

doi: 10.5862/MCE.61.5

Расчет растянутых элементов из стальных тонкостенных холодногнутых профилей в программе CFSteel

Design of cold-formed tension members using the CFSteel software

Канд. техн. наук, доцент А.А. Кикоть,
Алтайский государственный технический
университет им. И.И. Ползунова, г. Барнаул,
Россия

A.A. Kikot,
Polzunov Altai State Technical University, Barnaul,
Russia

Ключевые слова: холодногнутый
тонкостенный профиль; стержень; растяжение;
болтовое соединение; СП 16; Eurocode; North
American Specification; CFSteel

Key words: cold-formed steel member; tension;
attachment by bolts; SP16; Eurocode; North
American Specification; CFSteel

Аннотация. Представлен обзор литературы в области исследований и расчета растянутых стержней из тонкостенных холодногнутых профилей с болтовыми креплениями. Предельными состояниями таких стержней могут быть его чрезмерное удлинение, разрушение от разрыва в пределах длины, в месте крепления – разрушение от разрыва по ослабленному отверстиями для болтов сечению, смятие частей стержня в местах контакта с болтами, вырыв части стержня. Дано краткое описание компьютерной программы CFSteel, реализующей расчет таких стержней по российским нормам СП 16.13330.2011, Eurocode и North American Specification. Показано, что при небольшом количестве поперечных рядов болтов – до двух, в некоторых случаях до трех – в месте крепления стержня как по стенке, так и по поясам, расчет на прочность по формуле (5) СП 16.13330.2011 недостаточно надежен. Предложено для стержней швеллерного сечения, крепяемых болтами по поясам, при количестве болтов до трех в каждом выполнять расчет как для стержня, состоящего из двух уголков, крепяемых одной полкой, по формуле (6) СП 16.13330.2011.

Abstract. A review of literature in research and calculate of cold-formed steel tension members with bolt attachments is presented. Limit States of such members may be: excessive elongation, a rupture in the weakened cross-section along the member, a rupture in the net cross-section with the holes at connection, bearing, block shear. A CFSteel software for calculation of the strength of tension members was developed. The Russian building code SP 16.13330.2011, Eurocode and North American Specification AISI S100 were implemented. It was shown that at short attachments with the number of transverse rows of bolts not exceeding two (in some cases, three) design strength according to the general case of Russian code is not reliable. It was suggested the members with cross-sections similar to channel, to treat as a members consisting of two angles, attached by one leg, and calculate the strength using appropriate formula of SP 16.13330.2011. In the case of member attachment by bolts in the flanges the value of reduction coefficient U and tensile strength for rupture in net section according to standards AISC 360–10 and AISI S100 gives similar results.

Введение

В последнее время в строительстве все более широко применяются конструкции из стальных тонкостенных холодногнутых оцинкованных профилей. Их часто называют ЛСТК – легкие стальные тонкостенные конструкции. Среди их элементов используются стержни, работающие на растяжение.

Расчет растянутых элементов может производиться на предотвращение чрезмерных деформаций удлинения и (или) на предотвращение различного вида разрушений, в том числе в местах крепления. Также необходимо ограничивать гибкость элементов.

Значительные деформации удлинения элемента, связанные, как правило, с пластическими свойствами стали, могут привести к затруднению или невозможности дальнейшей эксплуатации

Кикоть А.А. Расчет растянутых элементов из стальных тонкостенных холодногнутых профилей в программе CFSteel // Инженерно-строительный журнал. 2016. №1(61). С. 42–59.

отдельной конструкции, части здания или здания в целом. Чтобы этого не произошло, материал должен работать в пределах упругих деформаций, следовательно, расчет в таких случаях ведется по пределу текучести стали.

Цель исследования

В настоящее время в России отсутствуют официально принятые на государственном уровне нормы для проектирования конструкций из тонкостенных профилей. Нормы СП 16.13330.2011 [1] ориентированы на более толстостенные сечения.

Целью данной работы является оценка степени надежности результатов расчета растянутых тонкостенных стержней на прочность, получаемых по действующим российским нормам.

Обзор литературы

СП 16 [1] в случае пластичных сталей ограничивает возникающие при растяжении напряжения в элементе пределом текучести, в том числе и в ослабленных отверстиями под болты поперечных сечениях:

$$\frac{N}{A_n R_y \gamma_c} \leq 1, \quad (1)$$

где N – действующая в элементе продольная сила; A_n – площадь сечения с учетом ослаблений (площадь нетто); R_y – расчетное сопротивление стали по пределу текучести; γ_c – коэффициент условий работы, который в случае ослабления расчетного сечения отверстиями для болтов для сталей с пределом текучести до 440 МПа принимается равным 1.1, иначе $\gamma_c = 1.0$.

В то же время оговаривается, что если по условиям работы элемента в нем допускаются значительные удлинения, то есть возможны пластические деформации, расчет следует производить на прочность от разрыва по формуле

$$\frac{N \gamma_u}{A_n R_u \gamma_c} \leq 1, \quad (2)$$

где R_u – расчетное сопротивление стали по пределу прочности; γ_u – коэффициент надежности, принимаемый равным 1.3.

В случае менее пластичных сталей, предел текучести которых достаточно близок к пределу прочности R_{un} ($R_{un} > 440$ МПа), расчет необходимо выполнять также по (2). При этом полагается, что элемент работает в пределах упругих деформаций.

Растянутые элементы из холодногнутых профилей прикрепляются к смежным элементам либо непосредственно, либо через листовые фасонки. Чаще соединение осуществляется с помощью болтов или самосверлящих самонарезающих винтов (саморезов). Крепление может производиться через стенку профиля, через полки или через стенку и полки одновременно. В дальнейшем рассматриваются только болтовые соединения.

В месте прикрепления растянутого элемента болтами может произойти его смятие, что также является предельным состоянием. Приходящееся на один болт расчетное усилие по критерию смятия определено в [1] как

$$N_{bp} = R_{bp} d \sum t \gamma_b \gamma_c, \quad (3)$$

где R_{bp} – расчетное сопротивление смятию соединяемых элементов $R_{bp} = 1.35 R_u$; d – диаметр болта; $\sum t$ – наименьшая сумма толщин деталей элемента, сминаемых в одном направлении; γ_b – коэффициент условий работы, зависящий от геометрических параметров соединения (рис. 1).

