

DOI: 10.34031/2071-7318-2026-11-7-49-57

Сунь Г.

Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н. Ельцина

E-mail: guofeng.sun@mail.ru

ПРОЕКТИРОВАНИЕ БОЛТОВЫХ ФЛАНЦЕВЫХ СОЕДИНЕНИЙ В УСЛОВИЯХ РАЗВИТИЯ ПЛАСТИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ

Аннотация. Болтовые фланцевые соединения достаточно часто используются в стальных конструкциях при соединении балки с колонной или балок друг с другом. Объект исследования – работа болтовых фланцевых соединений в условиях статических нагрузок. Описан метод проектирования болтовых фланцевых соединений при локальном развитии пластической деформации во фланце или в полке колонны за счет нелинейности геометрии и нелинейности работы стали. В разработанной методике учитываются три возможных разрушающих механизма фланцевых соединений. Принята эквивалентная аналитическая модель для выражения свойств болтовых фланцевых соединений балки с колонной с открытыми профилями. Разработаны методики расчета несущей способности и изгибной жесткости таких соединений при развитии локальной пластической деформации, и также для оформления зависимости между моментом и углом поворота, которая принята для выражения механического свойства соединения на разных деформационных стадиях. Проведено численное исследование для верификации точности и эффективности разработанной методики, результат которого свидетельствует о достаточно высокой точности выполненных экспериментов. На основании полученных результатов можно сделать вывод о том, что использование разработанной методики позволяет точно определить работу фланцевых соединений и эффективно их проектировать, учитывая развитие пластической деформации.

Ключевые слова: стальные конструкции, болтовые фланцевые соединения, пластическая деформация, изгибная жесткость, несущая способность, предельная деформация.

Введение. В России есть запрос на скорость, экологичность и качество строительства, которые не всегда может гарантировать монолит. С другой стороны, согласно национальному проекту «Жилье и городская среда» к 2030 г. в сегменте массового жилищного строительства должно возводиться 80 млн. м² ежегодно (сейчас возводится менее 50 млн. м² в год) [1]. Применение стальных конструкций отвечает требованиям к скорости и качеству возведения. При этом для соединения балки с колонной часто используют болтовые фланцевые соединения (ФС).

Анализ научных исследований работы ФС в России показал следующее. В работах [2–4] проведено экспериментальное исследование работоспособности ФС при действии монотонных нагрузок, как несущая способность, жесткость и работа высокопрочных болтов с учетом начального зазора. В работах [5, 6] проведено численное исследование жесткости ФС, которое показало, что наибольшее влияние на угол поворота опорного сечения балки оказывает жесткость колонны, наименьшее – болты. В работах [7, 8] выполнено теоретическое исследование начальной изгибной жесткости и прочности ФС. Результаты проанализированных работ свидетельствуют о том, что ФС обладают хорошей работоспособностью. Однако, практически отсутствуют исследования, связанные с изучением работы ФС при развитии пластической деформации.

В нормe EN 1993-1-14 представлен метод «The continuous strength method» (CSM) для определения разрушения поперечного сечения в моделях конечных элементов балок посредством применения пределов деформации. В работе [9] рассматривается элемент на изгиб в стальных соединениях путем полной характеристики его нелинейной работы и предлагаются критерии прочности конструкции с использованием CSM. В работе [10] CSM применяется к уточненным моделям пластического шарнира для включения эффектов деформационного упрочнения в пластине и эффектов локального выпучивания в тонких поперечных сечениях путем регулирования прочности и деформируемости сечения. В работе [11] исследуется распространение CSM на проектирование стальных двутавровых сечений при повышенных температурах. В работе [12] предлагается новый метод, включающий деформационное упрочнение и диффузию пластичности для расчета несущей способности колонн и балок с выступами, основанный на принципах CSM. Эти исследования показывают, что CSM является эффективным практическим инструментом проектирования.

Целью данной работы является разработка метода расчета ФС путем комбинирования компонентного метода из EN1993-1-8 и CSM для прогнозирования изгибной жесткости и несущей

способности. На основании компонентного метода ФС разделено на несколько Т-образных элементов. Механическое свойство каждого Т-образного элемента прогнозируется с использованием CSM, что позволяет комплексно прогнозировать поведение ФС при развитии пластической деформации за счет нелинейности геометрии и нелинейности работы стали.

Материалы и методы. На рис. 1 показан процесс разделения ФС на несколько отдельных Т-образных элементов.

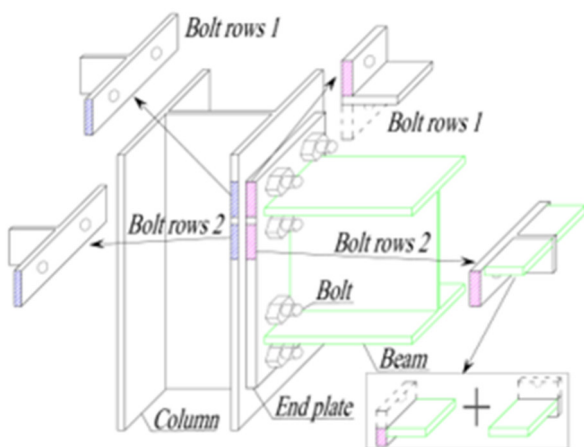


Рис. 1. Разделение ФС на несколько отдельных Т-образных элементов

В работах [13] представлена механическая модель для исследования ФС, показанная на рис.2.

При расчете приняты следующие предположения:

1. Равномерное распределение внутренних растягивающих усилий на болтах;

2. Работа болтов на центральное растяжение;

3. Работа ФС при действии изгибающих моментов без другого вида силы;

4. Сечение балки, которое прикреплено к фланцу, абсолютно жесткое;

5. Вращательная ось расположена в геометрическом центре групп болтов;

6. Не учитывается дополнительный момент на болтах, который возникает от практического перемещения болтов к центру полки балки.

