

**Санкт-Петербургский политехнический университет
Петра Великого**

Инженерно-строительный институт

На правах рукописи

Гарифуллин Марсель Ринатович

**Компонентный метод для расчета сварных узлов из труб
прямоугольного сечения**

Направление подготовки: 08.06.01 «Техника и технологии строительства»

Направленность: 08.06.01_01 «Строительные конструкции, здания и сооружения»

НАУЧНЫЙ ДОКЛАД

об основных результатах научно-квалификационной работы (диссертации)

Автор работы: Гарифуллин М.Р.
Научный руководитель: профессор,
д.т.н., Ватин Н.И.

Санкт Петербург – 2018

Научно-квалификационная работа выполнена на кафедре строительства уникальных зданий и сооружений Инженерно-строительного института федерального государственного автономного образовательного учреждения высшего образования «Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого»

Зав. кафедрой:

Коваль Олег Сергеевич
к.э.н.

Научный руководитель:

Ватин Николай Иванович
д.т.н., профессор

Рецензент:

Костыря Галина Зосимовна
к.т.н., АО «ВНИИГ им. Б.Е.
Веденеева», заведующий
отделом «Технология
строительства и ремонта
железобетонных сооружений»

С научным докладом можно ознакомиться в библиотеке ФГАОУ ВО «Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого» и на сайте Электронной библиотеки СПбПУ по адресу: <http://elib.spbstu.ru>

ОБЩАЯ ХАРАКТЕРИСТИКА РАБОТЫ

Актуальность работы

Сварные трубные конструкции находят активное применение в строительстве благодаря таким качествам как высокая прочность, жесткость, коррозионная стойкость и простота монтажа. Основные виды трубных конструкций – стальные фермы и пространственные рамные каркасы.

При расчете сварных конструкций из трубных профилей особое внимание уделяется расчету узлов. На сегодняшний день расчет таких узлов регламентируется нормативными нормами, которые предлагают т.н. метод форм разрушения. Согласно данному методу каждому узлу в зависимости от его геометрии и нагружения соответствует одна или несколько форм разрушения, каждая из которых характеризуется своим переделом прочности. Несущая способность узла определяется как минимальный предел прочности соответствующих форм разрушения. Данный метод прост, быстр и верифицирован большим количеством экспериментальных данных.

Однако метод не позволяет проводить расчет начальной жесткости узлов, которая серьезно влияет на распределение усилий в сварных трубных конструкциях. В связи с этим, в мировой науке активно развивается альтернативный метод расчета узлов – компонентный метод [1]. В отличие от метода форм разрушения компонентный метод более универсален, хотя и требует большее количество вычислений. Основное достоинство нового метода – возможность производить расчет начальной жесткости узлов.

Несмотря на то, что большая работа была проведена по расширению компонентного метода для расчета трубных узлов [2,3], целый ряд вопросов остается нерешенным:

- для некоторых компонентов отсутствуют уравнения для вычисления их жесткости,
- не изучено влияние продольных сил в поясе узла на начальную жесткость узлов,

- не изучено влияние сварных швов на работу узлов,
- не изучена работа сварных узлов из высокопрочных сталей,
- не изучено влияние начальных несовершенств.

Таким образом, дальнейшее развитие компонентного метода должно включать в себя ответы на вышеперечисленные вопросы.

Цель и задачи исследования

Целью данного исследования является разработка компонентного метода для расчета сварных Т-образных узлов из труб прямоугольного сечения (далее – Узлы).

Для достижения поставленной цели были сформулированы и решены следующие основные **задачи**:

1. Разработка компонентной модели для расчета Узлов.
2. Разработка недостающих уравнений для расчета жесткости всех компонентов модели.
3. Анализ влияния продольных сил в поясе на начальную жесткость Узлов.
4. Анализ влияния угловых сварных швов на работу Узлов.
5. Определение необходимости применения понижающих коэффициентов для расчета несущей способности Узлов из высокопрочных сталей.
6. Определение влияния на работу Узлов начальных несовершенств, таких как начальные геометрические несовершенства и остаточные сварные напряжения.
7. Разработка суррогатной модели для эффективного определения начальной жесткости Узлов.

Объекты, предмет и методы исследования

Объектом исследования являются сварной Т-образный узел из труб прямоугольного сечения (Рис. 1а). Узел состоит из раскоса, который приварен к поясу под углом 90° . Максимальный размер труб: $300 \times 300 \times 12.5$ мм. Способ изготовления труб: горячекатаные и холодногнутые. Материал: углеродистые

стали с пределом текучести от 355 до 700 МПа. Сварные швы: угловые, стыковые с полным проплавлением.

Предметом исследования является несущая способность и начальная жесткость Узлов при действии трех основных видов нагружения, (Рис. 1б): продольного сжатия / растяжения N в раскосе, изгиба в плоскости узла M_{ip} и изгиба из плоскости узла M_{op} .

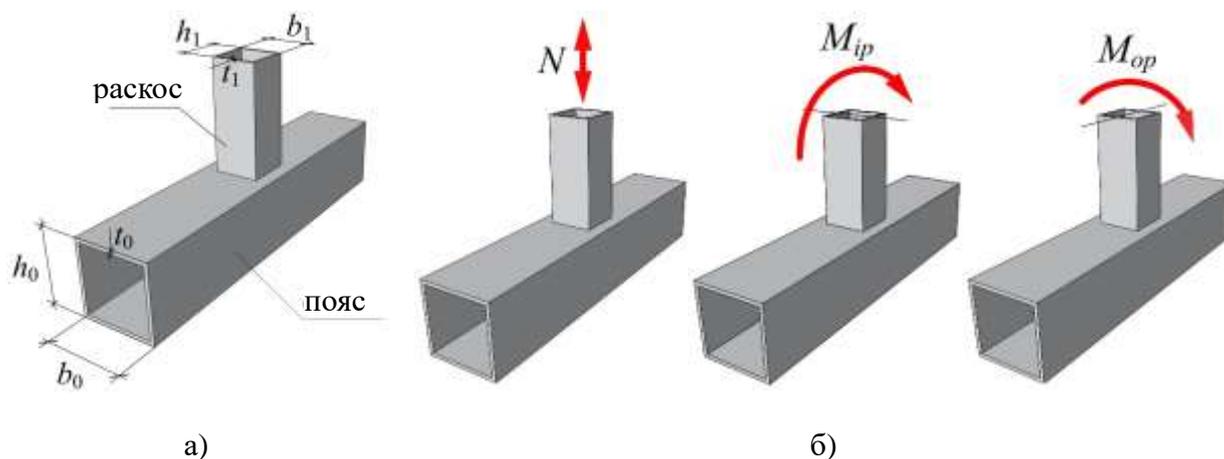


Рис. 1. Объект исследования: а) сварной Т-образный узел из труб прямоугольного сечения, б) рассматриваемые компоненты нагружения.

В работе использованы следующие **методы**:

- Теоретические вычисления;
- Конечно-элементный анализ с применением расчётного комплекса Abaqus / Standard и учетом физической и геометрической нелинейности;
- Экспериментальное исследование.

Научная новизна

В диссертационной работе:

1. Построена компонентная модель Узлов. Разработан компонентный метод для расчета несущей способности и начальной жесткости узлов. Выявлены компоненты с недостающими уравнениями по определению их механических свойств.
2. Предложены уравнения для расчета жесткости следующих компонентов:
 - компонента «изгиб полки пояса» на продольное сжатие в раскосе и изгиб в плоскости узла,

- компонента «сжатие / растяжение стенок пояса» на продольное сжатие в раскосе.
3. Предложены уравнения для учета влияния продольных сил в поясе на начальную жесткость Узлов.
 4. Предложена формула для учета влияния угловых сварных швов на начальную жесткость Узлов.
 5. Исследована несущая способность Узлов из высокопрочных сталей, уточнены понижающие коэффициенты для их несущей способности.
 6. Исследовано влияние на работу Узлов начальных несовершенств, таких как геометрические несовершенства и остаточные сварные напряжения.
 7. Разработана суррогатная модель для оперативного расчета начальной жесткости Узлов.

Практическая значимость работы

Разработанный компонентный метод может быть применен в проектных и научно-исследовательских организациях при расчете сварных ферм и пространственных рамных конструкций, выполненных из труб прямоугольного сечения. Метод позволяет учитывать конечную жесткость узлов, что повышает точность и достоверность расчетов.

Разработанная суррогатная модель была применена для оптимизации стальной фермы из труб квадратного сечения в Исследовательском центре стальных конструкций (Research Centre of Metal Structures) Технологического университета Тампере (Tampere University of Technology).

Апробация работы

Результаты, полученные в рамках работы над диссертацией, представлялись и обсуждались на следующих научно-методических конференциях:

1. Saint-Petersburg Week of Science – Civil Engineering SPbWOSCE 2014, 03-04.12.2014, Saint-Petersburg, Russia;
2. Metnet International Workshop 2015, 18-20.02.2015, Hämeenlinna, Finland;

3. Saint-Petersburg Urban Civil Engineering and Municipal Facilities SPbUCEMF-2015, 18-20.03.2015, Saint-Petersburg, Russia;
4. International Conference on Engineering Sciences and Technologies ESaT-2015, 27-29.05.2015, Tatranská Štrba, Slovak Republic;
5. Metnet International Conference and Seminar 2015, 12-14.10.2015, Budapest, Hungary;
6. Metnet International Workshop 2016, 09-10.02.2016, Tampere, Finland.
7. Metnet International Conference and Seminar 2016, 11-12.10.2016, Castellón de la Plana, Spain;
8. Metnet International Workshop 2017, 15-16.03.2017, Kemi, Finland.
9. 8th European Conference on Steel and Composite Structures Eurosteel 2017, 13-15.09.2017, Copenhagen, Denmark;
10. Metnet International Conference and Seminar 2017, 11-12.10.2017, Cottbus, Germany;
11. 16th International Symposium on Tubular Structures ISTS16, 04-06.12.2017, Melbourne, Australia;
12. 17th International Conference on Computing in Civil and Building Engineering ICCCBE 2018, 05-07.06.2018, Tampere, Finland.