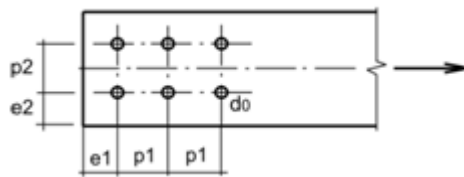


Рисунок 1. Обозначение размеров в месте прикрепления элемента

В рекомендациях ЦНИИПСК им. Н.П. Мельникова [2] несущая способность одного болта по смятию записана в виде

$$N_{bp} = R_{bp} \gamma_{b1} \gamma_{b2} \gamma(t) d, \quad (4)$$

где R_{bp} зависит от ответственности и характера работы элемента или конструкции и конструктивных особенностей соединения, в частности от расстояния вдоль усилия от края элемента до центра ближайшего отверстия e_1 и его отношения к расстоянию между центрами смежных отверстий вдоль усилия; γ_{b1} – коэффициент условий работы, учитывающий одновременное включение в нее болтов: для одноболтовых соединений $\gamma_{b1}=1$, для многоболтовых $\gamma_{b1}=0.9$; γ_{b2} – коэффициент условий работы, учитывающий расстояние вдоль усилия от края элемента до центра ближайшего отверстия; $\gamma(t)$ – коэффициент, учитывающий толщину соединяемых элементов; t – наименьшая суммарная толщина сминаемых в одном направлении элементов.

Обычно длина ослабленного отверстиями под болты сечения или даже суммарная длина ослабленных сечений невелика по сравнению с общей длиной элемента, поэтому в некоторых нормах проектирования стальных конструкций заложен следующий общий подход к расчету растянутых элементов. Для предотвращения чрезмерных деформаций удлинения стержень по длине работает в упругой стадии. Напряжения в сечениях брутто ограничиваются пределом текучести. При этом допускается развитие пластических деформаций в ослабленных отверстиями сечениях, но обязательно обеспечивается их прочность.

В соответствии с нормами EN 1993–1–1 [3] и EN 1993–1–3 [4] расчетная несущая способность поперечного сечения растянутого элемента определяется по формуле

$$N_{t,Rd} = \frac{f_{ya} A}{\gamma_{M0}}, \quad (5)$$

где A – полная площадь поперечного сечения; γ_{M0} – частный коэффициент надежности, применяемый при определении несущей способности сечений по критерию чрезмерных пластических деформаций. Значения γ_{M0} могут определяться в национальных приложениях стран-участниц СЕН. В общей редакции [4] $\gamma_{M0} = 1.0$; f_{ya} – среднее значение предела текучести стали по сечению, учитывающее некоторое повышение предела текучести в местахгиба и определяемое следующим образом:

$$f_{ya} = f_{yb} + \left(f_u - f_{yb} \right) \frac{kn t^2}{A} \leq \frac{f_u + f_{yb}}{2},$$

где f_{yb} – номинальное значение предела текучести стали исходной заготовки, из которой формируется профиль; f_u – предел прочности стали; k – коэффициент, зависящий от способа формирования профиля; n – количество гибов на 90° в сечении; t – расчетная толщина стали до формирования без учета толщины цинкового или другого покрытия.

Расчетная несущая способность растянутого элемента по ослабленному сечению в соответствии с [4]:

$$F_{n,Rd} = \left(1 + 3r \left(\frac{d_0}{u} - 0,3 \right) \right) A_n f_u / \gamma_{M2} \leq A_n f_u / \gamma_{M2} \quad (6)$$

где r – количество болтов в поперечном сечении / общее количество болтов; d_0 – диаметр отверстий; $u = 2e_2 \leq p_2$ (рис. 1); γ_{M2} – частный коэффициент надежности, применяемый при определении несущей способности сечений, ослабленных отверстиями под метизы.

В соответствии с нормами расчета холодногнутого профилей North American Specification AISI S100 (American Iron and Steel Institute) [5] номинальная несущая способность элемента по критерию предотвращения чрезмерных удлинений определяется для полного сечения:

$$P_{gn} = A f_y, \quad (7)$$

$$\Omega = 1.67 \text{ (ASD)}, \phi = 0.9 \text{ (LRFD)},$$

где Ω – коэффициент безопасности для метода расчёта по допускаемым напряжениям (ASD); ϕ – коэффициент сопротивления для расчёта по методу коэффициентов (LRFD); f_y – расчетный предел текучести, который может приниматься равным либо пределу текучести металла исходной заготовки, либо среднему пределу текучести стали по сечению f_{ya} , определяемому в соответствии с п. A7.2 [5] по формуле:

$$f_{ya} = C f_{yc} + (1 - C) f_{yf} \leq f_{uv}, \quad (8)$$

где C – отношение суммарной площади закруглений в местахгиба к общей площади поперечного сечения; f_{yc} – предел текучести стали в местахгиба, зависящий от предела текучести и предела прочности стали исходной заготовки, радиусагиба, толщины стали и определяемый по п. A7.2 [5]; f_{yf} – предел текучести стали плоских частей сечения, принимаемый равным пределу текучести стали исходной заготовки; f_{uv} – предел прочности стали исходной заготовки.

Номинальная несущая способность элемента по критерию предотвращения разрушения по ослабленному сечению вне прикрепления, если таковое имеет место, вычисляется следующим образом (Приложение А С2 [5]):

$$P_m = A_n f_u, \quad (9)$$

$$\Omega = 2.00 \text{ (ASD)}, \phi = 0.75 \text{ (LRFD)}.$$

При этом считается, что ослабление симметрично относительно продольной оси элемента.

Если прикрепление стержня осуществляется только через часть сечения, – стенку или полку, то это вызывает неравномерное распределение напряжений по критическому сечению нетто, включающему отверстия в месте прикрепления. Величина средних напряжений в момент разрыва элемента по такому сечению может оказаться меньше предела прочности стали. Иными словами, имеет место снижение прочности сечения и, следовательно, несущей способности всего элемента. Данное явление в англоязычной научно-технической и нормативной литературе получило название shear lag effect – эффект сдвигового запаздывания.

Отношение средних напряжений в сечении нетто при разрыве элемента к пределу прочности стали в таких случаях называют [6–9] эффективностью сечения нетто:

$$\frac{N_u / A_n}{f_u}, \quad (10)$$

где N_u – предельная несущая способность элемента при разрыве по сечению нетто в месте прикрепления.

На основании собственных экспериментальных исследований, а также данных других авторов, W.Y. Munse и E.Jr. Chesson [6] предложили определять несущую способность при разрыве по сечению нетто, расположенному в месте прикрепления растянутого элемента, на основе его эффективной площади

$$N_u = A_e f_u, \quad (11)$$

$$A_e = k \left(1 - \frac{x}{L} \right) A_n, \quad (12)$$

где A_e – эффективная площадь сечения нетто; k – коэффициент, учитывающий способ образования отверстий под болты: при сверлении $k = 1$, при пробивке $k = 0.85$; x – расстояние между плоскостью соприкосновения элемента со смежным элементом (например, узловой фасонкой) и центром тяжести расчетного сечения (рис. 2); L – длина прикрепления вдоль усилия, равная расстоянию между крайними отверстиями для болтов.

Выражение $1-x/L$ отражает влияние эффекта сдвигового запаздывания на несущую способность сечения нетто в месте прикрепления.