В работе [7] разработана методика расчета начальной изгибной жесткости. В работе [7, 14] подчеркнуто, что к механизмам разрушения ФС относятся следующие три типа разрушений, показанные на рис. 3:

– когда во фланце полностью разрушен пластический шарнир (Type-1),

– когда разрыв болтов при частичном разрушении пластического шарнира во фланце (Type-2),

– когда разрыв болтов (Type-3).

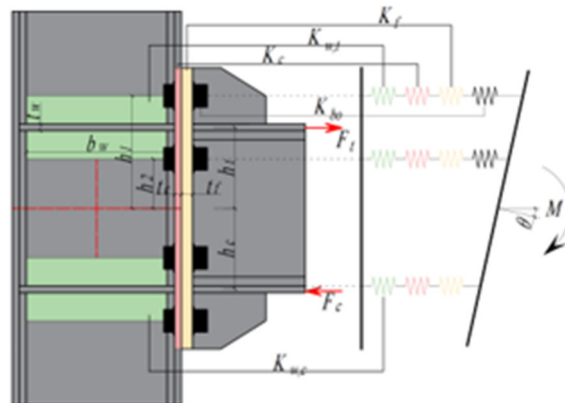


Рис. 2. Аналитическая модель ФС

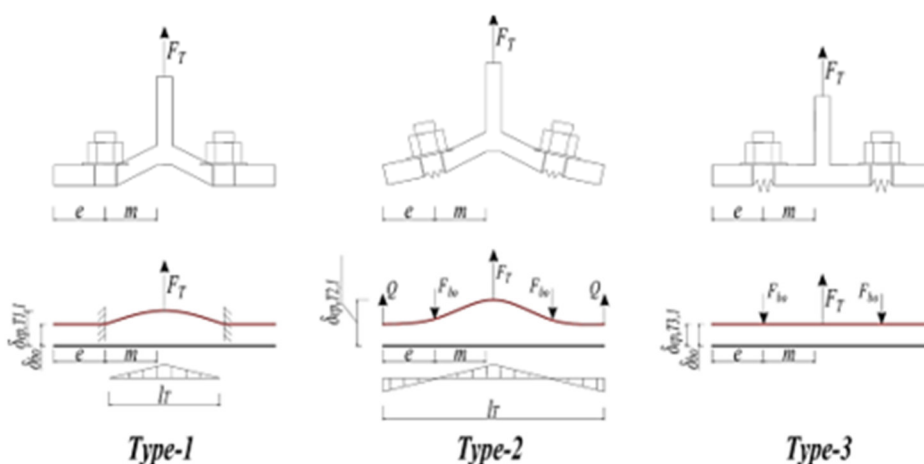


Рис. 3. Аналитическая модель Т-образного элемента

В норме EN1993-1-8 [14] начальная изгибная жесткость S_{ini} определяется по формулам (1-5)

$$S_{ini} = \frac{E_y h_b^2 k_{eq}}{\mu_s} \quad (1)$$

$$\mu_s = \begin{cases} 1 & , M \leq M_y \\ (M / M_y)^{2.7} & , M_y < M \end{cases} \quad (2)$$

$$k_{eq} = \sum_i k_{eq,i} h_i / h_{eq} \quad (3)$$

$$k_{eq,i} = 1 / \sum_j 1/k_j \quad (4)$$

$$h_{eq} = \sum_i k_{eq,i} h_i^2 / \sum_i k_{eq,i} h_i \quad (5)$$

где M – момент, действующий на соединении; M_y – момент при текучести; k_{eq} – эквивалентный коэффициент жесткости целого соединения; $k_{eq,i}$ – эквивалентный коэффициент жесткости i -пары болтов; k_j – эквивалентный коэффициент жестко-

сти j -элемента; h_{eq} – расчетное плечо; h_i – расстояние от i -пары болтов до нейтральной оси; h_b – высота балки; μ_s – отношение пластической жесткости к начальной жесткости; E_y – модуль упругости.

В табл.1 приведены формулы для расчета начальной жесткости ФС.

Таблица 1

Расчет начальной жесткости ФС

№ п/п	Элемент ФС	Формулы
1.	Начальная жесткости зоны на растяжение	$S_{ini,t} = E_y h_t^2 / \left(\frac{1}{k_{bo}} + \frac{1}{k_{cw,t}} + \frac{1}{k_f} + \frac{1}{k_{cf}} \right) \quad (6)$
2.	Начальная жесткости зоны на сжатие	$S_{ini,c} = E_y h_c^2 / \left(\frac{1}{k_{cw,c}} + \frac{1}{k_p} + \frac{1}{k_{cf}} \right) \quad (7)$
3.	Болт на растяжение	$k_{bo} = 8 A_{bo} / l_{bo} \quad (8)$
4.	Стенка колонны на растяжение	$k_{cw,t} = 4 A_{cw,t} / d_c \quad (9)$
5.	Внешняя зона фланца на изгиб (Туре-1)	$k_{p,1} = 1 / \left(\frac{m^3}{12 I_p} + \frac{l_{bo}}{22 A_{bo}} \right) \quad (10)$
6.	Внешняя зона фланца на изгиб (Туре-2)	$k_{p,2} = \frac{24 I_p (a + q)}{l_T^3 a} \quad (11)$
7.	Внешняя зона фланца на изгиб (Туре-3)	$k_{p,3} = k_{bo} \quad (12)$
8.	Внутренняя зона фланца на изгиб	$k_{p,i} = 12 (I_{p,1} / m_1^3 + I_{p,2} / m_2^3) \quad (13)$

