z}^* + 4\eta_2 \sin 2\pi \bar{z}^*) \quad (34)$$

Устойчивость ветви за пределом упругости проводится обратным численно-аналитическим методом. Для этого используется неограниченно упругая ее модель, в наиболее нагруженном сечении $\bar{z} = \bar{z}^*$ которой задается i – загрузка продольной силой $N_{e,i}^* \left(1 + n_q \bar{z}^* \right)$ с деформационным моментом $M_{x,i}^* \left(\bar{z}^* \right)$ (см. рис. 6). Для обобщения решения последние представляются в безразмерных параметрах $\Phi_{e,i}^* \left(n_q \bar{z}^* + 1 \right)$ и $\Phi_{e,i}^* \cdot m_x^*$. Тогда соответствующее им напряженно-деформированное состояние примет вид:

$$\bar{\sigma}_i^* \left(\bar{y}_k \right) = \bar{\varepsilon}_i^* \left(\bar{y}_k \right) = \Phi_{e,i}^* \left(n_q \bar{z}^* + 1 + m_x^* \bar{y}_k \right), \quad (35)$$

где
$$\Phi_{e,i}^* = N_{e,i}^* / R_y A_e = \bar{\varepsilon}_{\max,i} \left(n_q \bar{z}^* + 1 + m_x^* \right)^{-1}; \quad \bar{\varepsilon}_{\max,i} = \varepsilon_{\max,i} E / R_y \quad (36)$$

Рисунок 6 – Загружение ветви в сечении $\bar{z} = \bar{z}_*$

При этом напомним, что устойчивость определяется при переходе из равновесного в неравновесное состояние стержня, поэтому обратное решение деформационной задачи, в зависимости от гибкости стержня (ветви), следует принимать при ряде значений деформаций наиболее напряженного волокна в указанном сечении ($1 \leq \bar{\varepsilon}_{\max,i} \leq 4$) с целью поиска наибольшего параметра загрузки φ_{\max}^* – коэффициента потери устойчивости.

По заданному i -му деформированному состоянию в наиболее нагруженном сечении $\bar{z} = \bar{z}_*$ (35), с помощью алгоритма «сечение» и унифицированной диаграммы работы стали $\bar{\sigma} - \bar{\varepsilon}$ определяются фактически действующие усилия:

$$\left. \begin{aligned} \varphi_{\sigma,i} &= \varphi_{\sigma,i}^* \left[(n_q \bar{z}_* + 1) \bar{A}_{ef} - m_x^* \frac{\rho_x}{y_*} \bar{S}_x \right]; \\ m_x &= \frac{\varphi_{\sigma,i}^*}{\varphi_{\sigma,i}} \left[-(n_q \bar{z}_* + 1) \bar{S}_x + m_x^* \frac{\rho_x}{y_*} \bar{J}_{x,ef} \right], \end{aligned} \right\} \quad (37)$$

где $\bar{A}_{ef} = \sum_{k=1}^n \bar{E}_{ck} \cdot \Delta \bar{A}_k$ – относительная рабочая площадь «упругого» сечения;

$\bar{S}_x = \sum_{k=1}^n \bar{E}_{ck} \cdot \tilde{y}_k \cdot \Delta \bar{A}_k$ – относительный статический момент, ослабленный разви-

тием пластических деформаций; $\bar{J}_{x,ef} = \sum_{k=1}^n \bar{E}_{ck} \cdot \tilde{y}_k^2 \cdot \Delta \bar{A}_k$ – относительный момент

инерции рабочей части сечения; $\bar{E}_{ck} = tg \alpha_k$ – относительный секущий модуль; n –

число достаточно малых дискретных площадок ΔA_k с координатами центра тяжести y_k (рис. 6); $\Delta \bar{A} = \frac{\Delta A_k}{A}$; $\bar{A}_{ef} = \frac{A_{ef}}{A}$; $\tilde{y}_k = y_k / \rho_x$.