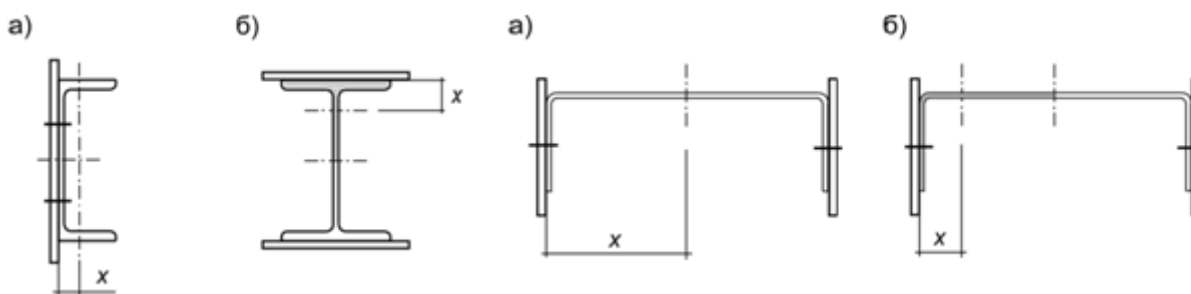


Рисунок 2. Определение x

Рисунок 3. Определение эксцентриситета прикрепления по поясам для швеллера: а – AISI S100; б – AISC 360–10

В нормах AISC 360–10 по проектированию стальных конструкций зданий [10] расчет по сечению, ослабленному болтами в месте прикрепления растянутого элемента, основан на исследованиях [6]. Номинальное значение несущей способности при разрыве по сечению нетто в месте прикрепления по [10]

$$P_m = f_u A_e, \quad (13)$$

$$A_e = U A_n, \quad (14)$$

где U – редуцированный коэффициент, учитывающий эффект сдвигового запаздывания.

Для большинства профилей, прикрепляемых частью сечения [10] (рис. 2),

$$U = 1 - x / L. \quad (15)$$

Если элемент прикрепляется через каждую составляющую часть сечения, то $U = 1$. При определении площади сечения нетто A_n диаметр отверстия под болты принимается на 2 мм больше его номинального значения [10, 11].

G.L. Kulak и E.Y. Wu [7, 8] экспериментально изучали работу растянутых элементов из одиночных и спаренных горячекатаных уголков и сделали следующие выводы. Установлено, что в рамках применяемых на практике элементов из уголков их длина не влияет на несущую способность. Изгибная жесткость листовой фасонки, к которой прикрепляются одиночные уголки в направлении, перпендикулярном ее плоскости, существенно не влияет на несущую способность уголка. Толщина уголка незначительно влияет на эффективность его поперечного сечения нетто (с учетом ослабления отверстием под болт). Эффективность поперечного сечения неравнополочного уголка выше, когда он крепится широкой полкой. Длина, на которой происходит присоединение уголка к фасонке, в значительной мере влияет на несущую способность уголка, определяемую прочностью сечения нетто. Это относится к элементам как из одиночных, так и из спаренных уголков. Такая зависимость имеет место в соединениях, имеющих два, три и четыре болта вдоль линии действия усилия. В соединениях, имеющих более четырех болтов, эффективность сечения нетто практически не зависит от длины соединения. Иными словами, этот показатель в соединениях с количеством болтов вдоль линии действия усилия меньше четырех существенно ниже, чем эффективность аналогичного сечения в соединениях с количеством болтов четыре и более. Принципиальной разницы в характере работы сечения нетто в одиночных уголках и индивидуально каждого из спаренных уголков нет. То есть уголки в составе элемента из спаренных профилей также находятся под действием эффекта сдвигового запаздывания.

Кикоть А.А. Расчет растянутых элементов из стальных тонкостенных холодногнутых профилей в программе CFSteel // Инженерно-строительный журнал. 2016. №1(61). С. 42–59.

Кроме того, было замечено, что несущая способность профиля по сечению нетто зависит от способа образования отверстия – пробивка или сверление. И это наряду с эффектом сдвигового запаздывания должно учитываться при расчете.

Авторы предложили модель, которая рассматривает разрушение от разрыва одиночных и спаренных уголков по площади нетто. Полагается, что в критическом сечении прикрепляемой полки уголка с отверстием напряжения распределяются равномерно и достигают предела прочности стали. В то же время в другой полке уголка напряжения распределяются также равномерно, но достигают предела текучести, если количество болтов вдоль соединения четыре или более. Если количество болтов меньше четырех, распределение напряжений в неприкрепленной полке должно быть модифицировано, для того чтобы учесть длину соединения. Одним из вариантов учета длины может быть предположение о том, что уровень напряжений достигает лишь половины предела текучести.

На основании данной модели в [7, 8] приводится формула для определения несущей способности элементов из одиночных и спаренных уголков по разрушению ослабленного сечения:

$$N = f_u A_{cn} + \beta f_y A_0, \quad (16.1)$$

или

$$N = f_u \left(A_{cn} + \beta \frac{f_y}{f_u} A_0 \right), \quad (16.2)$$

где N – несущая способность элемента, определяемая разрушением по ослабленному отверстию для болтов сечению в месте прикрепления; A_{cn} – площадь нетто присоединяемой полки с отверстием (учитываемый при расчете диаметр отверстия больше номинального диаметра отверстия на 2 мм); A_0 – полная площадь другой полки уголка; $\beta = 1$ – для прикреплений с количеством болтов или поперечных рядов болтов вдоль усилия $n_b \geq 4$; $\beta = 0.5$ при $n_b < 4$.

Приводя (16) к виду, принятому в [10], можно получить

$$U = \left(A_{cn} + \beta \frac{f_y}{f_u} A_0 \right) / A_n. \quad (17)$$

В нормах расчета холодногнутой профилей AISI S100 [5] номинальная несущая способность при разрыве элемента по ослабленному отверстию для болтов сечению в месте прикрепления также основана на [6], но учитывает исследования R.A. LaBoube и W.W. Yu [12] и представлена в общем виде, аналогичном (13). Для элементов с сечением в виде швеллера, имеющих два и более ряда болтов в направлении действующего усилия, редуцированный коэффициент:

$$U = 1.0 - 0.36 \frac{x}{L} \quad (0.5 \leq U \leq 0.9). \quad (18)$$

При этом не оговаривается, для какого случая данное значение U приведено: для прикрепления швеллера через стенку или через пояса. Следовательно, надо полагать, что оно применимо для обоих случаев. Эксцентриситет прикрепления x определяется как расстояние от плоскости сдвига соединения до центра тяжести поперечного сечения. Если следовать данному определению, то при прикреплении элемента через пояса значение x следует принимать равным половине высоты сечения швеллера (рис. 3а). Но необходимо заметить, что в нормах AISI [10] и комментариях к ним [11] в аналогичном случае с двутавром, прикрепляемым через пояса, эксцентриситет x определяется как расстояние от наружной грани пояса до центра тяжести соответствующего тавра, на которые разбивается сечение двутавра (рис. 2б).