где $S_{ini,t}$ – начальная жесткость зоны на растяжение; $S_{ini,c}$ – начальная жесткость зоны на сжатие; k_{bo} – коэффициент жесткости болта на растяжение; $k_{cw,t}$, $k_{cw,c}$ – коэффициент жесткости стенки колонны на растяжение и на сжатие, соответственно; k_p – коэффициент жесткости фланца на изгиб; k_{cf} – коэффициент жесткости полки колонны на изгиб; h_t – расстояние от полки колонны на растяжение до нейтральной оси; l_{bo} – удлинение болта; $A_{cw,t}$ – площадь поверхности растяжения стенки колонны при растяжении. I_p – момент инерции сечения фланца; m – расстояние от оси болта до поверхности полки балки; d_c – расчетная ширина стенки колонны, l_T – пролет Т-образного элемента; $I_{p,1}$, $I_{p,2}$ – момент инерции Т-

образных элемента внутренней зоны фланца, показано на рис.4; m_1 , m_2 – расстояние от оси болтов до стенки Т-образного элемента; $k_{p,1}$, $k_{p,2}$, $k_{p,3}$ – коэффициент жесткости внешней зоны фланца в соответствии с тремя механизмами разрушения (Туре-1, Туре-2, Туре-3); a , q – расчетные коэффициенты, определенные по формулам (14) и (15)

$$q = \frac{l_T^3 (3\alpha_T - 4\alpha_T^3)}{24} \quad (14)$$

$$a = \frac{l_{bo}}{(1/I_p + 1/I_{cf}) A_{bo}} \quad (15)$$

где $\alpha_T = e/l_T$ – коэффициент расчета Т-образного элемента; e – расстояние от оси болта до кромки фланца; I_{cf} – момент инерции полки колонны.

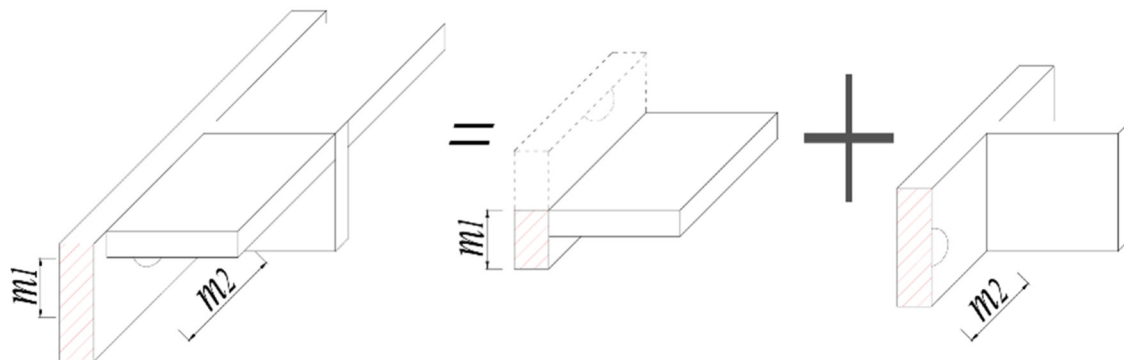


Рис. 4. Аналитическая модель внутренней зоны фланца

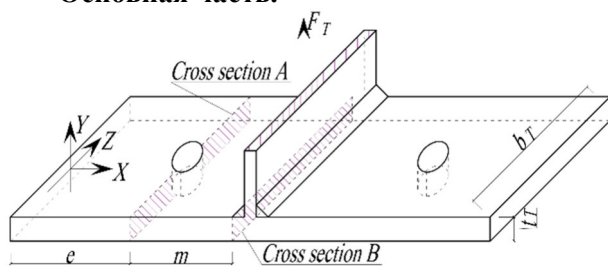
Основная часть.

Рис. 5. Аналитическая модель Т-образного элемента для анализа пластической деформации

Развитие пластической деформации приводит к изменению жесткости соединения. На рис. 5 показана механическая модель для анализа пластической деформации элементов на изгиб. В этой модели максимальная деформация находится в сечении В. Поэтому для определения зависимости между коэффициентом жесткости и деформацией изгибаемого элемента при развитии пластической деформации используются формулы (16)-(18).

$$k_{T,1}(\varepsilon) = 1 / \left(\frac{E_y m^3}{12(EI_T)_{mon}(\varepsilon)} + \frac{l_{bo}}{22A_{bo}} \right) \quad (16)$$

$$k_{T,2}(\varepsilon) = \frac{24(EI_T)_{mon}(\varepsilon)(a+q)}{aE_y l_T^3} \quad (17)$$

$$k_{T,3} = k_{bo} \quad (18)$$

где $(EI_T)_{mon}(\varepsilon)$ – изгибная жесткость сечения В при деформации ε , которая определена по формуле (19)

$$(EI_T)_{mon}(\varepsilon) = \frac{M_{T,x,mon}(\varepsilon) t_T}{\varepsilon} \quad (19)$$

где t_T – толщина Т-образного элемента; $M_{T,x,mon}(\varepsilon)$ – изгибающий момент при деформации ε , который определен по формуле (20)

$$M_{T,x,mon}(\varepsilon) = 2 \int_0^{t_T/2} \sigma_{mon}(\varepsilon) y dA_T \quad (20)$$

где A_T – площадь сечения В, показана на рис. 5; $\sigma_{mon}(\varepsilon)$ – зависимость между напряжением и деформацией стали, показанная на рис.6, которая определена по формуле (21)

$$\sigma_{mon}(\varepsilon) = \begin{cases} E_y \varepsilon & \text{при } 0 \leq \varepsilon \leq \varepsilon_y \\ f_y / \left(\frac{1}{C_1 \varepsilon / \varepsilon_y + C_2} + C_3 \right) & \text{при } \varepsilon_y \leq \varepsilon < \varepsilon_u \end{cases} \quad (21)$$

где ε_y – деформация стали при текучести; ε_u – деформация стали при разрушении; f_y – напряжение стали при текучести; C_1, C_2, C_3 – параметры материала, которые составляют -0.16, -1.18 и 1.71 соответственно.