Публикации

По теме диссертации опубликовано тринадцать печатных работ, три из которых – в изданиях из перечня рецензируемых научных журналов ВАК, семь – в международных изданиях, индексируемых в базе данных Scopus.

СОДЕРЖАНИЕ РАБОТЫ

Компонентный метод для расчета Т-образных сварных узлов

Компонентный метод моделирует соединения с помощью комбинации пружин и постепенно упрощает модель, чтобы ее можно было эффективно использовать при расчете. В первом приближении компонентный метод предполагает, что нагрузка передается от раскоса к поясу через четыре зоны нагружения, расположенные в углах сечения раскоса, как показано на Рис 2а.

Это предположение может быть оправдано работой [4], где продемонстрировано неравномерное распределение упругих напряжений вдоль поперечного сечения раскоса, со значительными концентрациями напряжений в углах.

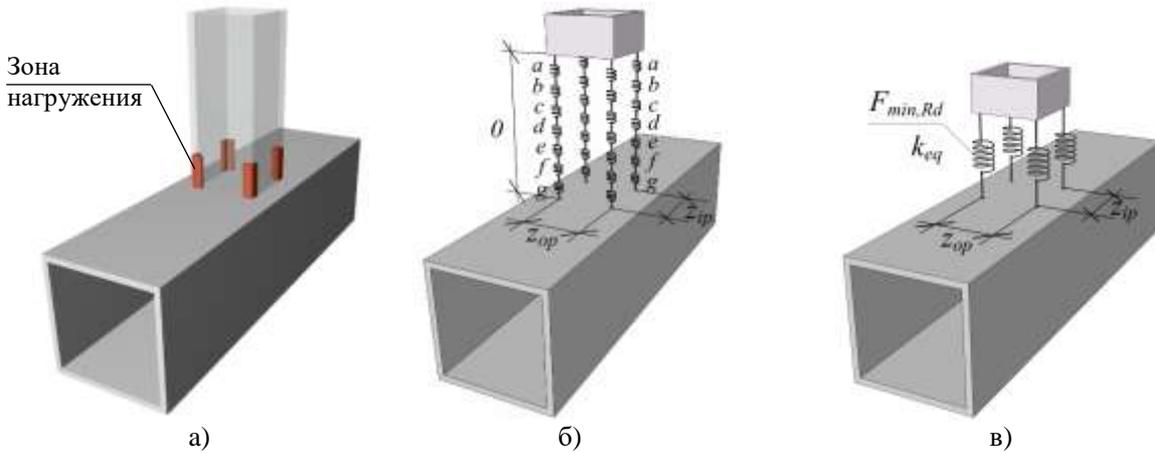


Рис. 2. Локальная модель узла: а) зоны нагружения, б) компонентная модель; в) упрощенная компонентная модель.

На втором этапе каждая зона нагружения заменяется системой линейных пружин, как показано на Рис. 2б. Пружины соответствуют следующим компонентам:

- a) изгиб полки пояса
- b) сжатие / растяжение стенок пояса
- c) сдвиг стенок пояса
- d) продавливание полки пояса
- e) сжатие / растяжение полок / стенок раскоса
- f) деформация сечения пояса
- g) разрушение сварных швов

Компоненты от *a* до *f* были предложены в [3]. В работе предлагаются сварные швы как новый независимый компонент на основании необходимости проверки устойчивости шва. Кроме того, сварные швы уже были предложены в качестве компонента в предыдущих работах [5], но позже были исключены из списка компонентов. Расстояния между пружинами вдоль поверхности пояса рассчитываются как:

$$\begin{aligned} z_{ip} &= h_1 - t_1 \\ z_{op} &= b_1 - t_1 \end{aligned} \quad (1)$$

Каждая пружина (компонент) имеет свою собственную несущую способность $F_{i,Rd}$ и жесткость k_i , которые получены из механики. Следует отметить, что несущая способность и жесткость компонентов отличается для трех случаев нагружения, указанных выше. Например, компонент a имеет свои индивидуальные сопротивления при осевой нагрузке, изгибе в плоскости узла и изгибе из плоскости узла, обозначенные соответственно как $F_{a,N,Rd}$, $F_{a,Mip,Rd}$ и $F_{a,Mop,Rd}$.

Кроме того, последовательно соединенные пружины в каждом углу сечения раскоса могут быть заменены эквивалентными пружинами, которые характеризуются эквивалентной несущей способностью $F_{min,Rd}$ и жесткостью k_{eq} . Такая упрощенная модель показана на Рис. 2в. Несущая способность эквивалентных пружин рассчитывается как минимальная несущая способность среди всех рассматриваемых пружин:

$$\begin{aligned} F_{N,min,Rd} &= \min \left[F_{a,N,Rd}, \dots, F_{g,N,Rd} \right] \\ F_{Mip,min,Rd} &= \min \left[F_{a,Mip,Rd}, \dots, F_{g,Mip,Rd} \right] \\ F_{Mop,min,Rd} &= \min \left[F_{a,Mop,Rd}, \dots, F_{g,Mop,Rd} \right] \end{aligned} \quad (2)$$

Жесткость эквивалентных пружин может быть рассчитана как жесткость последовательно соединенных пружин:

$$k_{eq,N} = \frac{1}{\sum_{i=a}^{i=g} \frac{1}{k_{i,N}}}; \quad k_{eq,Mip} = \frac{1}{\sum_{i=a}^{i=g} \frac{1}{k_{i,Mip}}}; \quad k_{eq,Mop} = \frac{1}{\sum_{i=a}^{i=g} \frac{1}{k_{i,Mop}}} \quad (3)$$

Очень часто несущая способность некоторых компонентов при действии некоторых нагружений может быть очень большим по сравнению с остальными компонентами. В таких случаях маловероятно, что эти компоненты могут иметь минимальную несущую способность в уравнении (2), т. е. выступать в качестве критического компонента. Чтобы упростить расчет, список компонентов можно сократить, включив в него только «активные» компоненты, т. е. те компоненты, которые могут быть

потенциально рассмотрены как критические из-за их относительно небольшого сопротивления. С другой стороны, «неактивные» компоненты с малой долей вероятности будут иметь решающее значение для данного типа нагрузки и не должны рассматриваться в уравнении (2). Аналогично, некоторые компоненты могут иметь чрезвычайно высокую жесткость по сравнению с другими, то есть бесконечную жесткость; поэтому они не вносят существенного вклада в жесткость эквивалентных пружин. По этой причине они также могут рассматриваться как «неактивные» и исключены из дальнейшего расчета. Следует отметить, что активные и неактивные компоненты различны для несущей способности и жесткости. Например, компонент b (боковые стенки пояса при сжатии / растяжении) никогда не является критическим (неактивным) для узлов с $\beta \leq 0,85$; тем не менее, он по-прежнему влияет (активный) на начальную жесткость.

Наконец, узел может быть смоделирован с помощью одной линейной и двух вращательных пружин, которые, соответственно, отражают его работу при осевой нагрузке, изгибе в плоскости узла и изгибе из плоскости узла. В целом, эти пружины образуют локальную модель узла, которая проиллюстрирована на Рис. 3. Эта локальная модель может использоваться в глобальном анализе конструкций. Несущая способность и жесткость этих пружин представляют собой сопротивление и начальную жесткость узла при рассматриваемых типах нагрузки. Они вычисляются путем комбинирования соответствующих значений эквивалентных пружин. В частности, несущая способность рассчитывается как

$$\begin{aligned}
 N_{Rd} &= 4F_{N,\min,Rd} \\
 M_{ip,Rd} &= 2F_{Mip,\min,Rd} \cdot z_{ip} \\
 M_{op,Rd} &= 2F_{Mop,\min,Rd} \cdot z_{op}
 \end{aligned}
 \tag{4}$$

Жесткость узла рассчитывается как

$$\begin{aligned}
C_{j,ini,N} &= 4Ek_{eq,N} \\
S_{j,ini,ip} &= 2Eh_1^2k_{eq,ip} \\
S_{j,ini,op} &= 2Eb_1^2k_{eq,op}
\end{aligned}
\tag{5}$$

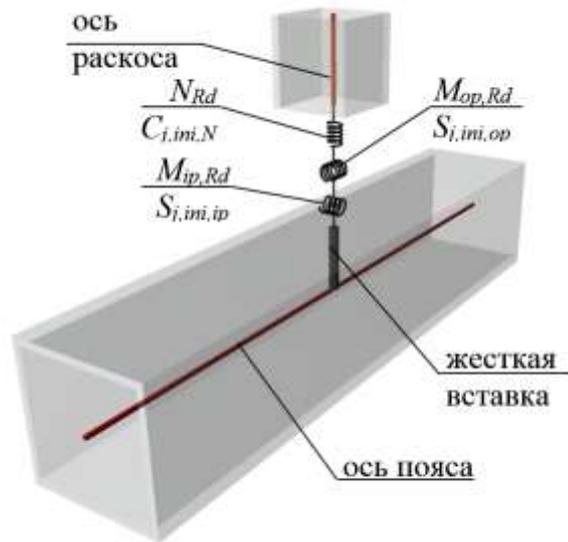


Рис. 3. Локальная модель узла.

При этом предполагается, что три случая нагрузки не взаимодействуют друг с другом, а поведение пружин можно рассмотреть отдельно, как показано в [6,7]. Если узел подвергается комбинированному нагружению, его несущую способность можно проверить с использованием линейной зависимости, как указано в [4] и EN 1993-1-8: 2005 [8]:

$$\frac{N_{Ed}}{N_{Rd}} + \frac{M_{ip,Ed}}{M_{ip,Rd}} + \frac{M_{op,Ed}}{M_{op,Rd}} \leq 1.0
\tag{6}$$

где индексы *Ed* и *Rd* соответствуют приложенной нагрузке силе и расчетному сопротивлению, соответственно.

Следует обратить внимание на расположение локальной модели. В EN 1993-1-8: 2005 [8] и некоторых ссылках [9–11] его положение определяется как пересечение срединных линий соединяющихся элементов. Однако в этой работе локальная модель расположена на верхней поверхности пояса и связана с осью раскоса жестким вставкой, как это продемонстрировано в [6,7,12].