Нормы AISI [5] не содержат указаний по расчету несущей способности в результате разрыва по сечению нетто в случае с одним болтом или одним поперечным рядом болтов в месте прикрепления. Также нет указаний на то, следует ли увеличивать номинальный диаметр отверстий при определении площади нетто.

В нормах EN 1993–1–8 [13] одиночный уголок, прикрепляемый одним рядом болтов, расположенным на одной полке, рассматривается как центрально растянутый. Расчетная предельная несущая способность по сечению нетто:

- 1 болт в ряду

$$N_{u,Rd} = 2(e_2 - 0,5 d_0) t f_u / \gamma_{M2}, \quad (19.1)$$

- 2 болта в ряду

$$N_{u,Rd} = \beta_2 A_n f_u / \gamma_{M2}, \quad (19.2)$$

- 3 и более болта

$$N_{u,Rd} = \beta_3 A_n f_u / \gamma_{M2}, \quad (19.3)$$

где e_2 – расстояние от оси отверстия до кромки пера уголка; значения γ_{M2} могут определяться в национальных приложениях стран-участниц CEN, в общей редакции [4] $\gamma_{M2} = 1.25$; β_2 и β_3 – понижающие коэффициенты, зависящие от шага отверстий в ряду; их значения приводятся в [15] и находятся в интервале от 0.4 до 0.7. В п. 6.2.3 [3] и п. 6.1.2 [4] косвенно указывается, что предельная несущая способность сечения нетто для других типов профилей, присоединяемых не всем сечением, а лишь какой-либо его частью, должна определяться таким же образом.

Поскольку эффект сдвигового запаздывания оказывает существенное влияние на несущую способность растянутых элементов, ученые разных стран продолжают исследования в этой области. Так, С.-Л. Рап в работе [9] представил результаты испытаний на растяжение образцов из холодногнутого оцинкованного профиля с сечением в виде швеллера. Основное внимание уделялось изучению эффекта сдвигового запаздывания. Прикрепление элемента осуществлялось через стенку швеллера посредством четырех или шести болтов с различными вариантами расстояний вдоль усилия. Большинство испытанных образцов разрушалось от разрыва по сечению нетто в месте прикрепления. На основании данных, полученных в результате испытаний таких образцов, автором сделаны следующие выводы.

1. Распределение напряжений, которые получены экспериментально, в сечениях в зоне прикрепления носит неравномерный характер. Напряжения в части сечения, где происходит соединение, выше, чем в поясах швеллера. Этим подтверждается наличие эффекта сдвигового запаздывания.

2. Двумя основными факторами, влияющими на несущую способность элемента при разрыве по сечению нетто в месте крепления, являются отношение эксцентриситета соединения к длине соединения (x/L) и отношение ширины свободных частей сечения (поясов) и присоединяемой части (стенки). Несущая способность элемента по разрушению от разрыва по сечению нетто выше при количестве болтов в соединении 6 шт. (3 поперечных ряда по два болта) по сравнению с количеством болтов 4 шт. (2 ряда) при прочих равных условиях.

3. При одинаковом количестве поперечных рядов большую несущую способность имеют элементы с большим расстоянием между поперечными рядами. При сравнении результатов испытаний с соответствующими расчетами по нормам AISI [10] (формула, идентичная (13)) сделан вывод о хорошем совпадении для швеллеров с относительно малой высотой сечения. В то же время наблюдается значительный запас для швеллеров с относительно большими высотами.

4. Расчетные значения, полученные по нормам AISI [5] (значение U по формуле (18) в сочетании с (13)), переоценивают несущую способность испытанных образцов. Среднее значение отношения экспериментального значения несущей способности к рассчитанному нормативному значению составляет 0.742. При этом меньшее расхождение наблюдалось для больших расстояний между рядами болтов вдоль усилия и для большего количества болтов в соединении.

На основании результатов исследования С.-Л. Рап [9] предлагает формулу для определения номинального значения несущей способности элемента по критерию разрыва по сечению нетто, ослабленному отверстиями для болтов в месте прикрепления через стенку:

$$P_m = U A_n f_u. \quad (20)$$

При этом редуцированный коэффициент U выражается эмпирическим выражением

$$U = \left[1.15 - 0.86 \left(\frac{x}{L} \right) - 0.14 \left(\frac{W_u}{W_c} \right) \right], \quad (21)$$

где W_u – суммарная ширина поясов $W_u = 2W_f$; W_c – высота швеллера (рис. 4).

Расчеты испытанных образцов по (20) в сочетании с (21) показали хорошую согласованность результатов.

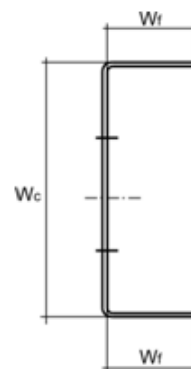


Рисунок 4. Размеры швеллера по [9, 14]

Л.Н. Теh и В.Р. Gilbert в работе [14] на основании собственных экспериментальных исследований сделали вывод о том, что на эффективность сечения нетто в месте прикрепления по стенке растянутого элемента с сечением в виде швеллера влияют три фактора: эффект сдвигового запаздывания в плоскости стенки, связанный с неравномерностью распределения напряжений и их концентрацией у отверстий; сдвиговое запаздывание из плоскости стенки; изгибающий момент, возникающий из-за эксцентриситета соединения. С учетом предложенного в [9] выражения (21) авторы предлагают уравнение для определения номинальной несущей способности элемента при разрыве по сечению нетто, ослабленному отверстиями для болтов в месте прикрепления через стенку швеллера, которое учитывает эти факторы:

$$P_m = A_n f_u \left[\frac{1}{1.1 - \frac{W_f}{W_c + 2W_f} + \frac{x}{L}} \right], \quad (22)$$

где W_f – ширина пояса; W_c – высота швеллера (рис. 4).

В выражении в скобках константа 1.1 отражает эффект сдвигового запаздывания в плоскости стенки, аналогичный возникающему в плоских листах; слагаемое $W_f/(W_c+2W_f)$ рассматривается как отражение эффекта сдвигового запаздывания из плоскости стенки. Слагаемое x/L , в литературе обычно называемое по терминологии авторов [6] коэффициентом сдвигового запаздывания, по мнению авторов [14] правильнее рассматривать как учет момента, возникающего от эксцентриситета соединения x , и противодействующего момента, возрастающего по мере увеличения длины соединения L .

Выполненные экспериментальные исследования на образцах из холодногнутой швеллеров из оцинкованной стали, прикрепляемых болтами через стенку и подверженных растяжению, показали хорошую согласованность с расчетами по (22).