Поэтому изгибающий момент $M_{T,x,mon}(\varepsilon)$ при использовании вышеописанной диаграммы стали определен по формуле (22)

$$M_{T,x,mon}(\varepsilon) = \begin{cases} \varepsilon E_y b_T t_T^2 / 6 & \text{при } 0 \leq \varepsilon \leq \varepsilon_y \\ b_T t_T^2 \beta / 2 & \text{при } \varepsilon_y < \varepsilon \leq \varepsilon_u \end{cases} \quad (22)$$

где b_T – ширина Т-образного элемента; β – коэффициент расчета момента за учет нелинейности геометрии и нелинейности работы стали, который определен по формуле (23)

$$\beta = \frac{\varepsilon_y}{C_1 \varepsilon} + \frac{C_3}{2} + \frac{C_2}{C_1^2} \left(\frac{\varepsilon_y}{\varepsilon} \right)^2 \ln \frac{C_2}{C_2 + C_1 \varepsilon / \varepsilon_y} \quad (23)$$

Подставив формулу (23) в формулы (16)–(19), можно получить пластическое свойство Т-образного элемента.

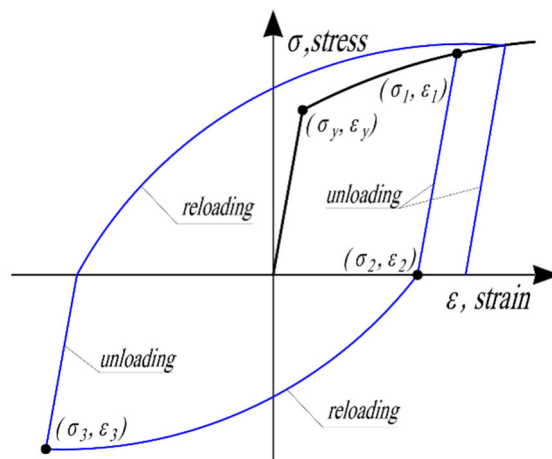


Рис. 6. Диаграмма работы стали из работы [15]

Для верификации точности разработанной методики на основании компонентного метода и CSM проведен численный расчет в программных комплексах ANSYS 22.2. Созданы 5 образцов ФС. Сталь ($f_y = 391.1 \text{ МПа}$ и $f_u = 559.1 \text{ МПа}$) балок, колонн, фланца и ребер жесткости близки по классу прочности. Для болтов выбрана высокопрочная сталь ($f_{bo,y} = 936 \text{ МПа}$ и $f_{bo,u} = 1040 \text{ МПа}$) по СП 16.13330.2016. Пятиэтажный стальной каркас был спроектирован в соответствии с СП 16.13330.2017 и СП 294.1325800.2017. Данный каркас послужил эталонным образцом, из которого были взяты рассматриваемые узлы балок и колонн в данной работе. Длина пролета балки и высота колонн были выбраны равными 6,0 м и 3,6 м соответственно, как показано на рис. 7. Сечение балки – типа 25Б1, а поперечное сечение колонн – типа 20К2 в соответствии с ГОСТ Р 57837-2017. Конструирование образца EPC-1 соответствует геометрическим параметру образцу EPC-1 эксперимента в работе [16]. Образец EPC-1 используется для оценки точности результатов численных расчетов и результата по разработанной методике при сравнении данных эксперимента. В табл. 2 показаны геометрические параметры образцов и расчетная несущая способность каждого элемента ФС. На рис.7 (а) и (б) показано расположение нагрузок и разделение ФС сетками.

Таблица 2

Результат расчета всех образцов

№ п/п	Идентификатор образца	t_f , mm	d_{bo} , mm	M_{bo} , kN·m	M_b , kN·m	M_p , kN·m	M_{ef} , kN·m
1.	<i>EPC-1</i>	20	20	-	-	-	-
2.	<i>T-1</i>	15	16	114	127	132	133
3.	<i>T-2</i>	20	16	114	127	74	133
4.	<i>T-3</i>	25	16	114	127	205	133
5.	<i>T-4</i>	35	16	114	127	403	133

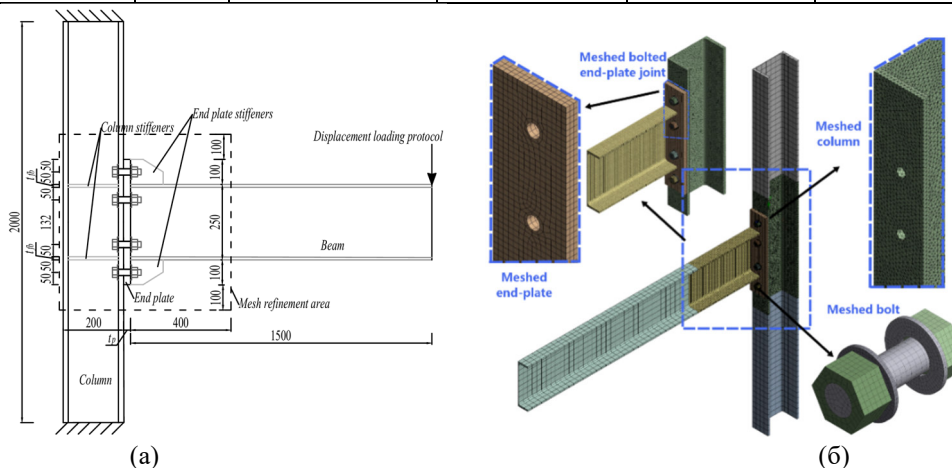


Рис. 7. 3-Д модель
а) расположение нагрузок, б) сетки 3-Д модели

Напряженно-деформированное состояние (НДС) ФС представлено на рис. 8. Как следует из рис. 8, НДС для пластической деформации фланца, полки колонны, стенки колонны и разрушения болта хорошо соответствуют результатам эксперимента. Во фланце появилась очевидная пластическая деформация, за которой последовало повреждение от растяжения болта, при этом максимальная деформация была сосредоточена в стержне болта.