Другой проблемой, которая требует внимания, является влияние нормальных напряжений на работу трубных узлов. В EN 1993-1-8:2005 этот эффект рассматривается с помощью функции напряжения, которая включена в

несущую способность соответствующих компонентов. Подобный эффект также ожидается для начальной жесткости узлов. Тем не менее, этот вопрос еще не исследован, и в настоящее время не существует напряжения для начальной жесткости. Учитывая функции напряжения, уравнение (5) следует записать как

$$\begin{aligned} C_{j,ini,N} &= 4Ek_{eq,N}k_{sn,N} \\ S_{j,ini,ip} &= 2Eh_1^2k_{eq,ip}k_{sn,ip} \\ S_{j,ini,op} &= 2Eb_1^2k_{eq,op}k_{sn,op} \end{aligned} \quad (7)$$

где $k_{sn,N}$, $k_{sn,ip}$ и $k_{sn,op}$ обозначают функции напряжения для соответствующего типа нагрузки.

Начальная поворотная жесткость узлов

Как было показано ранее, только три компонента влияют на начальную поворотную жесткость узлов:

- Изгиб полки пояса (компонент a),
- Сжатие стенок пояса (компонент b),
- Сдвиг стенок пояса (компонент c).

Жесткость остальных компонентов считается бесконечной и не влияет на жесткость узла. Поэтому начальная жесткость узла $S_{j,ini}$ может быть представлена как:

$$S_{j,ini} = \frac{Eh_1^2}{\frac{2}{k_a} + \frac{2}{k_b} + \frac{1}{k_c}} = Eh_1^2 \frac{k_a k_b k_c}{2k_b k_c + 2k_a k_c + k_a k_b} \quad (8)$$

где k_a , k_b и k_c обозначают жесткости соответствующих компонентов. Как правило, компонент k_a влияет на работу узлов с $\beta \leq 0,85$ значительно больше, чем остальные компоненты. Расчетные нормы предлагают следующее уравнение для жесткости этого компонента:

$$k_a = \frac{8t_0^3 l_{eff,cf}}{(1-\beta)^3 b_0^3} \cdot \frac{1}{2 + \frac{6\beta}{1-\beta}} \quad (9)$$

Сравнение теоретической жесткости узлов с экспериментальными данными [13–16] показала, что существующий теоретический подход существенно недооценивает их начальную жесткость. Для большинства узлов теоретическая жесткость составила 30-45% от экспериментальных значений. Учитывая ведущий вклад компонента a в жесткость узла, было предложено новое уравнение для его жесткости:

$$k_a = \frac{20t_0^3 l_{eff,cf}}{(1-\beta)^3 b_0^3} \cdot \frac{1}{2 + \frac{6\beta}{1-\beta}} \quad (10)$$

Уравнение (13) было разработано на основе непосредственного соответствия теоретической жесткости экспериментальным значениям. Для исследованных узлов уравнение позволило предсказать начальную жесткость в диапазоне 0,64...0,94 от экспериментальных значений. Наблюдаемая недооценка некоторых соединений связана с влиянием угловых швов, которые значительно увеличивают экспериментальную жесткость узлов, но не учитываются в теоретических расчетах.

Кроме того, в работе проведено численное исследование влияния осевых напряжений в поясе на жесткость соединений. КЭ-анализ проводился в два этапа. На первом этапе продольное усилие было приложено к поясу для создания осевых напряжений. На втором этапе узел был загружен в изгибающим моментом в плоскости узла. Соединения были проанализированы во всем диапазоне, регламентированным расчетными нормами: $0,25 \leq \beta \leq 1,0$, $10 \leq 2\gamma \leq 35$, учитывая только один класс стали S500. Результаты показали, что растягивающие осевые напряжения увеличивают поворотную жесткость стыков, а сжимающие напряжения, наоборот, уменьшают ее. Эффект был особенно заметен для узлов с небольшим β и высоким 2γ (+ 30% жесткости при растяжении и -50% для сжатия). Некоторые примеры показаны на Рис. 4, где S/S_0 обозначает жесткость по отношению к жесткости без осевой силы в поясе.

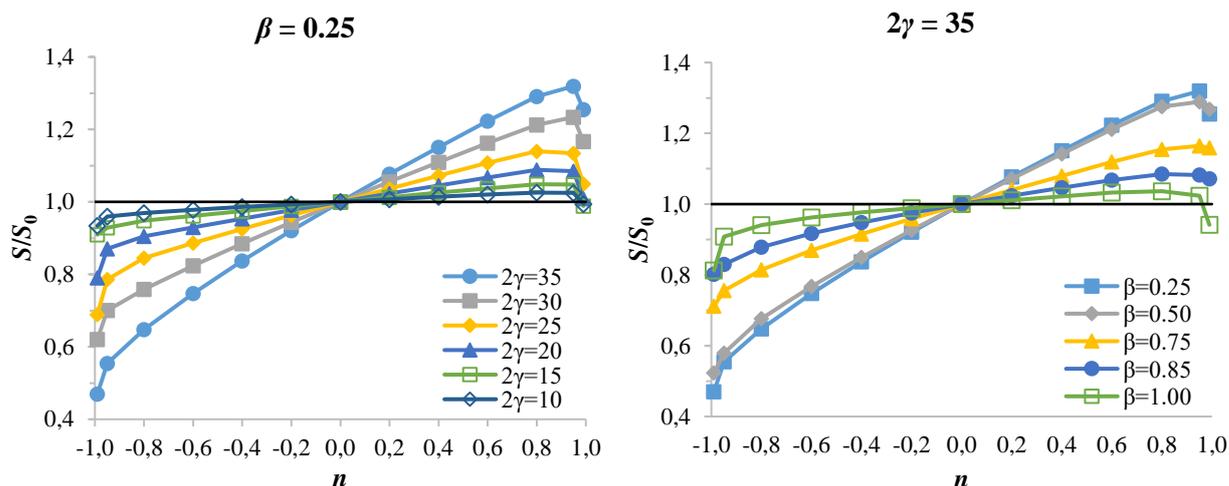


Рис. 4. Влияние осевых напряжений на начальную поворотную жесткость узлов.

Чтобы учесть влияние осевых сил в поясе, была разработана следующая функция $k_{sn,ip}$:

Для $0.25 \leq \beta \leq 0.85$:

$$k_{sn,ip} = \begin{cases} 1 + 0.001(1 + 1.7\beta - 2.6\beta^2)n\gamma^2 - 2.7(|n| - 0.8)^2, & -0.99 \leq n < -0.8 \\ 1 + 0.001(1 + 1.7\beta - 2.6\beta^2)n\gamma^2, & -0.8 < n < 0.8 \\ 1 + 0.001(1 + 1.7\beta - 2.6\beta^2)n\gamma^2 - 3.1(n - 0.8)^2, & 0.8 < n \leq 0.99 \end{cases}$$

Для $0.85 < \beta < 1.0$:

$k_{sn,ip}$ находится как интерполяция между $\beta = 0.85$ и $\beta = 1.0$

Для $\beta = 1.0$:

$$k_{sn,ip} = \begin{cases} 1 + 0.06n - 3.5(|n| - 0.8)^2, & -0.99 \leq n < -0.8 \\ 1 + 0.06n, & -0.8 < n < 0.8 \\ 1 + 0.06n - 2.8(n - 0.8)^2, & 0.8 < n \leq 0.99 \end{cases} \quad (11)$$

Функция была проверена на основе ряда независимых численных анализов, для узлов из сталей S355 и S700. Результаты показали, что влияние осевых напряжений зависит от марки стали, т. е. изменения жесткости были более выраженными для S700, чем для S355. Будучи разработанной на основе данных для стали S500, функция предлагала средние результаты между S355 и S700, как показано на Рис. 5. Тем не менее, функция продемонстрировала удовлетворительную корреляцию с численными результатами и была признана подходящей для применения в расчетах узлов.

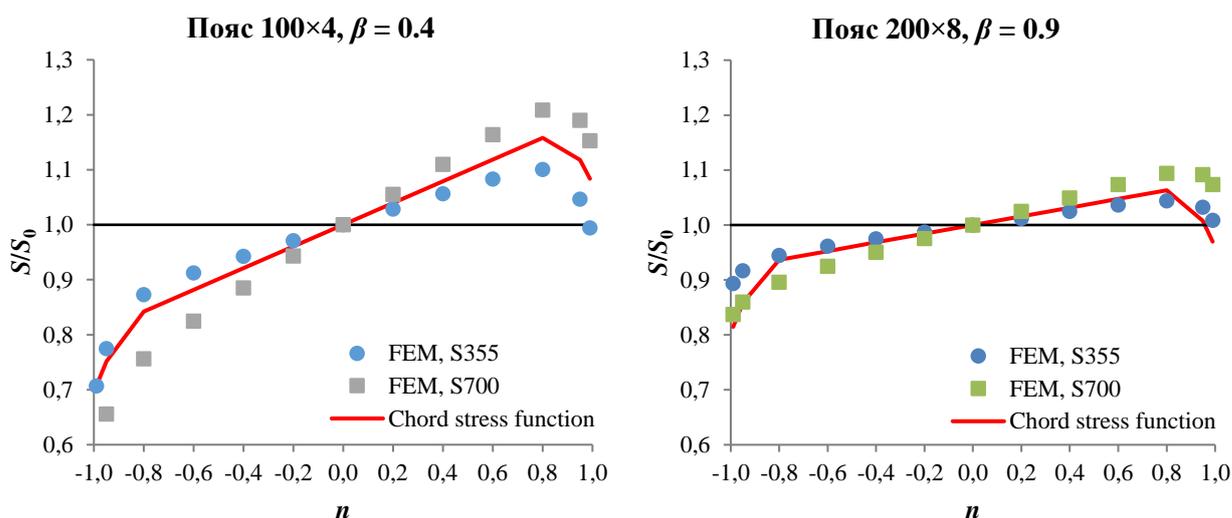


Рис. 5. Валидация предложенной функции напряжения.