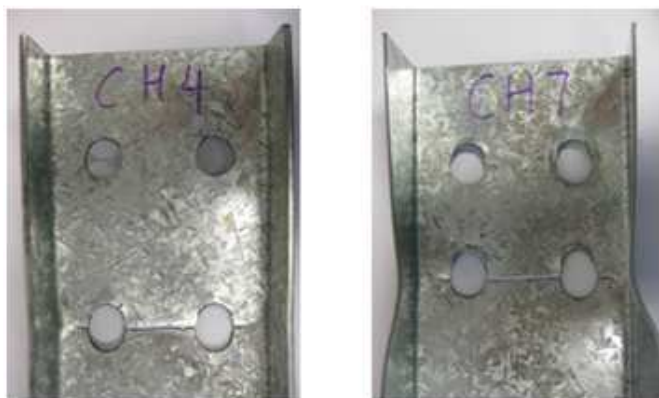


Рисунок 5. Характерный вид исчерпания несущей способности элемента в результате разрыва по сечению нетто [14]

Kikot A.A. Raschet rastyanutykh elementov iz stalnykh tonkostennykh kholodnognutnykh profiley v programme CFSteel [Design of cold-formed tension members using the CFSteel software]. *Magazine of Civil Engineering*. 2016. No. 1. Pp. 42–59. doi: 10.5862/MCE.61.5

В выражения (21) и (22) включен элемент, отражающий геометрические пропорции швеллера. Последний в обоих случаях был подобран для случая, когда швеллер прикрепляется болтами через стенку. Поэтому, надо полагать, данные выражения неприменимы для случаев, когда швеллер прикрепляется через пояса. На рисунке 5 показан характерный вид исчерпания несущей способности растянутого элемента в результате разрыва по сечению нетто в месте прикрепления.

Е.А. Bolandim, А.Т. Beck и М. Malite [15] также изучали эффективность поперечного сечения при разрыве ослабленного отверстиями под болты в месте прикрепления растянутого элемента из холодногнутого уголка и швеллеров. В их работе приведены результаты экспериментальных исследований. Отмечено, что нормы AISI S100 [5] в большинстве случаев переоценивают несущую способность таких элементов, а применяемый при определении расчетной несущей способности коэффициент сопротивления $\phi = 0.65$ (LRFD) не обеспечивает целевую надежность расчетов.

Расчетная несущая способность одного болта по смятию соединяемых элементов толщиной до 3 мм в соответствии с EN 1993-1-3 составляет (таблица 8.4 [4]):

$$F_{v,Rd} = 2.5 k_t \alpha_b f_u dt / \gamma_{M2}. \quad (23.1)$$

Для толщин соединяемых элементов 3 мм и более расчетная несущая способность одного болта по смятию определяется по EN 1993-1-8 [13] как

$$F_{v,Rd} = k_t \alpha_b f_u dt / \gamma_{M2}, \quad (23.2)$$

где k_t , α_b – коэффициенты, зависящие от геометрических параметров прикрепления.

Таким образом, несущая способность по смятию зависит от толщины металла, места положения отверстия как в группе, так и относительно кромок вдоль и поперек усилия.

Нормы AISI S100 [5] определяют нормативную несущую способность одного болта смятию соединяемых элементов толщиной до 4.76 мм как

$$P_{bn} = C m_f dt f_u, \quad (24)$$

$$\Omega = 2.50 \text{ (ASD)}, \phi = 0.6 \text{ (LRFD)},$$

где C – коэффициент, зависящий от отношения d/t и определяемый по таблице E3.3.1-1 [5]; m_f – коэффициент, зависящий от конструктивных особенностей соединения и наличия или отсутствия шайб и определяемый по таблице E3.3.1-2 [5].

Данный формат расчетной формулы и таблицы основан на исследованиях, С.А. Rogers и G.J. Hancock [16] в Сиднейском университете и J.A. Wallace, R.M. Shuster и R.A. LaBoube [17, 18] в университете Ватерлоо.

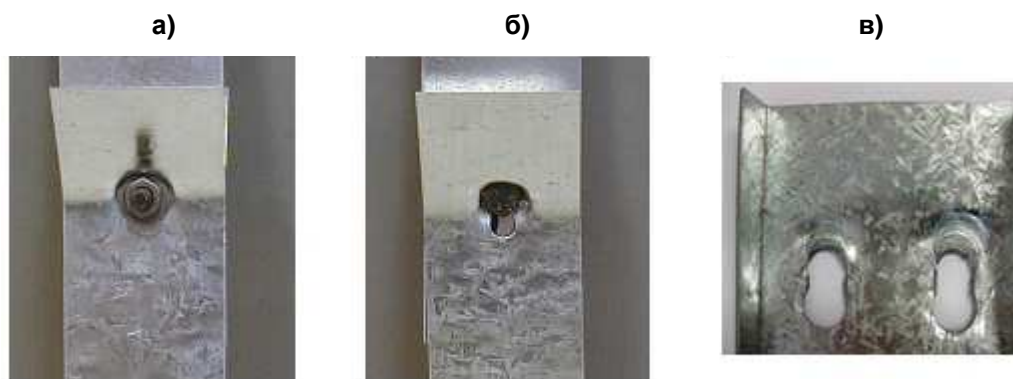


Рисунок 6. Характерный вид исчерпания несущей способности в результате смятия: а – с шайбами; б – без шайб ([17]); в – смятие в швеллере ([14])

Исчерпание несущей способности растянутого элемента из холодногнутого профиля в месте прикрепления болтами может произойти также за счет вырыва отдельного участка металла, как это показано на рисунке 7. Разрушение происходит от одновременного отрыва по площади A_{nt} перпендикулярно действующему усилию и среза по площадкам A_{nv} , A_{gv} или A_{av} параллельно усилию.

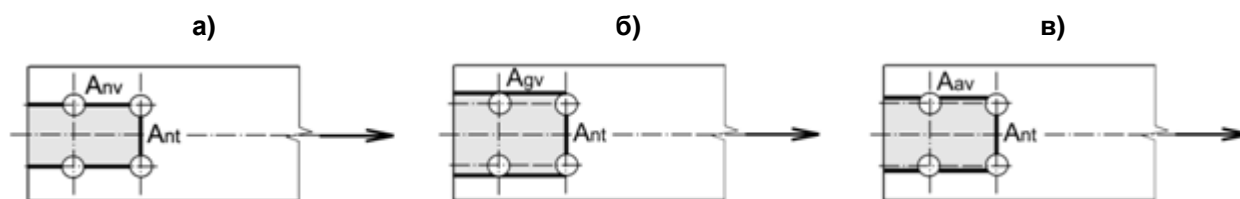


Рисунок 7. Вырыв материала: а) площадь сдвига нетто; б) площадь сдвига брутто; в) площадь сдвига по [19]

Нормы EN 1993–1–8 [13] определяют несущую способность при вырыве материала следующим образом:

- симметричная группа болтов

$$V_{eff,1Rd} = f_u A_{nt} / \gamma_{M2} + \left(\frac{1}{\sqrt{3}} \right) f_y A_{nv} / \gamma_{M0}; \quad (25.1)$$

- несимметричная группа болтов

$$V_{eff,2Rd} = 0,5 f_u A_{nt} / \gamma_{M2} + \left(\frac{1}{\sqrt{3}} \right) f_y A_{nv} / \gamma_{M0}, \quad (25.2)$$

где A_{nt} – площадь сечения нетто растянутой зоны; A_{nv} – площадь сечения нетто сдвигаемой зоны.