На рис. 9 представлены результаты расчета. Механизмом разрушения является разрушение болта, что хорошо согласуется с экспериментальными данными. Кроме того, численные кривые демонстрируют хорошую сходимость с экспериментальными кривыми. На рис. 9. также показано отклонение результатов численных расчетов и результатов, полученного расчета по разработанной методике, по сравнению с данным эксперимента [16]. Для численного расчета отклонение в упругой стадии составляет 0,01 %, при этом при действии предельного угла поворота наблюдается значение 5.33%. В то же время для расчета по разработанной методике отклонение в упругой стадии составляет 0.04%, при этом при действии предельного угла поворота наблюдается значение 50%. Примечательно, что существует значительная разница между областями упругого и предельного момента. В экспериментальных условиях

нагружения отдельный болт подвергается дополнительным изгибающим моментам, и перемещение болтов имеют тенденцию смещаться к центру растянутой полки балки. Такое поведение фактически увеличивает плечо рычага Т-образного элемента, что приводит к заметному расхождению между расчетной несущей способностью фланца. Данная причина не учитывается в представленной методике.

Приступим к обсуждению ФС с разными механизмами разрушения. На рис. 10 показана зависимость между толщиной фланца и коэффициентом жесткости фланца, которая помогает отметить механизм разрушения ФС.

На рис. 12(а) сравниваются кривые зависимости $M-\theta$ образца Т-1, полученные численными расчетами и предлагаемым методом проектирования. Расчетные начальные жесткости составляют 9789 kN·m/rad (численный расчет) и 9410 kN·m/rad (разработанный метод). Их отношение составляет 1,04, что демонстрирует хорошую точность прогнозирования начальной жесткости. Несущая способность фланца определяет несущую способность соединения.

На рис. 12(б) показана хорошая сходимость двух кривых образца Т-3 с начальными жесткостями 13000 kN·m/rad (численный расчет) и 13435 kN·m/rad (разработанный метод). Их отношение составляет 0,97. Для ФС с механизмом разрушения Type-2 разработанный метод точно

прогнозирует поведение момента вращения, и спроектированные соединения могут безопасно выдерживать вращения до 0,04 rad.

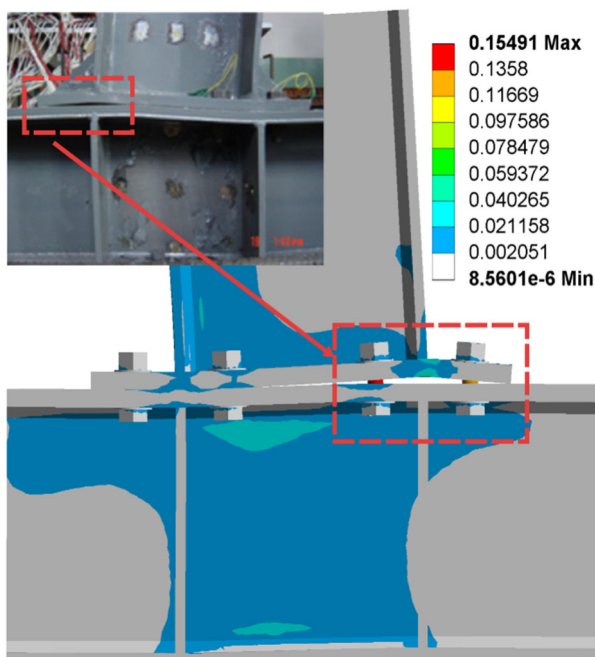


Рис. 8. НДС соединения и сравнение разрушения 3-Д модели с разрушением образца эксперимента