Начальная линейная жесткость узлов

Как было установлено выше, только два компонента влияют на начальную линейную жесткость узлов:

- изгиб полки пояса (компонент a),
- сжатие стенок пояса (компонент b).

Остальные компоненты не учитываются из-за их относительно высокой жесткости. Исходя из этого, начальная линейная жесткость $C_{j,ini}$ узла может быть выражена как

$$C_{j,ini} = \frac{E}{\frac{1}{k_a} + \frac{1}{k_b}} \quad (12)$$

где k_a и k_b обозначают жесткости соответствующих компонентов.

Валидация метода с существующими экспериментальными результатами [17–20] показала следующие результаты:

1. Для узлов с $\beta \leq 0,85$ теоретическая жесткость значительно (в 3,0 раза в среднем) превысила экспериментальную жесткость, если жесткость компонента a была рассчитана с использованием первого подхода. Более того, был нарушена область применения метода для подавляющего

большинства узлов. Было обнаружено, что только узлы с очень маленькими раскосами соответствуют введенным ограничениям.

2. Если жесткость была рассчитана с использованием второго подхода для компонента a , результаты были значительно занижены (0,09 от экспериментальных). Второй подход был найден неприменимым для трубчатых соединений и не рассматривался далее в работе.
3. Для узлов с $\beta > 0,85$ теоретическая жесткость значительно (в 5,4 раза в среднем) превысила экспериментальную. Так как в этом случае жесткость узла определялась единственным компонентом b , уравнение для жесткости этого компонента было найдено неточным.
4. Жесткость компонента b не учитывает коэффициент β . Это означает, что для как для соединений с $\beta = 1,0$, так и для соединений с $\beta < 1,0$ предлагается одно и то же уравнение.

Наблюдаемые неудовлетворительные результаты показали, что ни одно из предложенных уравнений жесткости компонентов не может быть эффективно использовано при расчете трубных соединений.

На основе простых механических моделей в работе были разработаны уравнения для жесткости компонентов a и b . В уравнениях использовалось понятие эффективной длины и ширины, которые были определены на основе обширного численного моделирования. Для жесткости компонента a было предложено следующее уравнение:

$$k_a = \frac{4l_{eff}t_0^3}{(L-b_1)^3} \quad (13)$$

где $L = b_0 - 2t_0$; l_{eff} – эффективная длина, определяемая как

$$l_{eff} = h_1(2 - \beta) + 1.25b_0(1 - \beta) \quad (14)$$

Для жесткости компонента b было предложено следующее уравнение:

$$k_b = \frac{2b_{eff}t_0}{h_0 - t_0} \quad (15)$$

где b_{eff} – эффективная ширина, определяемая как

$$b_{eff} = 0.025h_1(9\beta - 1) + \frac{0.055b_0}{1.2 - \beta} \quad (16)$$

Надежность предложенных уравнений была проверена по сравнению с теми же экспериментальными данными. Узлы продемонстрировали достаточное соответствие между теоретической и экспериментальной жесткостью, за некоторыми исключениями для узлов с очень тонкими стенками ($2\gamma = 50$) и соединениями, которые были нагружены экспериментально без продольной поддержки пояса.

Кроме того, исследовано влияние нормальных напряжений в поясе на осевую линейную жесткость узлов. Были проанализированы узлы по всему диапазону, указанному в EN 1993-1-8: 2005 [8]: $0,25 \leq \beta \leq 1,0$, $10 \leq 2\gamma \leq 35$, с учетом трех марок стали S355, S500 и S700. аналогично поворотной жесткости, растягивающие напряжения увеличивали линейную жесткость узлов с обратным эффектом от сжимающих напряжений. Эффект был особенно выраженным для узлов с малыми значениями β и большими 2γ , а также высокопрочных сталей (+30% от жесткости при растяжении и -60% для сжатия). Некоторые примеры показаны на Рис. 6, где C/C_0 обозначает жесткость по отношению к жесткости без нормальных напряжений в поясе.

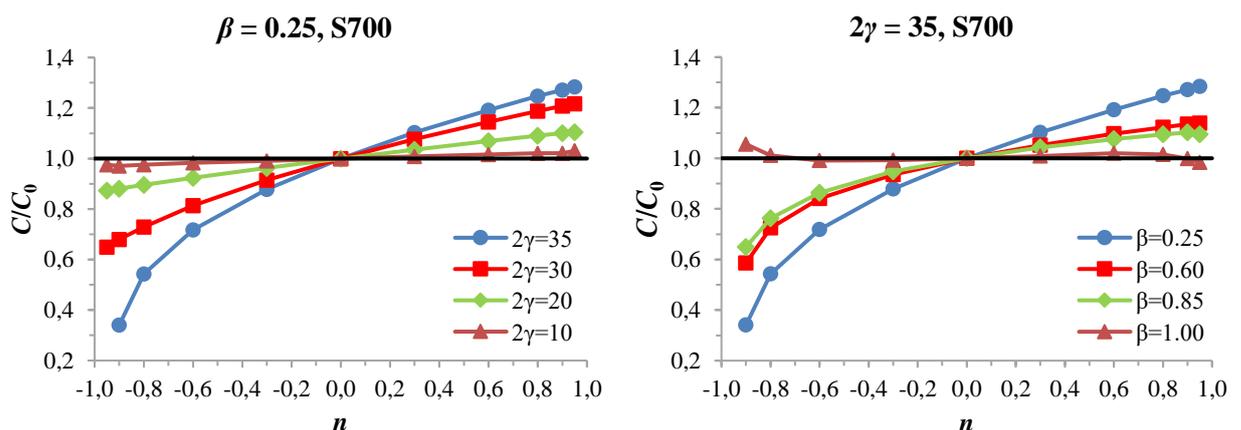


Рис. 6. Влияние нормальных напряжений на начальную линейную жесткость узлов. Чтобы учесть влияние нормальных напряжений в поясе, была разработана соответствующая функция напряжения. В отличие от функции для начальной поворотной жесткости, данная функция учитывала влияние класса стали:

Для $355 \text{ МПа} \leq f_{y0} \leq 500 \text{ МПа}$:

$$k_{sn,N} = 1 + 10^{-5} f(\beta) f(\gamma) f(f_{y0}) n$$

Для $500 \text{ МПа} < f_{y0} < 700 \text{ МПа}$:

$k_{sn,N}$ надохится как линейная интерполяция между S500 и S700 (17)

Для $f_{y0} = 700 \text{ МПа}$:

$$k_{sn,N} = 1 + 0.0008 f(\beta) f(\gamma) (n^3 - 1.25n^2 + 0.01 f(f_{y0}) n)$$

где

$$f(\beta) = -2\beta^2 + 1.6\beta + 0.3$$

$$f(\gamma) = 1.3\gamma^2 - 38 \quad (18)$$

$$f(f_{y0}) = 0.02 f_{y0}^{1.4}$$

Следует отметить, что область применения предлагаемой функции ограничивалась узлами, отвечающими следующим требованиям:

$$2\gamma \geq 12; \quad \beta \leq 0.9; \quad 40\beta - 2\gamma \leq 11 \quad (19)$$

Вне этой области нормальные напряжения продемонстрировали очень небольшое влияние на линейную жесткость. В этих случаях введение функции напряжения не имело практического смысла, так как ее возможная погрешность была сравнима с ошибкой, получаемой при ее игнорировании.

Валидация предложенной функции напряжения проводилась при помощи независимых численных результатов. Проверка была проведена для узлов с различными размерами поясов и марок стали S420 и S600. Результаты показали, что функция хорошо согласуется с численными результатами, как видно из Рис. 7, где FEM и CSF обозначают численные результаты и предложенную функцию соответственно.

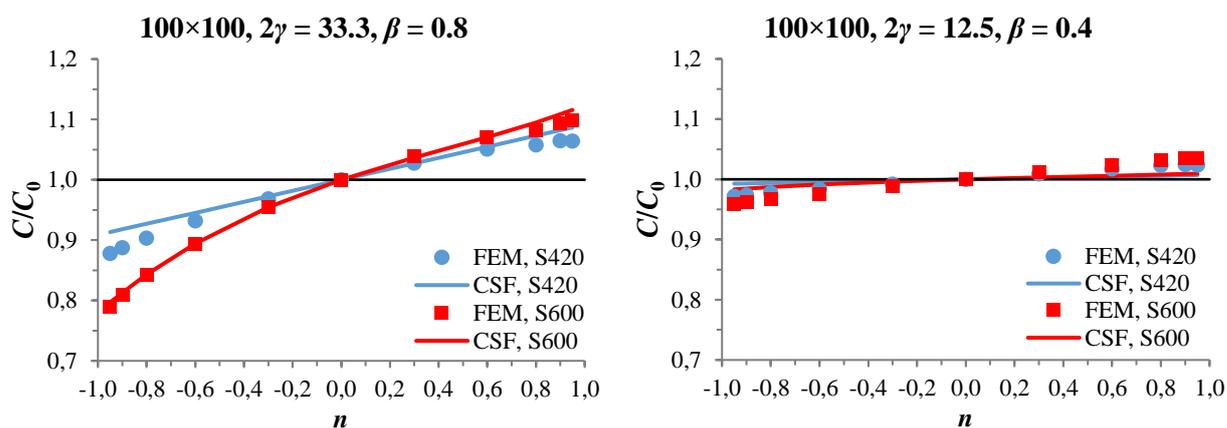


Рис. 7. Валидация предложенной функции напряжения.