В нормах AISC 360–10 [10] несущая способность при вырыве материала определена как

$$R_n = 0.6 f_u A_{nv} + U_{bs} f_u A_{nt} \leq 0.6 f_y A_{gv} + U_{bs} f_u A_{nt}, \quad (26)$$

$$\phi = 0.65 \text{ (LRFD)},$$

где A_{nv} – площадь сечения нетто, подвергается сдвигу; A_{gv} – площадь брутто (полная площадь), подвергается сдвигу; U_{bs} – коэффициент, учитывающий распределение растягивающих напряжений по площади A_{nt} : $U_{bs} = 1$ – для равномерного распределения, $U_{bs} = 0.5$ – для неравномерного.

В соответствии с AISI S100 [5] номинальное значение несущей способности при вырыве определяется как наименьшее из

$$P_n = 0.6 f_y A_{gv} + f_u A_{nt} \quad (27.1)$$

и

$$P_n = 0.6 f_u A_{nv} + f_u A_{nt}, \quad (27.2)$$

$$\Omega = 2.22 \text{ (ASD)}, \phi = 0.65 \text{ (LRFD)}.$$

L.H. Teh и D.D.A. Clements [19] изучали явление вырыва части листового элемента в месте его крепления болтами. На основании конечноэлементного моделирования они установили, что плоскость среза находится между внешней плоскостью (рис. 7б) и плоскостью нетто (рис. 7а) и располагается как показано на рисунке 7в. На этом основании предложено выражение для определения длины плоскости среза:

$$L_{av} = L_{gv} - \left(\frac{n_r - 1}{2} + \frac{1}{4} \right) d_o, \quad (28)$$

где L_{gv} – длина брутто среза (внешняя плоскость); n_r – количество рядов болтов, перпендикулярных действующему усилию; d_o – диаметр отверстия.

Тогда площадь среза

$$A_{av} = 2L_{av} t. \quad (29)$$

Предлагаемое выражение для определения несущей способности растянутого листового элемента при вырыве его части:

$$P_u = f_u \sum A_{nt} \left(0.9 + 0.1 \frac{d}{p_2} \right) + 0.6 f_y A_{av}. \quad (30)$$

Приведенные в этой же работе результаты экспериментальных исследований на листовых элементах показали хорошую согласованность с расчетами по (30). При этом авторы отмечают, что нормы AISC переоценивают несущую способность для всех испытанных образцов. Основной причиной является принятие внешней плоскости среза в качестве расчетной. Нормы EN 1993–1–8 [13] неплохо согласуются с экспериментальными данными при одном поперечном ряде болтов. С увеличением количества рядов увеличивается запас, который обеспечивается расчетами. Это объясняется принятием в расчетах [15] плоскости среза нетто (рис. 7а).

И.И. Ведяков, П.Д. Одесский и Д.В. Соловьев [20] выполнили экспериментальное исследование двухсрезных одноболтовых соединений холоднокатаных листов из оцинкованной стали толщиной 1.2 и 1.5 мм. Расстояния от края листа до центра отверстия вдоль усилия составляли $2d$ и $3d$. Разрушение в большинстве случаев было обусловлено вырывом (срезом) металла образца болтом. Авторы отмечают повышение несущей способности соединения с увеличением расстояния от края элемента до болта. Минимальное расстояние $2d$, указанное в нормах [1], недостаточно и должно быть увеличено до $3d$, по крайней мере, в случае применения стали толщиной до 2 мм.

А.В. Коротких [21] изучал работу сдвигоустойчивых болтовых соединений холодногнутых оцинкованных профилей. Экспериментально установлен коэффициент трения и коэффициенты условий работы. Разработана инженерная методика расчета таких соединений.

R.V. Kulkarni и V.M. Vaghe [22] экспериментально изучали работу болтового прикрепления растянутых элементов из тонкостенных швеллеров с применением дополнительной листовой накладки, устанавливаемой внутри швеллера так, что его стенка оказывается между этой накладкой и фасонкой, к которой происходит прикрепление элемента. Установлено, что это несколько повышает несущую способность элемента в месте его прикрепления. Также отмечается, что установка накладки толще швеллера позволяет исключить предельное состояние по смятию.

Основываясь на экспериментальных данных, многие исследователи [14, 20, 23] отмечают, что при прикреплении элемента по стенке одним болтом или одним поперечным рядом болтов преимущественным видом исчерпания несущей способности является смятие.

Во многом на основании анализа приведенного материала в рамках расчетного комплекса CFSteel [24] реализован модуль расчета растянутых стержней из стальных тонкостенных холодногнутых профилей. Расчет производится в соответствии с российскими нормами СП 16 [1], европейскими нормами EN 1993 [3, 4, 15] и североамериканскими нормами AISI S100 [5]. В последнем случае реализован расчет как по методу допускаемых напряжений (ASD), так и по методу коэффициентов (LRFD).

Библиотека сечений CFSteel включает Швеллер, С-образное сечение, С-образное сечение с двойными отгибами, С-образное сечение с рифом на стенке, Сигма-образное сечение, а также спаренные из этих сечений профили (рис. 8).

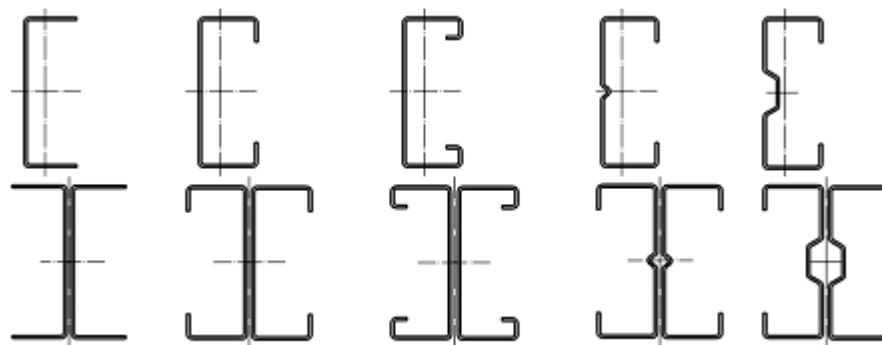


Рисунок 8. Типы поперечных сечений, реализованные в программе CFSteel

Прикрепление растянутых стержней к смежным элементам осуществляется на болтах, которые могут располагаться на стенке профиля, на поясах, а также на стенке и поясах одновременно. Возможные конфигурации прикреплений показаны на рисунке 9.