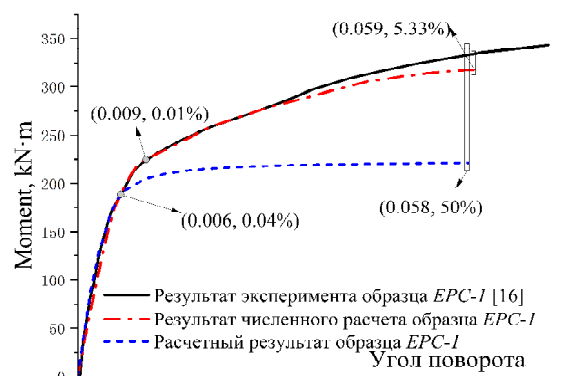


Рис. 9. Зависимость между моментом и углом поворота (М-θ) ФС

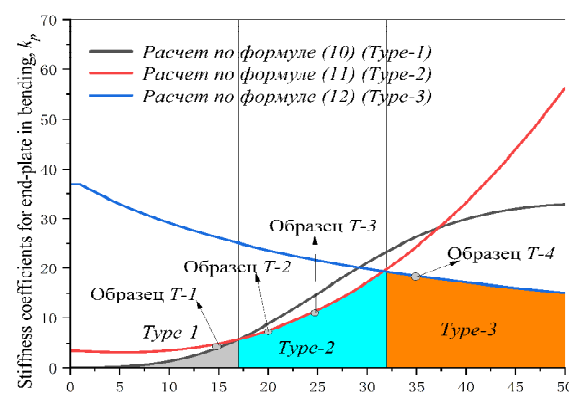


Рис. 11. Зависимость $t_p - k_p$

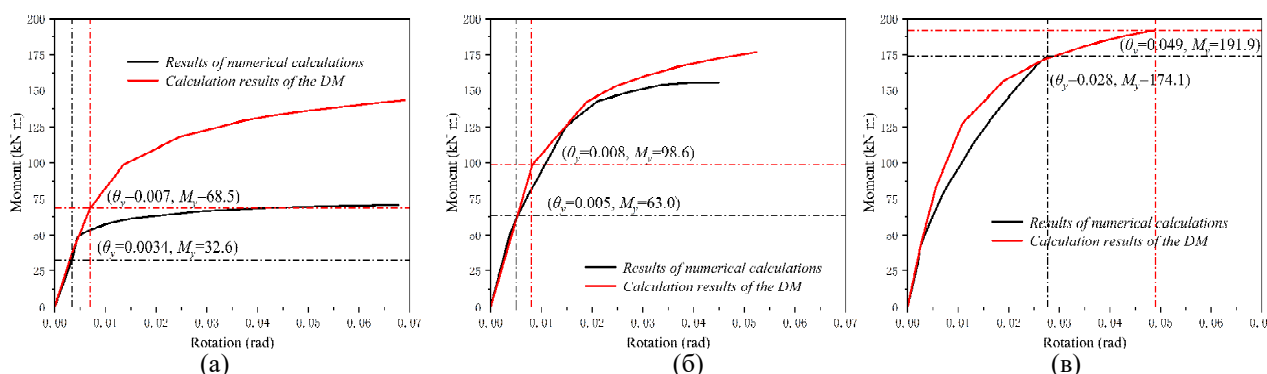


Рис. 12. Зависимость М-θ

(а) образец Т-1 (Туре-1); (б) образец Т-3 (Туре-2); (в) образец Т-4 (Туре-3)

На рис. 12(в) сравниваются две кривые образца Т-3, показывающие начальную жесткость 16472 kN·m/rad (численный расчет) и 14451 kN·m/rad (разработанный метод). Их отношение

составляет 0,97. Предельное отношение моментов составляет 0,99, что обеспечивает хорошее соответствие между численными и расчетными кривыми, что позволяет точно прогнозировать несущую способность ФС.

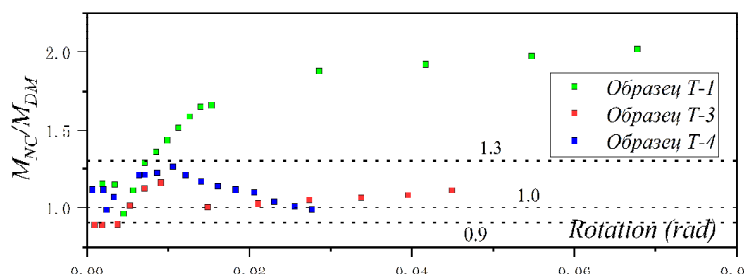


Рис.13. Зависимость между отношением M_{NC}/M_{DM} и углом поворота

Отношение предельного момента эксперимента к расчетному моменту на основании нормы EN1993-1-8 составляет 1,79 [17]. На рис. 13 показана зависимость между отношением момента (M_{NC}), полученного численного расчета, к моменту (M_{DM}), полученному по разработанной методике, и углом поворота.

– Для ФС с механизмом разрушения (Туре-1) среднее значение отношения M_{NC}/M_{DM} составляет 1,51, что свидетельствует об относительно консервативном подходе к проектированию.

– Для ФС с механизмом разрушения (Туре-2) среднее значение отношения M_{NC}/M_{DM} составляет 1,02, что указывает на повышение точности по сравнению с методом в норме EN1993-1-8.

– Для ФС с механизмом разрушения (Туре-3) среднее значение отношения M_{NC}/M_{DM} составляет 1,12, что свидетельствует о хорошей точности предлагаемого метода.

Вышеописанные результаты позволяют утверждать, что предлагаемый метод проектирования демонстрирует консервативный прогноз для ФС с механизмом разрушения (Туре-1) и повышенную точность для ФС с механизмом разрушения (Туре-2 и Туре-3) по сравнению с существующими нормами проектирования.

Выводы. В данной работе представлена механическая модель нелинейного свойства Т-образного элемента и болтовых фланцевых соединений балки с колонной с открытым двутавровым профилем. Разработана методика расчета, основанная на компонентном методе и «The continuous strength method», которая позволяет сделать следующие выводы:

1. Модель точно отражает нелинейное свойство Т-образного элемента в начальном состоянии;

2. Предложенная методика оценки нелинейного свойства болтовых фланцевых соединений дает результаты, которые хорошо согласуются с результатами современного численного моделирования и экспериментальных испытаний.

3. Применение пределов деформации, полученных с помощью «The continuous strength method», обеспечивает адекватный критерий для определения несущей способности и изгибной жесткости болтовых фланцевых соединений, устраняя ограничения эмпирических критериев, таких, как критерии, основанные на «The yield line theory».

4. Разработанный метод расчета позволяет преодолеть ограничения зависимости $M-\theta$, получаемой методами в норме EN1993-1-8. С помощью метода, описанного в данной работе, получена зависимость $M-\theta$, которая позволяет про-