Работа узлов из высокопрочных сталей

Расчет трубных узлов из высокопрочных сталей осложняется понижающими коэффициентами несущей способности узлов. Понижающие коэффициенты k_{HSS} определяется в соответствии с EN 1993-1-8:2005 [8] и EN 1993-1-12:2007 [21] в отношении марки стали пояса:

$$k_{HSS} = \begin{cases} 0.9, & 355 \text{ MPa} < f_{y0} \leq 460 \text{ MPa} \\ 0.8, & 460 \text{ MPa} < f_{y0} \leq 700 \text{ MPa} \end{cases} \quad (20)$$

Для определения целесообразности применения понижающих коэффициентов проводилась серия тестов. Испытания включали двадцать Т-образных узлов из высокопрочной стали при работе на изгиб в плоскости узла. Рассматривались узлы с $\beta = 0,67$ и $0,80$, три марки стали (S420, S500 и S700) и три типа сварных швов (угловые швы с катетом шва 6 мм и 10 мм и сварные швы $1/2v$). Детали узлов приведены в Таблице 1, где обозначение образцов для испытаний представлено в формате [сталь пояса]_[сталь раскоса]_[тип сварного шва]. Индекс WiPF обозначает роботизированную сварку. Все угловые сварные швы были меньше равнопрочных, что показано относительным катетом сварного шва $a_w/a_{w,fs}$. Теоретический расчет выполнялся с измеренными размерами сечений и свойствами сталей.

Таблица 1. Детали узлов.

Узел	b_0 [мм]	h_0 [мм]	t_0 [мм]	Сталь пояса	b_1 [мм]	h_1 [мм]	t_1 [мм]	β	Сталь раскоса	a_w [мм]	a_w / $a_{w,fs}$
S420_S420_a6				S420	100	100	8	0.67	S420		0.51
S500_S420_a6				S500	100	100	8	0.67	S420		0.51
S500_S500_a6				S500	100	100	8	0.67	S500		0.47
S700_S420_a6	150	150	8	S700	100	100	8	0.67	S420	6	0.51
S700_S500_a6				S700	100	100	8	0.67	S500		0.47
S700_S500_a6_WiPF				S700	100	100	8	0.67	S500		0.47
S700_S700_a6				S700	120	120	8	0.80	S700		0.45
S420_S420_a10				S420	100	100	8	0.67	S420		0.84
S500_S420_a10				S500	100	100	8	0.67	S420		0.84
S500_S500_a10				S500	100	100	8	0.67	S500		0.78
S700_S420_a10	150	150	8	S700	100	100	8	0.67	S420	10	0.84
S700_S500_a10				S700	100	100	8	0.67	S500		0.78
S700_S500_a10_WiPF				S700	100	100	8	0.67	S500		0.78
S700_S700_a10				S700	120	120	8	0.80	S700		0.76
S420_S420_1/2v				S420	100	100	8	0.67	S420		
S500_S420_1/2v				S500	100	100	8	0.67	S420		
S500_S500_1/2v				S500	100	100	8	0.67	S500	1/2v	-
S700_S420_1/2v	150	150	8	S700	100	100	8	0.67	S420		
S700_S500_1/2v				S700	100	100	8	0.67	S500		
S700_S700_1/2v				S700	120	120	8	0.80	S700		

Все двадцать испытаний проводились до полного разрушения образцов. Все узлы продемонстрировали четко выраженный изгиб стенки пояса (разрушение лицевой стороны пояса), что характерно для узлов с $\beta \leq 0,85$ (Рис. 8а). Экспериментально несущая способность соединений $M_{pl,exp}$ определялась как пересечение касательных, соответствующих начальной и тангенциальной жесткости, как показано на Рис. 8б.

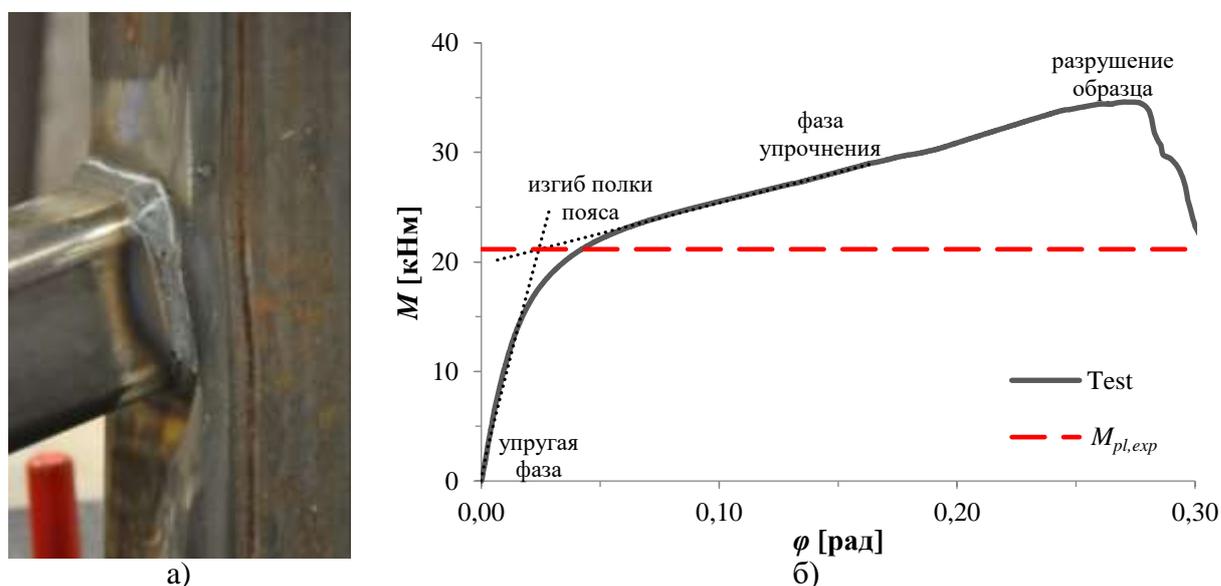


Рис. 8. Узел S420_S420_a6: а) изгиб полки пояса; б) определение несущей способности.

Экспериментальная несущая способность сравнивалась с теоретическим решением, которое представлено в EN 1993-1-8:2005 [8] следующей формулой:

$$M_{ip,1,Rd} = f_{y0} t_0^2 h_1 \left(\frac{1}{2\eta} + \frac{2}{\sqrt{1-\beta}} + \frac{\eta}{1-\beta} \right) \quad (21)$$

Сравнение теоретических и экспериментальных результатов приведено в Таблице 2. Как видно, все узлы с 10 мм угловыми швами ($a_w/a_{w,fs} = 0,76...0,84$) демонстрируют безопасные результаты: экспериментальное значение значительно превышает теоретическое значение с достаточным запасом прочности. Даже без понижающих коэффициентов теоретическое значение заметно недооценено. Очевидно, что для подобных узлов понижающие коэффициенты не требуются.

Работа узлов с 6-мм угловыми сварными швами ($a_w/a_{w,fs} = 0,45...0,51$) неоднозначна: экспериментальные результаты ниже прогнозируемых значений или выше их, но с небольшим запасом прочности. Отношение $M_{ip,1,Rd}/M_{pl,exp}$ превышает 1,0 лишь в двух случаях: S700_S420_а6 и S700_S500_а6 (оба имеют сталь пояса S700). Это означает, что уменьшение необходимо только для узлов с поясом, изготовленным из стали марки S700. Однако было установлено, что значение $k_{HSS} = 0,9$ является достаточным, вместо предложенного нормами консервативного значения 0,8. Для узлов из стали марки S500 и ниже понижение несущей способности не требуется. Касаемо соединений со стыковыми сварными швами, ни одно из них не показало удовлетворительных результатов, со средним значением $M_{ip,1,Rd}/M_{pl,exp} = 1,16$. При этом, при использовании понижающих коэффициентов все соединения показывают безопасную работу. Поэтому для соединений со стыковыми сварными швами понижающие коэффициенты требуются во всех случаях. Таблица 3 суммирует результаты определения понижающих коэффициентов для трех марок стали, наиболее часто используемых в строительстве.

Таблица 2. Сравнение экспериментальной и теоретической несущей способности.

Узел	β	$a_w / a_{w,fs}$	$M_{ip,1,Rd}$ [кНМ]	k_{HSS}	$M_{pl,exp}$ [кНМ]	$M_{ip,1,Rd} / M_{pl,exp}$	$k_{HSS} * M_{ip,1,R} / d / M_{pl,exp}$
S420_S420_a6	0.66	0.51	20.0	0.9	21.2	0.95	0.85
S500_S420_a6	0.67	0.51	24.1	0.8	24.3	0.99	0.79
S500_S500_a6	0.67	0.47	24.1	0.8	25.0	0.96	0.77
S700_S420_a6	0.67	0.51	30.1	0.8	27.7	1.09	0.87
S700_S500_a6	0.67	0.47	30.1	0.8	29.4	1.02	0.82
S700_S500_a6_WiPF	0.67	0.47	30.1	0.8	31.2	0.96	0.77
S700_S700_a6	0.80	0.45	52.6	0.8	61.2	0.86	0.69
Среднее						0.98	0.79
S420_S420_a10	0.67	0.84	20.1	0.9	31.6	0.64	0.57
S500_S420_a10	0.67	0.84	24.1	0.8	35.1	0.69	0.55
S500_S500_a10	0.67	0.78	24.1	0.8	37.2	0.65	0.52
S700_S420_a10	0.67	0.84	29.9	0.8	38.5	0.78	0.62
S700_S500_a10	0.67	0.78	30.1	0.8	45.5	0.66	0.53
S700_S500_a10_WiPF	0.67	0.78	30.0	0.8	37.6	0.80	0.64
S700_S700_a10	0.80	0.76	53.1	0.8	70.1	0.76	0.61
Среднее						0.71	0.58
S420_S420_1/2v	0.67	-	20.2	0.9	18.5	1.09	0.98
S500_S420_1/2v	0.67	-	24.2	0.8	21.1	1.15	0.92
S500_S500_1/2v	0.67	-	24.2	0.8	21.0	1.15	0.92
S700_S420_1/2v	0.67	-	30.0	0.8	24.2	1.24	0.99
S700_S500_1/2v	0.67	-	30.4	0.8	26.4	1.15	0.92
S700_S700_1/2v	0.81	-	54.6	0.8	46.8	1.17	0.93
Среднее						1.16	0.94

Таблица 3. Предложенные понижающие коэффициенты.