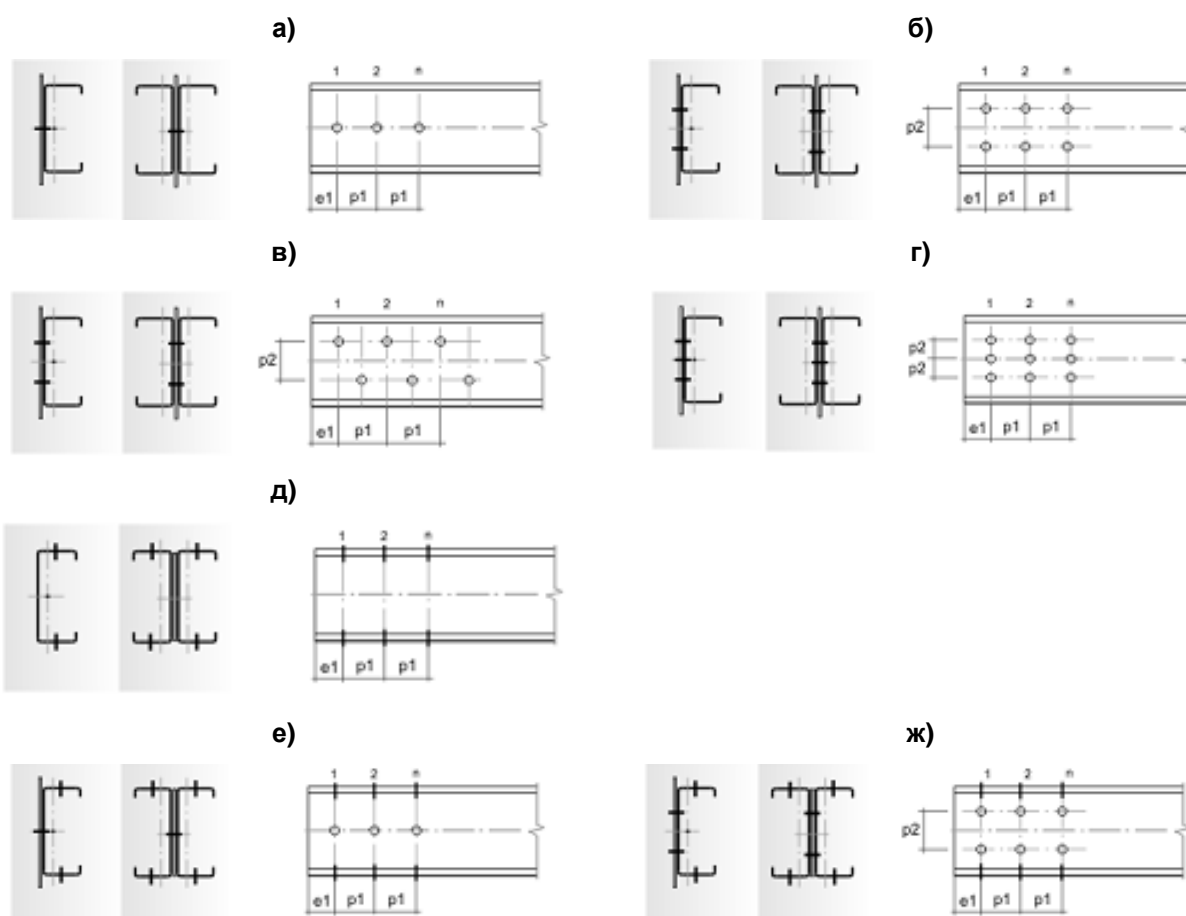


Рисунок 9. Варианты прикреплений элементов: а, б, в, г – через стенку; д – через пояса; е, ж – через стенку и пояса

Расчет растянутых элементов по СП 16 [1] выполняется на прочность, а также на смятие частей элемента болтами в месте прикрепления. Пользователю предоставляется возможность корректировать значение γ_c . Кроме того, выполняется проверка элемента по предельной гибкости. Также реализована методика расчета элемента на смятие, изложенная в Рекомендациях ЦНИИПСК им. Н.П. Мельникова [2].

Расчет по нормам EN 1993 [3,4,15] выполняется по следующим критериям:

- предотвращение чрезмерных удлинений элемента по (5);
- предотвращение разрушения от разрыва по ослабленному сечению по длине элемента вдали от его концов (если ослабление имеет место) по (6);
- предотвращение разрушения от разрыва по ослабленному отверстиями для болтов сечению в месте прикрепления элемента по (19) с корректировками, связанными с различием форм рассматриваемых сечений от уголка;
- предотвращение смятия болтами присоединяемых частей элемента в месте прикрепления; причем несущая способность в данном случае определяется как сумма расчетных несущих способностей всех болтов прикрепления на одном конце элемента, рассчитываемых по (23);
- предотвращение вырыва части элемента в месте прикрепления по (25);
- расчет по предельной гибкости.

В расчете по нормам AISI S100 [5] учитываются следующие предельные состояния:

- чрезмерное удлинение элемента в результате текучести материала по сечению брутто (7);
- разрушение от разрыва по сечению нетто, удаленному от концов стержня (9);
- разрушение от разрыва по ослабленному отверстиями сечению в месте прикрепления элемента болтами (13);
- смятие элемента болтами в месте прикрепления (24);
- вырыв части элемента в месте прикрепления (27);
- превышение предельной гибкости элемента.

Кроме того, дополнительно для отдельных видов предельных состояний и профилей реализованы методики, предложенные некоторыми исследователями. В частности, для вычисления несущей способности элемента при разрыве по ослабленному отверстиями под болты сечению в месте прикрепления можно воспользоваться методиками, предложенными G.L. Kulak и E.Y. Wu [7, 8] (формула (16)), C.L. Pan [9] (20), а также L.H. Teh и B.P. Gilbert [14] (22).

Результаты исследования

В таблице 1 представлены результаты расчета несущей способности по разрыву в ослабленном отверстиями для болтов сечении элементов из холодногнутого оцинкованного швеллера, экспериментальные исследования которых приведены в [9]. Толщина стали $t = 2.4$ мм. Предел текучести – $f_y = 328$ МПа, предел прочности – $f_u = 44.77$ МПа ($f_u/f_y = 1.365$). Прикрепление растянутых элементов к смежным деталям осуществлялось болтами $d = 12.7$ мм с диаметром отверстий $d_o = 14.3$ мм, которые располагались в стенке швеллера по два ряда в каждом направлении. Всего 4 болта в соединении (рис. 10). Расстояние между болтами в продольном и поперечном направлении одинаковое и составляет 40 мм.