гнозировать максимальное значение деформации, соответствующее изгибающему моменту, а также предсказывать разрушение элемента.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. Данилов А.Н. Развитие отрасли стального строительства // Промышленное и гражданское строительство. 2021. № 10. С.4–8. DOI:10.33622/0869-7019.2021.10.04-08
2. Туснин А.Р., Платонова В.Д. Экспериментальное исследование влияния зазоров во фланцевых соединениях на напряженно-деформированное состояние узла // Вестник МГСУ. 2023. № 11(18). С. 1763–1779. DOI: 10.22227/1997-0935.2023.11.1763-1779
3. Сон М.П. Экспериментальные исследования прочности фланцевых соединений // Строительная механика и инженерных конструкций и сооружений. 2018. № 1(4). С. 348–356. DOI: 10.22363/1815-5235-2018-14-4-348-356
4. Сон М.П. Фланцевые соединения в строительных конструкциях // Вестник ПНИПУ. Прикладная экология. Урбанистика. 2018. № 1(29). С. 125–136. DOI: 10.15593/2409-5125/2018.01.09
5. Конин Д.В., Олуромби А.Р., Туваев Н.А. Экспериментальное исследование четырехсторонних узловых примыканий "балка-колонна", воспринимающих действие изгибающего момента в двух плоскостях // Строительная механика и расчет сооружений. 2024. № 2(313). С. 63–71. DOI: 10.37538/0039-2383.2024.2.63.71
6. Sun G.F., Mironova L. I. Reinforcement of end-plate connections under low cyclic loading // Construction of Unique Buildings and Structures. 2025. № 116. С. 11603. DOI: 10.4123/CUBS.116.3.
7. Ведяков И.И., Коржов О.В., Колосова Е.А., Лунев Ю.В., Герасимов Д.В. Исследование жесткости и несущей способности фланцевых соединений узлов алюминиевых элементов прямоугольного сечения (ТР.300×150×10×6 мм, ТР. 260×75×6×4мм) // Строительная механика и расчет сооружений. 2025. № 3(320). С. 2–13. DOI: 10.37538/0039-2383.2025.3.2.13
8. Сунь Г., Миронова Л. И., Лю Ч. Изгибная жесткость болтовых фланцевых соединений балки с колонной // Строительство и реконструкция. 2025. № 1(117). С. 26–39. DOI: 10.33979/2073-7416-2025-117-1-26-39
9. De Silva L. S., Tankova T. Large displacement model for the nonlinear behaviour of the face plate component // Journal of Constructional Steel Research. 2024. № 219. Pp. 108776. DOI: 10.1016/j.jcsr.2024.108776
10. Zhou Y., Hu B., Gong Y., Tang L., Li Y. Second-order improved refined plastic hinge method

with implementation of continuous strength method // Journal of Constructional Steel Research. 2023. № 211. Pp. 108169. DOI: 10.1016/j.jcsr.2023.108169

11.Kucukler M. Extension of the continuous strength method to the design of steel I-sections in fire // Engineering Structures. 2024. № 324. Pp. 119339. DOI: 10.1016/j.engstruct.2024.119339

12.Liang D., Fan S., Gao S., Liu M. The continuous strength method of press-braked lipped channel columns and beams subjected to distortional buckling // Journal of Constructional Steel Research. 2025. № 235. Pp. 109877. DOI: 10.1016/j.jcsr.2025.109877

13.Coello A. M. G., de Silva S. L. Ductility analysis of bolted extended end plate beam-to-column connections in the framework of the component method // Steel and Composite Structures. 2006. № 1(6). Pp. 33–52. DOI: 10.12989/scs.2006.6.1.033

14.Piluso V., Rizzano G. Experimental analysis and modelling of bolted T-stubs under cyclic loads //

Journal of Constructional Steel Research. 2008. № 6(64). Pp. 655–669. DOI: 10.1016/j.jcsr.2007.12.009

15.Chen Z., Yang S., Liu H. Research on the constitutive model of cold-formed thick-walled steel under cyclic loading // Journal of Constructional Steel Research. 2019. №160. Pp. 457–475. DOI: 10.1016/j.jcsr.2019.05.021

16.Shi G., Shi Y., Wang Y. Experimental and theoretical analysis of the moment–rotation behaviour of stiffened extended end-plate connections // Journal of Constructional Steel Research. 2007. № 9(63). Pp. 1279–1293. DOI: 10.1016/j.jcsr.2006.11.008

17.Yasin O. O., Cem T. The plastic and the ultimate resistance of four-bolt extended end-plate connections // Journal of Constructional Steel Research. 2021. № 181. Pp. 106614. DOI: 10.1016/j.jcsr.2021.106614

Информация об авторах

Сунь Гофэн, аспирант кафедры строительных конструкций и механик грунтов. E-mail: gofen.sun@urfu.ru. ФГБОУ ВО «Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н. Ельцина». Россия, 620062, г. Екатеринбург, ул. Мира, д. 17.

Поступила 20.01.2026 г.

© Сунь Г., 2026

Sun G.

Federal University named after the first President of Russia B.N. Yeltzin

E-mail: guofeng.sun@mail.ru

DESIGN OF BOLTED FLANGE CONNECTIONS UNDER CONDITIONS OF PLASTIC DEFORMATION DEVELOPMENT

Abstract. Bolted flange connections are frequently used in steel structures to connect beams to columns or beams to each other. This study examines the performance of bolted flange connections under static loads. A method for designing bolted flange connections under localized plastic deformation in the flange or column flange due to nonlinear geometry and nonlinear steel behavior is described. The developed methodology takes into account three possible failure mechanisms of flange connections. An equivalent analytical model is adopted to express the properties of bolted flange connections between beams and columns with open sections. Methods are developed for calculating the load-bearing capacity and flexural rigidity of such connections under localized plastic deformation, as well as for formalizing the relationship between moment and rotation angle, which is used to express the mechanical properties of the connection at different deformation stages. A numerical study was conducted to verify the accuracy and effectiveness of the developed methodology, the results of which demonstrate a sufficiently high accuracy of the experiments. Based on the obtained results, it can be concluded that the use of the developed method allows for the accurate determination of the operation of flange joints and their effective design, taking into account the development of plastic deformation.

Keywords: steel structures, bolted flange connections, plastic deformation, bending rigidity, load-bearing capacity, ultimate deformation.