	Нормы	Результат, стыковые швы	Результат, угловые швы
S420	0.9	0.9	1.0
S500	0.8	0.8	1.0
S700	0.8	0.8	0.9

Наблюдаемая разница между экспериментальной несущей способностью узлов с различными типами сварных швов может быть объяснена значительным влиянием сварных швов. Угловые сварные швы увеличивают поперечное сечение раскоса в области соединения, увеличивая коэффициент β , что в конечном итоге увеличивает несущую способность узла. Это объясняет то, что самая низкая прочность наблюдалась для соединений со стыковыми сварными швами, в то время как наибольшая – для узлов с 10-миллиметровыми угловыми сварными швами. В то же время теоретическое решение не учитывает данный эффект и приводит к единому значению несущей способности узлов, независимо от типа и размера сварных швов. До

тех пор, пока влияние швов на работу узлов не включено в расчетные нормы, предлагаемые понижающие коэффициенты могут быть рекомендованы для расчета узлов соединений из высокопрочных сталей.

Влияние на работу узлов сварных швов

В настоящее время узлы из труб свариваются в основном с использованием двух типов швов: стыковых и угловых. Соединение с идеализированными стыковыми швами представлено на Рис. 9а. Стыковые швы сравнительно компактны и поэтому могут рассматриваться как часть сечения раскоса. С этой точки зрения можно предположить, что стыковые сварные швы не влияют на работу узлов.

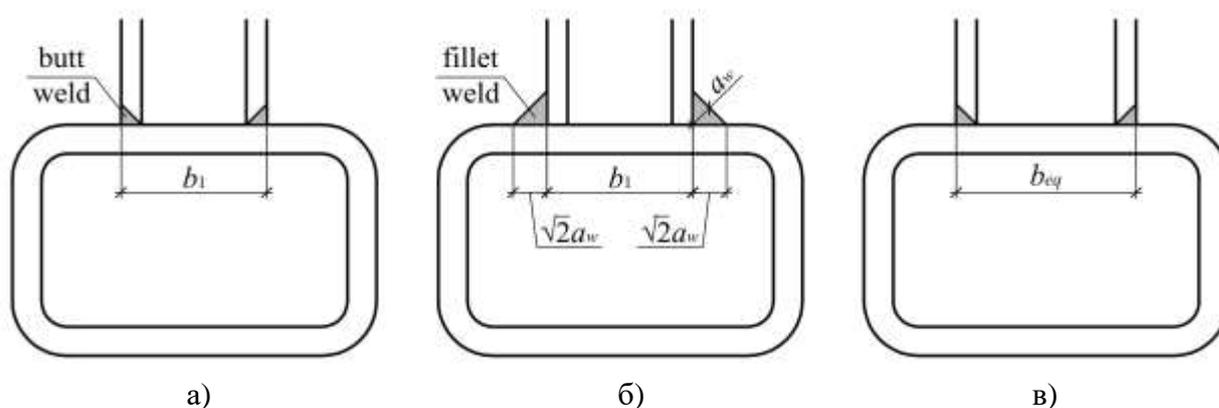


Рис. 9. а) Узел со стыковыми швами; б) узел с угловыми швами; в) эквивалентный узел со стыковыми швами.

В противоположность стыковым, угловые швы увеличивают поперечное сечение раскоса в области соединения, увеличивая одновременно коэффициент β , как показано на Рис. 9б. Увеличение β увеличивает несущую способность и жесткость узла по сравнению с соединением с той же геометрией и стыковыми сварными швами. Такое улучшение свойств особенно заметно для соединений с равнопрочными сварными швами, которые характеризуются очень большим катетом шва.

Влияние угловых сварных швов на работу узлов было оценено экспериментально при действии момента в плоскости узла. Сравнивалась работа узлы с идентичной геометрией и свойствами сталей, но разными швами: стыковыми с полным проплавлением, угловыми с катетом шва 6 мм и

угловыми с катетом шва 10 мм. Было установлено, что узлы с угловыми швами 10 мм имели несущую способность в 1,61 раз выше, чем соответствующие узлы со стыковыми швами. Аналогичный показатель для начальной жесткости составил 1,63. Графически данные результаты показаны на Рис. 10а, где $1/2v$, а6 и а10 соответствует узлу со стыковыми швами, угловыми швами с катетом 6 мм и угловыми швами с катетом 10 мм.

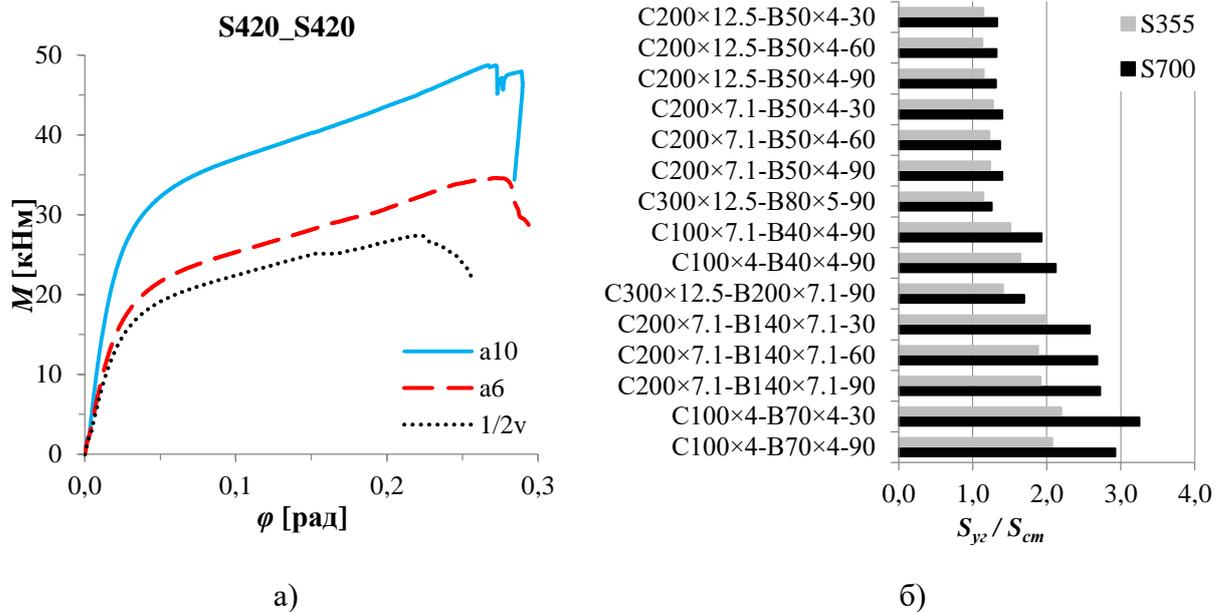


Рис. 10. Работа узла с различными типами сварных швов: а) экспериментальное исследование; б) конечно-элементное исследование.

Также влияние сварных швов оценивалось численно методом конечных элементов. Анализировалась начальная поворотная жесткость Y-образных узлов со стыковыми и равнопрочными угловыми сварными швами. Результаты представлены на Рис. 10б, где представлен коэффициент S_{yz} / S_{cm} (начальная жесткость узла с угловым сварным швом по отношению к узлу со стыковым швом) для марок стали S355 и S700. Узлы расположены в порядке возрастания коэффициента β . Как видно, угловые сварные швы значительно увеличивают начальную жесткость узлов, более чем в 2 раза для S355 и более чем в 3 раза для S700. Очевидно, пренебрежение влиянием сварных швов может привести к очень консервативным результатам расчета трубных соединений.

Для учета влияния сварных швов на начальную жесткость узлов была предложена следующее решение. Предполагалось, что узел с угловыми швами можно рассматривать как стыковой узел с эквивалентной шириной $b_{eq} > b_1$, так что оба шва имеют одинаковую начальную жесткость (Рис. 9в). Эквивалентная ширина рассчитывалась как

$$b_{eq} = b_1 + 2\sqrt{2}a_w \cdot k_{fw} \quad (22)$$

где k_{fw} – коэффициент корреляции:

$$k_{fw} = \begin{cases} 0.6, & S355 \\ 0.7, & S700 \end{cases} \quad (23)$$

Таким образом, окончательное уравнение для эквивалентной ширины можно представить в виде

$$b_{eq} = \begin{cases} b_1 + 1.7a_w, & S355 \\ b_1 + 2.0a_w, & S700 \end{cases} \quad (24)$$

Влияние на работу узлов начальных несовершенств

В этом разделе исследуется влияние начальных несовершенств на работу узлов. Влияние начальных геометрических несовершенств было исследован с помощью КЭ-анализа. Так как деформация узла определяется деформацией пояса (изгиб лицевой стороны пояса и выпучивание боковых стенок пояса), в работе рассматривались только локальные несовершенства пояса. Измерялись несущая способность и начальная жесткость узлов в двух случаях нагружения: при изгибе в плоскости и осевом нагружении. Несовершенства моделировались с использованием традиционного для тонкостенных профилей подхода, когда формы потери устойчивости масштабируются в соответствии с допустимыми допусками и прикладываются к модели с идеальной геометрией. Формы потери устойчивости были получены из линейного расчета на устойчивость и были приложены в наиболее неблагоприятной конфигурации. Амплитуда допусков определялась в соответствии с EN 10219-2:2006 [22], который ограничивает вогнутость и выпуклость холодногнутой труб величиной $\varepsilon_0 = 0,8\%$.

Было проведено несколько параметрических исследований, в которых оценивалось влияние первоначальных несовершенств путем сравнения узлов с совершенной и несовершенной геометрией. Геометрические несовершенства продемонстрировали небольшое отрицательное влияние на работу узлов, как показано на Рис. 11. Эффект был более выражен для узлов со сравнительно тонкими стенками, но не зависел от предела текучести стали и размера раскоса. Максимальное наблюдаемое уменьшение несущей способности составило 3% и 5% соответственно для изгиба в плоскости и осевого нагружения. Начальная жесткость уменьшилась соответственно на 4% и 7%. Эти результаты позволяют сделать вывод о том, что геометрические несовершенства не оказывают серьезного влияния на работу сварных Т-образных узлов, рассмотренных в работе.