И фиктивные усилия, компенсирующие развитие пластических деформаций:

$$\left. \begin{aligned} \varphi_{\epsilon, \phi i} &= \varphi_{\epsilon, i}^* \left[(n_q \bar{z}_* + 1) \bar{A}_{oc1} + m_x^* \frac{\rho_x}{y_*} \bar{S}_x \right]; \\ m_{x, \phi} &= \frac{\varphi_{\epsilon, i}^*}{\varphi_{\epsilon, \phi i}} \left[(n_q \bar{z}_* + 1) \bar{S}_x + m_x^* \frac{\rho_x}{y_*} \bar{J}_{x, oc} \right], \end{aligned} \right\} \quad (38)$$

где $\bar{A}_{oc} = 1 - \bar{A}_{ef}$; $\bar{J}_{x, oc} = \frac{I_{x\epsilon}}{\rho_x^2 A_\epsilon} - \bar{J}_{x, ef}$.

Полученное выражение $\varphi_{\epsilon, i}$ в (37) позволяет определить продольную силу $N_{\epsilon, i}^o = \varphi_{\epsilon, i} A_\epsilon R_y$, действующую совместно с равномерно распределенной осевой нагрузкой $q_{\epsilon, i}^o = n_q N_{\epsilon, i}^o / l$. При этом фиктивная сила с параметром $\varphi_{\epsilon, \phi i}$ по (38), в запас несущей способности, принимается постоянной по длине ветви, тогда ее относительный эксцентриситет на опорах $m_{x, \phi}$ можно определить по (38).

Таким образом, по заданному i -му деформированному состоянию в наиболее нагруженном сечении $\bar{z} = \bar{z}_*$ неограниченно упругого стержня $\bar{\epsilon}_{\max, i}^* = 0,8 + \Delta \bar{\epsilon} \cdot i$, $\Delta \bar{\epsilon}_i = 3,2 / n (i = 1, 2, \dots, n)$ при действии продольной силы с деформационным относительным эксцентриситетом m_x^* обратным численно-аналитическим методом расчета можно определить соответствующее нагружение ветви с параметрами $\varphi_{\epsilon, i}$ и $m_x^o (q_{\epsilon, i}^o = n_q \varphi_{\epsilon, i} A_\epsilon R_y / l)$.

Удерживая относительный эксцентриситет m_x^o постоянным определяется $\varphi_{\epsilon, i}$ при изменении значений $\bar{\epsilon}_{\max, i}^*$ и строится соответствующая зависимость (см. рис. 7). Максимальное значение $\varphi_{\epsilon, \max}$ – будет соответствовать коэффициенту потери устойчивости.

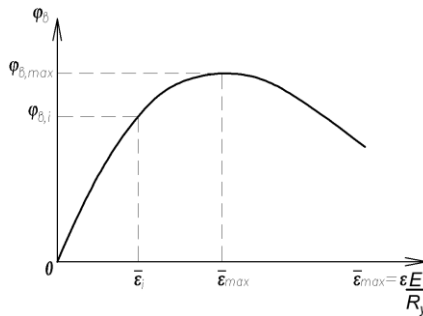


Рисунок 7 – Зависимость коэффициента продольной силы от максимальной относительной деформации

Использование фактической схемы загрузки ветви из плоскости решетки с учетом продольной силы N_e^o , действующей с относительно малыми (присущими ветви) равными концевыми эксцентриситетами, в сочетании с равномерно-распределенной осевой нагрузкой q_e^o , позволяет вскрыть резервы устойчивости ветви в зависимости от $m_{x,e}^o = 0,5...1,0$, $\bar{\lambda}_{x,e} = 1...5$ и $n_q = q_e^o l / N_e^o = 0,5...1,5$: при $n_q = 0,5$ от 5 до 22%, при $n_q = 1$ от 9 до 47%, при $n_q = 1,5$ от 10 до 55%.

Установлена зависимость общей устойчивости от устойчивости отдельных ветвей из плоскости решетки как при шарнирном закреплении концов решетчатого элемента, так и при жестко защемленном на одном из них. По мере изменения коэффициента распределенной нагрузки $n_q = 0,5...1,5$, концевых эксцентриситетов приложения продольной силы $n = 0,5...-0,8$ (для шарнирного закрепления концов) и отношения между продольным и поперечным моментом $n = \frac{q_x^o l^2}{2M_{y,l}^o} = 0,25...2,0$ (для жесткого защемления одного из концов), резервы

устойчивости составляли:

- при малых значениях $m_{y,0}^o = 0,5...1,0$, от 0,2% до 46%;
- при средних значениях $m_{y,0}^o = 2...4$, от 0,3% до 52%.