REFERENCES

1. Danilov A.N. Steel construction development [Razvitie otrasli stal'nogo stroitel'stva]. Industrial and Civil engineering. 2021. No.10. Pp.4–8. <https://doi.org/DOI:10.33622/0869-7019.2021.10.04-08> (rus)

2. Tusnin A.R., Platonova V.D. Influence of gaps in flange joints on the stress-strain state of the

unit [Eksperimental'noe issledovanie vliyaniya zazorov vo flancevyh soedineniya na napryazhenno-deformirovannoe sostoyanie uzla]. Vestnik MGSU. 2023. Vol. 18. No.11. Pp. 1763–1779. <https://doi.org/10.22227/1997-0935.2023.11.1763-1779> (rus)

3. Son M.P. Experimental studies of strength flanged connections [Eksperimental'nye issledovaniya prochnosti flancevyh soedinenij]. Structural Mechanics of Engineering Constructions and Buildings. 2018. No. 4(14). Pp. 348–356. DOI: 10.22363/1815-5235-2018-14-4-348-356 (rus)
4. Son M. Flange connections in building constructions [Flancevye soedineniya v stroitel'nyh konstrukciyah]. PNRPU. Applied ecology. Urban development. 2018. No. 1. Pp. 125–136. DOI: 10.15593/2409-5125/2018.01.09 (rus)
5. Konin D.V., Olurombi A.R., Tuvaev N.A. Experimental investigation of end-plate 4-way beams to column connection [Eksperimental'noe issledovanie chetyrekhstoronnih uzlovyh primykaniy "balka-kolonna", vosprinyimayushchih dejstvie izgibayushchego momenta v dvuh ploskostyakh]. Structural Mechanics and Analysis of Constructions. 2024. No. 2(313). Pp. 63–71. DOI: 10.37538/0039-2383.2024.2.63.71 (rus)
6. Sun G.F., Mironova L. I. Reinforcement of end-plate connections under low cyclic loading. Construction of Unique Buildings and Structures. 2025. No.116. Pp. 11603. DOI: 10.4123/CUBS.116.3 (rus)
7. Vedyakov I.I., Korzhov O.V., Kolosova E.A., Lunev Yu.V., Gerasimov D.V. Investigation of rigidity and bearing capacity of flange assemblies of aluminum elements of rectangular cross-section (tr. 300x150x10x6 mm, tr. 260x75x6x4 mm) [Issledovanie zhestkosti i nesushchej sposobnosti flancevyh soedinenij uzlov alyuminiyevykh elementov pryamougol'nogo secheniya (TR.300×150×10×6 mm, TR. 260×75×6×4mm)]. Structural Mechanics and Analysis of Constructions. 2025. No. 3(320). Pp. 2–13. DOI: 10.37538/0039-2383.2025.3.2.13 (rus)
8. Sun G., Mironova L.I., Liu Ch. Bending rigidity of bolt end-plate connections of joint beam to column [Izgibnaya zhestkost' boltovykh flancevyh soedinenij balki s kolonnoj]. Building and Reconstruction. 2025. No.1(1). Pp. 26–39. DOI: 10.33979/2073-7416-2025-117-1-26-39 (rus)
9. De Silva L.S., Tankova T. Large displacement model for the nonlinear behaviour of the face plate component. Journal of Constructional Steel Research. 2024. Vol. 219. Pp. 108776. DOI: 10.1016/j.jcsr.2024.108776
10. Zhou Y., Hu B., Gong Y., Tang L., Li Y. Second-order improved refined plastic hinge method with implementation of continuous strength method. Journal of Constructional Steel Research. 2023. Vol. 211. Pp. 108169. DOI: 10.1016/j.jcsr.2023.108169
11. Kucukler M. Extension of the continuous strength method to the design of steel I-sections in fire. Engineering Structures. 2024. Vol. 324. Pp. 119339. DOI: 10.1016/j.engstruct.2024.119339
12. Liang D., Fan S., Gao S., Liu M. The continuous strength method of press-braked lipped channel columns and beams subjected to distortional buckling. Journal of Constructional Steel Research. 2025. Vol. 235. Pp. 109877. DOI: 10.1016/j.jcsr.2025.109877
13. Coello A.M.G., de Silva S.L. Ductility analysis of bolted extended end plate beam-to-column connections in the framework of the component method. Steel and Composite Structures. 2006. No.1(6). Pp. 33–52. DOI: 10.12989/scs.2006.6.1.033
14. Piluso V., Rizzano G. Experimental analysis and modelling of bolted T-stubs under cyclic loads. Journal of Constructional Steel Research. 2008. No. 6(64). Pp. 655–669. DOI: 10.1016/j.jcsr.2007.12.009
15. Chen Z., Yang S., Liu H. Research on the constitutive model of cold-formed thick-walled steel under cyclic loading. Journal of Constructional Steel Research. 2019. Vol.160. Pp. 457–475. DOI: 10.1016/j.jcsr.2019.05.021
16. Shi G., Shi Y., Wang Y. Experimental and theoretical analysis of the moment–rotation behaviour of stiffened extended end-plate connections. Journal of Constructional Steel Research. 2007. No. 9(63). Pp. 1279–1293. DOI: 10.1016/j.jcsr.2006.11.008
17. Yasin O.O., Cem T. The plastic and the ultimate resistance of four-bolt extended end-plate connections. Journal of Constructional Steel Research. 2021. Vol. 181. Pp. 106614. DOI: 10.1016/j.jcsr.2021.106614

Information about the author

Sun, Guofeng graduate student of the dep. of civil engineering and soil mechanics. E-mail: gofen.sun@urfu.ru. Ural Federal University named after the first President of Russia B.N. Yeltzin. Russia, 620062, Yekaterinburg, st. Mira, 17.

Received 20.01.2026

Для цитирования:

Сунь Г. Проектирование болтовых фланцевых соединений в условиях развития пластической деформации // Вестник БГТУ им. В.Г. Шухова. 2026. № 7. С. 49–57. DOI: 10.34031/2071-7318-2025-11-7-49-57

For citation:

Sun G. Design of bolted flange connections under conditions of plastic deformation development. Bulletin of BSTU named after V.G. Shukhov. 2026. No. 7. Pp. 49–57. DOI: 10.34031/2071-7318-2025-11-7-49-57