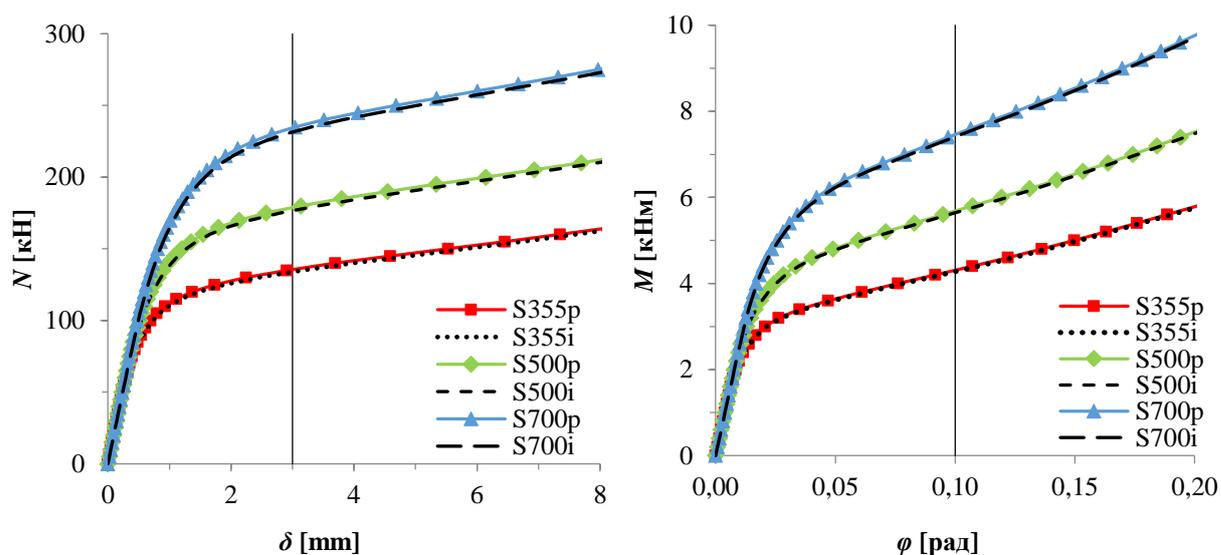


Рис. 11. Влияние начальных геометрических несовершенств на работу узлов.

Остаточные сварные напряжения были исследованы численно с помощью Abaqus Welding Interface, который представляет собой плагин для моделирования процесса сварки. Модель с полученными сварочными остаточными напряжениями рассматривалась рассчитывалась в Abaqus при изгибе в плоскости узла и осевой нагрузке. Были проанализированы сварочные последовательности, которые чаще всего используются для соединений сварных узлов. Результаты показали, что рассматриваемые сварочные последовательности привели к одинаковому распределению

сварочных остаточных напряжений в соединении. Кроме того, все рассмотренные последовательности приводили к одинаковой работе узлов, с одинаковым несущей способностью и начальной жесткостью при изгибе в плоскости и осевой нагрузке. Для уменьшения трудоемкости численного расчета была предложена идеализированная последовательность сварки, когда весь сварной шов выполняется одновременно. Эта последовательность позволила сократить время вычисления более чем в четыре раза по сравнению с другими рассмотренными последовательностями.

Проведенные параметрические анализы продемонстрировали положительный эффект остаточных напряжений в отношении их несущей способности узлов, до 19% в случае с моментной нагрузкой и до 17% в случае с продольным нагружением, как показано на Рис. 12. В то же время остаточные напряжения уменьшили начальную поворотную и осевую жесткость на 5-14%. Проведенный сравнительный анализ показал, что положительный эффект обусловлен не деформациями после сварки, а самими остаточными напряжениями. Результаты показали, что остаточные напряжения не повышают несущую способность соединений, а лишь откладывают начало развития пластических деформаций. Это позволяет узлам противостоять дополнительной нагрузке в упругой фазе работы.

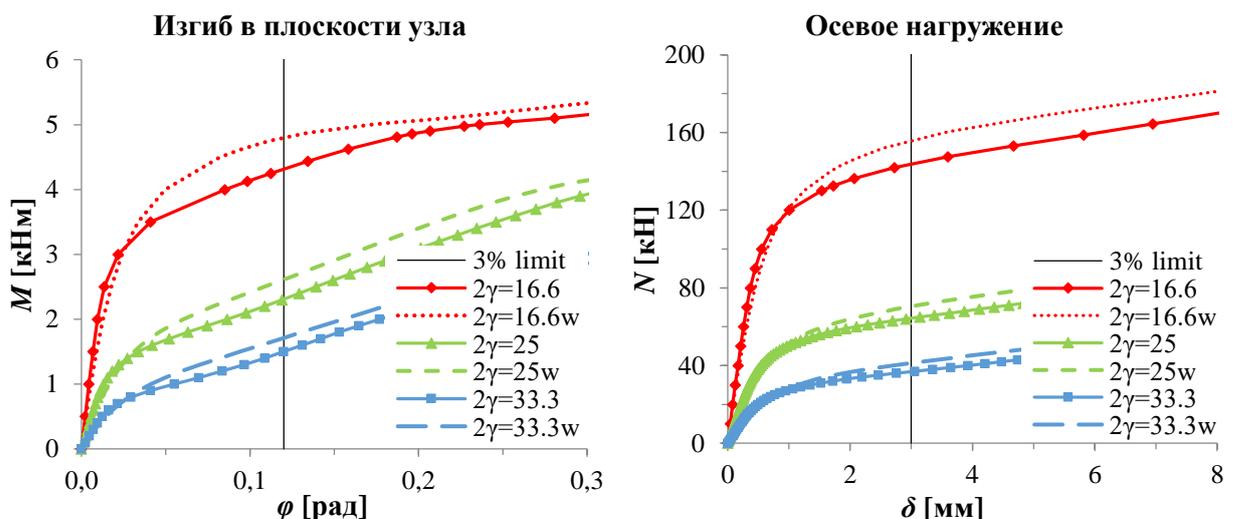


Рис. 12. Влияние остаточных сварных напряжений на работу узлов.

В действительности, остаточные напряжения сварки всегда присутствуют в трубчатых соединениях и, очевидно, не могут быть исключены. Полученные результаты демонстрируют разницу между двумя подходами к численному моделированию работы трубчатых узлов, один из которых учитывает сварные напряжения, а другой нет. Пренебрежение сварочными напряжениями занижает несущую способность соединений, обеспечивая при этом дополнительный запас прочности. В то же время наблюдаемая недооценка не столь велика, чтобы серьезно влиять на точность результатов. Учитывая значительные вычислительные усилия, необходимые для моделирования сварочных напряжений, они могут не учитываться при проектировании трубчатых соединений.

Суррогатное моделирование

Иногда оптимизация трубчатых конструкций требует, чтобы их механические свойства рассчитывались максимально быстро. В отсутствие аналитического решения суррогатное моделирование может служить надежным решением для таких задач. В работе была разработана суррогатная модель начальной поворотной жесткости соединений Y-образных узлов из труб квадратного сечения. В исследовании рассматривались только стыковые сварные соединения, которые соответствовали требованиям расчетных норм и были изготовлены из холодногнутой трубы.

В суррогатном моделировании использовался плагин ooDACE для Matlab, который был разработан для построения метамоделей методом Кригинга. Модель рассматривалась как функция четырех независимых переменных, соответствующих геометрии узла. Базовые точки выбирались таким образом, чтобы равномерно охватить весь рассматриваемый диапазон сечений. Значения базовых точек (начальная жесткость) были рассчитаны численно с использованием КЭ-модели. Первые попытки оказались безуспешными и привели к отрицательной жесткости для некоторых узлов, как показано на Рис. 13а, где C обозначает начальную жесткость. Проблема была решена

путем реализации т.н. «псевдо» точек, которые стабилизировали работу модели путем введения дополнительных граничных условий, как показано на Рис. 13б. «Псевдо» точки вычислялись вручную в MS Excel, экстраполируя и интерполируя значения базовых точек при помощи полиномиальных регрессий. Эта методика позволила значительно увеличить количество базовых точек без затратных КЭ-анализов.

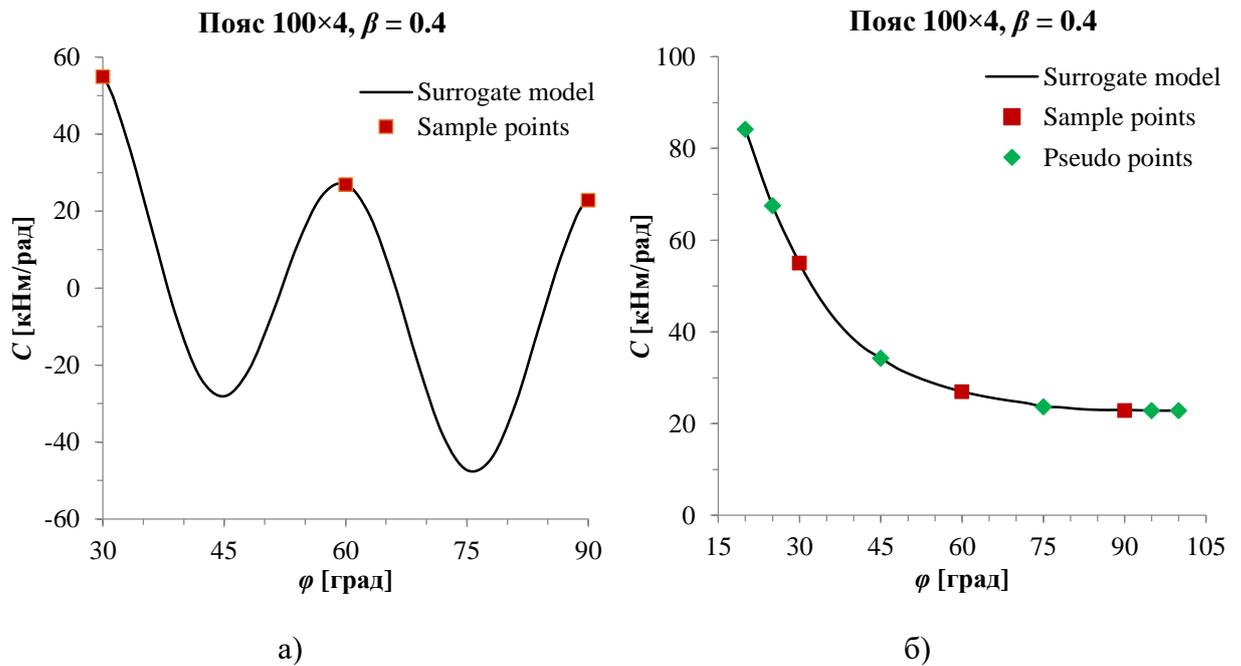


Рис. 13. Работа суррогатной модели: а) без «псевдо» точек; б) с «псевдо» точками.