В четвертой главе с помощью усовершенствованного аналитического метода выполнена расчетная оценка общей устойчивости сквозных элементов стальных конструкций, имеющих следующие дефекты и повреждения: смещение узлов решетки относительно проектного положения или расцентровка узлов решетки, повреждения (в том числе коррозионные) и искривления отдельных ветвей, отсутствие отдельных элементов решетки, как с одной, так и с обеих сторон колонны, а также общее искривление решетчатой колонны в плоскости параллельной решетки и другие.

Рассматривалась симметричная (равная с обеих сторон ветви) расцентровка узлов. Несоосность сопряжения элементов приводит, как известно, к образованию дополнительного относительного эксцентриситета продольной силы $m_{x,e} = 0,5...1,0$, влияющего на устойчивость отдельных ветвей колонны $\varphi_{y,e}$. По результатам оценки этого дефекта, было получено, снижение общей устойчивости решетчатого стержня при малой гибкости ветви ($\bar{\lambda}_{x,e} = 1$, $m_{x,e} = 1,0$) – до 38%, а при ее больших значениях ($\bar{\lambda}_{x,e} = 3$, $m_{x,e} = 1,0$) – до 30%.

Рассмотрено также отсутствие элемента соединительной решетки, как с одной, так и с обеих сторон сквозного элемента. Анализ проводился в программном комплексе Ansys Mechanical с применением конечно-элементной (КЭ) модели. Ослабление ветви отсутствием раскоса с одной стороны решетчатого элемента

приводит к ее деформированию и потери устойчивости по изгибно-крутильной форме, что не оказывает значительного влияния на общую устойчивость. В то время как симметричное ослабление, характеризующиеся отсутствием раскосов с двух сторон (увеличенная гибкость ветви), в средней, наиболее нагруженной, части колонны снижает общую устойчивость до 47%, а в приопорных участках – до 17%.

Общее искривление элемента в плоскости параллельной соединительной решетке, приводится к дополнительному эквивалентному эксцентриситету продольной силы, что позволяет использовать расчет как для бездефектной колонны.

Анализ влияния искривления оси на общую устойчивость сквозного элемента проводился по результатам, получаемым при расчете бездефектной колонны φ_{ed} и колонны при наличии в ней общего искривление в плоскости решетки $\varphi_{ed,o}$, приводящего к образованию дополнительной эксцентриситета $m_{искр} = 0,25 \dots 0,5$. По результатам выполненного анализа было выявлено снижение общей устойчивости элемента: при малом искривлении ($m_{искр} = 0,25$) до 16,6%, а при увеличении искривления ($m_{искр} \geq 0,5$) до 28,1%.

Аналогично общему искривлению решетчатой колонны рассмотрено искривление одной из ветвей составного элемента. Отличие заключалось только в нахождении коэффициента перехода от максимальной стрелки искривления к эк-

вивалентному эксцентриситету $k = 0,82 + 0,1 \frac{\sqrt{\eta m_{искр}}}{\bar{\lambda}_{ef}}$, который зависит от коэффициента влияния формы сечения η .

В пятой главе представлены экспериментальные исследования пространственной устойчивости сквозных (решетчатых) элементов металлических конструкций с различными дефектами и повреждениями (расцентровка узлов решетки, отсутствие отдельных элементов решетки), направленные на верификацию полученных теоретических результатов по предлагаемым методам проверки общей устойчивости.

В качестве объектов исследования применялись двухветвевые алюминиевые модели колонн с раскосной соединительной решеткой (см. рис.8). Ветви выполнялись из сплава АД3Т1 по СП 128.13330.2016 швеллерного сечения $30 \times 50 \times 30 \times 2$ по ГОСТ 13623-90. Решетка колонны выполнялась из равнополочных уголков $20 \times 20 \times 1,2$ по ГОСТ 13737-90 из того же сплава, что и ветви.