Разработанная модель была протестирована с использованием набора независимых контрольных точек. Модели продемонстрировала хорошую корреляцию с численными результатами, показав коэффициент детерминации $R^2 = 0,99$, среднюю ошибку 4% и максимальную ошибку 16%. Поскольку модель основана на методе Кригинга, она работает точно только для узлов внутри области базовых точек. Вне данной области расчет жесткости является неточным. Построенная модель доказала, что суррогатное моделирование может эффективно служить надежным инструментом для решения технических задач, для которых отсутствует теоретическое решение.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

1. Предложен метод для комплексного анализа Т-образных сварных узлов из труб квадратного поперечного сечения, включая расчет несущей способности и начальной жесткости при действии трех основных компонентов нагружения, с учетом влияния размера сварных швов.
2. Предложены понижающие коэффициенты для расчета несущей способности узлов из высокопрочных сталей.
3. Доказано отсутствие необходимости при расчете учета начальных несовершенств, таких как геометрические несовершенства и остаточные сварные напряжения.
4. Разработана суррогатная модель для оперативного нахождения начальной жесткости Y-образных узлов из труб квадратного сечения.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Weynand K., Jaspart J.-P. Extension of the component method to joints in tubular construction // Tubul. Struct. IX Proc. Ninth Int. Symp. Euroconference, Dusseldorf, Ger. 3-5 April 2001 / ed. Puthli R.S., Herion S. Rotterdam: Balkema, 2001. P. 517–524.
2. Jaspart J.-P. et al. Development of a full consistent design approach for bolted and welded joints in building frames and trusses between steel members made of hollow and / or open sections – Application of the component method. Volume 1 – Practical guidelines. CIDECT Report: 5BP-4/05, 2005.
3. Weynand K. et al. Component method for tubular joints. CIDECT Report 16F – 3/15, 2015.
4. Wardenier J. Hollow section joints. Delft: Delft University of Technology, 1982.
5. Jaspart J.-P. et al. Development of a full consistent design approach for bolted and welded joints in building frames and trusses between steel

- members made of hollow and / or open sections – Application of the component method. Volume 2 – Progress of the scientific activities. CIDECT Report: 5BP-4/05, 2005.
6. Boel H. Buckling length factors of hollow section members in lattice girders. Master Thesis. Eindhoven: Eindhoven University of Technology, 2010.
 7. Snijder H.H. et al. Buckling length factors for welded lattice girders with hollow section braces and chords // Proc. 6th Eur. Conf. Steel Compos. Struct. (Eurosteel 2011), 31 August - 2 Sept. 2011, Budapest, Hungary / ed. Dunai L. et al. Brussels: ECCS, 2011. P. 1881–1886.
 8. CEN. Eurocode 3: Design of steel structures – Part 1-8: Design of joints (EN 1993-1-8:2005). Brussels, 2005.
 9. Rondal J. et al. Structural stability of hollow sections. Köln: Verlag TÜV Rheinland GmbH, 1992.
 10. Hornung U., Saal H. A method for calculating the out-of-plane buckling length of diagonals of truss girders with hollow sections and K-joints // J. Constr. Steel Res. 1998. Vol. 46, № 1–3. P. 489.
 11. Galambos T. V. Guide to stability design criteria for metal structures. 5th ed. John Wiley & Sons, 1998.
 12. Haakana Ä. In-plane buckling and semi-rigid joints of tubular high strength steel trusses. Master of Science Thesis. Tampere: Tampere University of Technology, 2014.
 13. Havula J. et al. Experimental research of welded tubular HSS T-joints, welding times and moment resistances // IIW Int. Conf. High Strength Mater. – Challenges Appl. 2-3 July 2015, Helsinki, Finl. 2015.
 14. Christitsas A.D. et al. FEM analysis of conventional and square bird-beak SHS joint subject to in-plane bending moment — experimental study // J. Constr. Steel Res. 2007. Vol. 63, № 10. P. 1361–1372.
 15. Mang F., Bucak Ö. Hohlprofilkonstruktionen // Stahlbauhandbuch, Stahlbau-

Verlag-GmbH Köln. 1982.

16. Kanatani H. et al. Bending tests on T-joints of RHS chord and RHS or H-shape branch. CIDECT Programme 5AF, 1981.
17. Zhao X.-L., Hancock G.J. T-joints in rectangular hollow sections subject to combined actions // J. Struct. Eng. 1991. Vol. 117, № 8. P. 2258–2277.
18. Becque J., Wilkinson T. The capacity of grade C450 cold-formed rectangular hollow section T and X connections: An experimental investigation // J. Constr. Steel Res. Elsevier Ltd, 2017. Vol. 133. P. 345–359.
19. Nizer A. et al. Experimental and numerical assessment of RHS T-joints subjected to brace and chord axial forces // Steel Constr. 2016. Vol. 9, № 4. P. 315–322.
20. Davies G., Crockett P. The strength of welded T-DT joints in rectangular and circular hollow section under variable axial loads // J. Constr. Steel Res. 1996. Vol. 37, № 1. P. 1–31.
21. CEN. Eurocode 3: Design of steel structures – Part 1-12: Additional rules for the extension of EN 1993 up to steel grades S 700 (EN 1993-1-12: 2007). Brussels, 2007.
22. CEN. Cold formed welded structural hollow sections of non-alloy and fine grain steels. Part 2: Tolerances, dimensions and sectional properties (EN 10219-2:2006). Brussels, 2006.

СПИСОК РАБОТ, ОПУБЛИКОВАННЫХ ПО ТЕМЕ НАУЧНО-КВАЛИФИКАЦИОННОЙ РАБОТЫ (ДИССЕРТАЦИИ)

Публикации в изданиях, рецензируемых ВАК

1. Garifullin M., Bronzova M., Heinisuo M., Mela K., Pajunen S. Cold-formed RHS T joints with initial geometrical imperfections. *Magazine of Civil Engineering*. 2018. No. 4(80). Pp. 81–94.

2. Garifullin M.R., Barabash A.V., Naumova E.A., Zhuvak O.V., Jokinen T., Heinisuo M. Surrogate modeling for initial rotational stiffness of welded tubular joints. *Magazine of Civil Engineering*. 2016. No. 3. Pp. 53–76.
3. Гарифуллин М.Р., Наумова Е.А., Жувак О.В., Барабаш А.В., Суррогатное моделирование в строительстве // Строительство уникальных зданий и сооружений. 2016. №2 (41). С. 118-132.

Публикации в других изданиях

1. Garifullin M., Launert B., Heinisuo M., Pasternak H., Mela K., Pajunen S. Effect of welding residual stresses on local behavior of rectangular hollow section joints. Part 1 – Development of numerical model. *Bauingenieur*. 2018. Vol. 93, No. April. Pp. 152–159.
2. Garifullin M., Launert B., Heinisuo M., Pasternak H., Mela K., Pajunen S. Effect of welding residual stresses on local behavior of rectangular hollow section joints. Part 2 – Parametric studies. *Bauingenieur*. 2018. Vol. 93, No. May. Pp. 207–213.
3. Havula J., Garifullin M., Heinisuo M., Mela K., Pajunen S. Moment-rotation behavior of welded tubular high strength steel T joint. *Engineering Structures*. 2018. Vol. 172. Pp. 523–537.
4. Garifullin M., Pajunen S., Mela K., Heinisuo M. 3D component method for welded tubular T joints. *Tubular Structures XVI: Proceedings of the 16th International Symposium for Tubular Structures (ISTS 2017, 4-6 December 2017, Melbourne, Australia)* / ed. Heidarpour A., Zhao X.-L. London: Taylor & Francis Group, 2018. Pp. 165–173.
5. Garifullin M., Vatin N., Jokinen T., Heinisuo M. Numerical solution for rotational stiffness of RHS tubular joints. *Advances and Trends in Engineering Sciences and Technologies II* / ed. Al Ali, Mohamad, Platko P. London: Taylor & Francis Group, 2017. Pp. 81–86.

6. Garifullin M., Pajunen S., Mela K., Heinisuo M., Havula J. Initial in-plane rotational stiffness of welded RHS T joints with axial force in main member. *Journal of Constructional Steel Research*. 2017. Vol. 139. Pp. 353–362.
7. Heinisuo M., Garifullin M., Jokinen T., Tiainen T., Mela K. Surrogate modeling for rotational stiffness of welded tubular Y-joints. *Connections in Steel Structures VIII* / ed. Carter C.J., Hajjar J.F. Chicago, Illinois: American Institute of Steel Construction, 2016. Pp. 285–294.
8. Garifullin M., Bronzova M., Jokinen T., Heinisuo M., Kovačič B. Effect of fillet welds on initial rotational stiffness of welded tubular joints. *Procedia Engineering*. 2016. Vol. 165. Pp. 1643–1650.
9. Garifullin M., Pajunen S., Mela K., Heinisuo M. Initial rotational stiffness of tubular joints with axial force in chord. *Rakenteiden Mekaniikka (Journal of Structural Mechanics)*. 2017. Vol. 50, No. 3. Pp. 309–312.
10. Bronzova M., Garifullin M., Mela K., Pajunen S., Heinisuo M. Effect of axial force in main member on initial axial stiffness of tubular joints. *Proceedings of the METNET Seminar 2017 in Cottbus* / ed. Viridi K., Tenhunen L. Hämeenlinna, Finland: Häme University of Applied Sciences (HAMK), 2017. Pp. 25–29.

Аспирант _____ Гарифуллин М.Р.
(подпись)