Образцы для испытаний были выполнены длиной 2 м., шириной от 150 мм до 185 мм (см. рис. 8). Все образцы для испытаний имеют 10 панелей поэтому расстояние между узлами соединительной решетки составляет 190 мм. Соединения отдельных элементов в единый образец осуществлялось на вытяжных алюминиевых заклепках размерами $2,4 \times 10$ и $3,2 \times 20$ по ГОСТ 10299-80.

Для обеспечения геометрической неизменяемости сечения в испытуемых образцах устраивались две диафрагмы жесткости (см. рис.8) в виде алюминиевых листов толщиной 2 мм, фиксирующихся на горизонтальных элементах соединительной решетки с помощью заклепок.

Раскрепление образцов из плоскости соединительной решетки осуществлялось посредством стальных тросов толщиной 2 мм по ГОСТ 3241-91, устанавливаемых с шагом 500 мм с двух сторон (3 точки раскрепления на каждой ветви) (см. рис. 8).

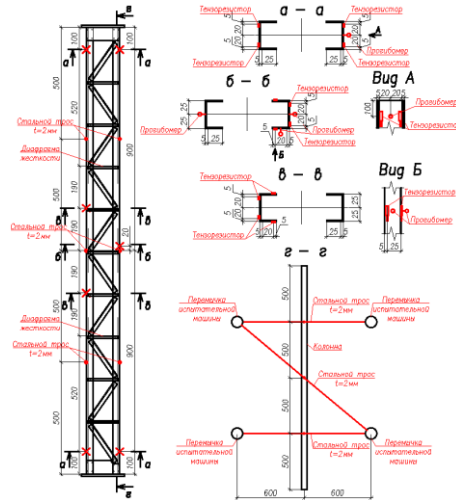


Рисунок 8 – Образцы для испытаний

Образцы загружались продольной силой с равными $e_x^0 = e_x^l = 12,5 \dots 30,0$ мм ($m_y^0 = 0,15 \dots 0,44$) односторонними концевыми эксцентриситетами в плоскости параллельной соединительной решетке (см. рис. 9).

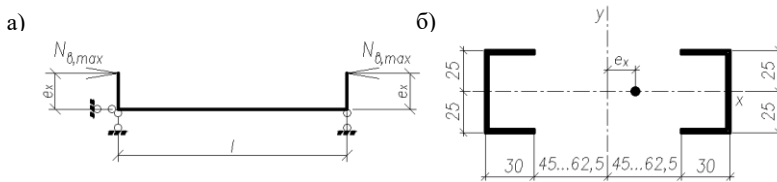


Рисунок 9 – Схема нагружения: а) на торцах элемента; б) вдоль оси

Для обеспечения необходимой достоверности результатов было изготовлено и испытано 6 образцов, среди которых: два не имели дефектов и повреждений; два с расцентровкой узлов решетки $e_{расц} = 20$ мм ($m_{расц} = 0,3$); в оставшихся двух отсутствовали элементы соединительной решетки обеих сторон элемента.

Для определения фактических расчетных значений предела текучести, предела прочности и модуля упругости была проведена серия испытаний (14 образцов (5 пластин из стенки и 9 из полок)) на растяжение, отобранных из ветвей решетчатой колонны. По результатам проведенных испытаний установлено: временное сопротивление образцов разрыву, которое составило $R = 208,64$ МПа; предел текучести $\sigma_T = 191,5$ МПа; модуль упругости $E = 19484,88$ МПа.

По результатам обработки полученных экспериментальных данных было установлено, что расхождение между коэффициентами общей устойчивости φ_{ed} , определяемых теоретически и экспериментально составило: для бездефектных образцов от 7,9% до 9,9%, образцов, имеющих расцентровку узлов – 7,3%...9,4%, а для элементов, в которых отсутствовали раскосы – 0,9%...9,9%, что говорит об удовлетворительной сходимости результатов. Во всех испытанных образцах предельные значения коэффициентов устойчивости φ_{ed} в опытах превосходило значения теории. Это объясняется тем, что при изготовлении образца имели место быть неточности сборки, которые не учитывались расчетом, осредненные значения характеристик применяемого материала, а также доля влияния тросов, применяемых для раскрепления образца из плоскости решетки, на деформации в плоскости загрузки. Несмотря на это разработанный аналитический метод проверки общей устойчивости удовлетворительно описывает действительную работу сквозных двухветвевых элементов и может быть использован в практическом применении при проектировании новых и проверке устойчивости существующих эксплуатируемых конструкций.

Также было проведено сравнение экспериментальных и теоретических результатов между образцами, не имеющих дефекты и с расцентровкой узлов решетки, направленное на определение влияния дефекта на общую устойчивость решетчатого элемента. По результатам анализа было получено, что бездефектный элемент обладает на 12% большей несущей способностью.

В заключении изложены основные итоги и выводы по результатам диссертационной работы.

ОБЩИЕ ВЫВОДЫ И РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ

1. Обобщен аналитический метод на расчет устойчивости решетчатых элементов, в расчетной модели которых используется фактическая схема загрузки в сочетании с реальной формой потери устойчивости, что позволило вскрыть резервы общей устойчивости в зависимости от гибкости элемента (колонны) и условий загрузки, в пределах от 6% до 50%.

2. Адаптирован обратный численно-аналитический метод на расчет устойчивости ветвей из плоскости решетки, подверженных действию переменной продольной силы с относительно малыми (присущими ветви) эксцентриситетами. Резервы устойчивости ветви, в зависимости от сочетания постоянной продольной силы к суммарной распределенной по длине элемента находились в пределах 10...50%.

3. Установлена зависимость общей устойчивости сквозного элемента от устойчивости ветви из плоскости решетки. Учет различных сочетаний нагрузок, соотношение концевых эксцентриситетов продольной силы, а также условий закрепления, позволили выявить резервы общей устойчивости, которые в среднем достигает 42%.

4. На основании выполненной расчетной оценки установлена величина снижения общей устойчивости решетчатых элементов в зависимости от наиболее встречающихся дефектов и повреждений: расцентровка узлов, отсутствие элементов решетки, общего искривления оси и др., которая может достигать 47%.

5. Экспериментально исследована фактическая работа сквозных двухветвевых элементов стальных конструкций при общем случае загрузки с учетом влияния различных дефектов и повреждений. По результатам сравнения теоретических и экспериментальных данных была получена удовлетворительная сходимость результатов, что подтверждает достоверность разработанного метода расчета.

ОСНОВНЫЕ НАУЧНЫЕ ПУБЛИКАЦИИ ПО ТЕМЕ ДИССЕРТАЦИОННОГО ИССЛЕДОВАНИЯ

Публикации в периодических научных изданиях, рекомендованных ВАК РФ:

1. Белый, Г. И. Устойчивость ветвей решетчатых элементов стальных конструкций / Г. И. Белый, М. О. Лобовский // Вестник гражданских инженеров. – 2023. – № 2(97). – С. 18-29. – DOI 10.23968/1999-5571-2023-20-2-18-29. – EDN YWGOEA.

2. Лобовский, М. О. Влияние дефектов и повреждений на общую устойчивость решетчатого элемента / М. О. Лобовский // Вестник гражданских инженеров. – 2024. – № 1(102). – С. 23-29. – DOI 10.23968/1999-5571-2024-21-1-23-29. – EDN LIMXHW.

3. Белый, Г. И. Устойчивость двухветвевых решетчатых элементов стальных конструкций при общем нагружении / Г. И. Белый, М. О. Лобовский // Вестник гражданских инженеров. – 2025. – №4(111). – С. 26-34.

Публикации в других изданиях:

1. Лобовский, М. О. Совершенствование метода расчета двухветвевых элементов стальных конструкций / М. О. Лобовский // Актуальные проблемы строительной отрасли и образования - 2023: Сборник докладов IV Национальной научной конференции, Москва, 15 декабря 2023 года. – Москва: Московский государственный строительный университет (национальный исследовательский университет), 2024. – С. 47-50. – EDN AIEPQK.

Компьютерная верстка *В. С. Весниной*

Подписано к печати 22.09.2025. Формат 60×84 ¹/₁₆. Бумага офсетная.

Усл. печ. л. 1,5. Тираж 120 экз. Заказ 103.

Санкт-Петербургский государственный архитектурно-строительный университет.
190005, Санкт-Петербург, 2-я Красноармейская, д. 4.

Отпечатано на МФУ. 198095, Санкт-Петербург, ул. Розенштейна, д. 32, лит. А