Рисунок 10. Характерный вид разрушения испытанных в [9] образцов

Расчеты производились с помощью программы CFSteel [24] по нормам СП 16 [1], EC 3 [3, 4, 15], AISI S100 [5], а также по методикам, предложенным G.L. Kulak и E.Y. Wu [8], C.L. Pan [9], L.H. Teh и B.P. Gilbert [14]. Определялось нормативное значение несущей способности элементов по ослабленному отверстиями для болтов сечению в месте прикрепления, а также соответствующее расчетное значение. Для вычисления расчетного значения по СП 16 учтен коэффициент надежности по материалу $\gamma_m = 1.05$, по EC3 – частный коэффициент $\gamma_{M2} = 1.25$, по AISI S100 – коэффициент сопротивления $\phi_t = 0.65$, так же, как и по методикам C.L. Pan, L.H. Teh и B.P. Gilbert. В методике G.L. Kulak и E.Y. Wu для определения расчетного значения ослабленная часть сечения домножается на коэффициент 0.9 и делится на частный коэффициент надежности $\gamma_{M1} = 1.25$; неослабленная часть делится на $\gamma_{M0} = 1.1$ как это делается, например, в индийских нормах IS:800–2007.

Кикоть А.А. Расчет растянутых элементов из стальных тонкостенных холодногнутого профилей в программе CFSteel // Инженерно-строительный журнал. 2016. №1(61). С. 42–59.

Таблица 1а. Результаты расчета растянутых элементов по нормам СП 16, EC3 и AISI

Размеры, мм	N _{exp} , кН [9]	Нормативное значение несущей способности						Расчетное значение несущей способности					
		N _n , кН СП 16	N _{exp} /N _n	N _{uR} , кН EC3	N _{exp} /N _{uR}	P _{trn} , кН AISI	N _{exp} /P _{trn}	N, кН СП 16	N _{exp} /N	N _{uRd} , кН EC3	N _{exp} /N _{uRd}	P _r , кН AISI	N _{exp} /P _r
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
120.82x40.26	99.05	139.93	0.71	75.66	1.31	156.29	0.63	133.27	0.74	60.53	1.64	101.59	0.97
120.82x40.38	98.00	140.13	0.70	75.77	1.29	156.52	0.63	133.46	0.73	60.61	1.62	101.74	0.96
100.22x40.30	96.62	122.46	0.79	66.21	1.46	136.78	0.71	116.63	0.83	52.97	1.82	88.91	1.09
100.52x40.28	95.70	122.68	0.78	66.33	1.44	137.02	0.70	116.84	0.82	53.06	1.80	89.07	1.07
100.72x40.35	95.70	122.97	0.78	66.49	1.44	137.35	0.70	117.11	0.82	53.19	1.80	89.28	1.07
80.33x60.32	101.68	139.61	0.73	75.49	1.35	143.10	0.71	132.97	0.76	60.39	1.68	93.02	1.09
80.67x60.48	99.15	140.18	0.71	75.79	1.31	143.62	0.69	133.50	0.74	60.63	1.64	93.36	1.06
80.77x60.38	98.23	140.09	0.70	75.74	1.30	143.62	0.68	133.42	0.74	60.60	1.62	93.35	1.05
80.45x50.33	93.63	122.70	0.76	66.34	1.41	131.49	0.71	116.86	0.80	53.07	1.76	85.47	1.10
80.28x50.33	95.70	122.56	0.78	66.27	1.44	131.32	0.73	116.72	0.82	53.01	1.81	85.356	1.12
80.38x50.19	97.31	122.41	0.79	66.18	1.47	131.24	0.74	116.58	0.83	52.95	1.84	85.31	1.14
80.55x40.35	94.78	105.79	0.90	57.2	1.66	118.03	0.80	100.756	0.94	45.76	2.07	76.72	1.24
80.38x40.34	93.63	105.63	0.89	57.11	1.64	117.84	0.79	100.60	0.93	45.69	2.05	76.60	1.22
Среднее значение			0.77		1.42		0.71		0.81		1.78		1.09
Среднеквадратическое отклонение			0,065		0,119		0,051		0,068		0,149		0,079
Коэффициент вариаций			0,084		0,084		0,072		0,084		0,084		0,072

Таблица 1б. Результаты расчета растянутых элементов по методикам [8], [9] и [14]

Размеры, мм	N _{exp} , кН [9]	Нормативное значение несущей способности						Расчетное значение несущей способности					
		N _{trn} , кН [8]	N _{exp} /N _{trn}	P _{trn} , кН [9]	N _{exp} /P _{trn}	P _{trn} , кН [14]	N _{exp} /P _{trn}	N _{tr} , кН [8]	N _{exp} /N _{tr}	P _{tr} , кН [9]	N _{exp} /P _{tr}	P _{tr} , кН [14]	N _{exp} /P _{tr}
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
120.82x40.26	99.05	130.43	0.76	151.70	0.65	114.97	0.86	100.28	0.99	98.60	1.00	74.73	1.33
120.82x40.38	98.00	130.52	0.75	151.73	0.65	115.03	0.85	100.37	0.98	98.62	0.99	74.77	1.31
100.22x40.30	96.62	108.69	0.89	127.08	0.76	97.62	0.99	84.64	1.14	82.60	1.17	63.45	1.52
100.52x40.28	95.70	108.99	0.88	127.43	0.75	97.86	0.98	84.85	1.13	82.83	1.16	63.61	1.50
100.72x40.35	95.70	109.26	0.88	127.68	0.75	98.07	0.98	85.05	1.13	83.00	1.15	63.74	1.50
80.33x60.32	101.68	103.17	0.99	94.03	1.08	92.54	1.10	83.59	1.22	61.12	1.66	60.15	1.69
80.67x60.48	99.15	103.65	0.96	94.32	1.05	92.87	1.07	83.96	1.18	61.31	1.62	60.37	1.64
80.77x60.38	98.23	103.68	0.95	94.56	1.04	92.90	1.06	83.97	1.17	61.46	1.60	60.39	1.63
80.45x50.33	93.63	95.56	0.98	101.64	0.92	87.36	1.07	76.65	1.22	66.07	1.42	56.79	1.65
80.28x50.33	95.70	95.38	1.00	101.43	0.94	87.23	1.10	76.53	1.25	65.93	1.45	56.70	1.69
80.38x50.19	97.31	95.38	1.02	101.62	0.96	87.23	1.12	76.5	1.27	66.05	1.47	56.70	1.72
80.55x40.35	94.78	87.94	1.08	103.35	0.92	81.40	1.16	69.73	1.36	67.18	1.41	52.91	1.79
80.38x40.34	93.63	87.75	1.07	103.15	0.91	81.26	1.15	69.57	1.35	67.04	1.40	52.82	1.77
Среднее значение			0.94		0.88		1.04		1.18		1.35		1.60
Среднеквадратическое отклонение			0.103		0.148		0.100		0.116		0.228		0.154
Коэффициент вариаций			0.110		0.169		0.096		0.098		0.169		0.096

Kikot A.A. Raschet rastyanutykh elementov iz stalnykh tonkostennykh kholodnognutykh profiley v programme CFSteel [Design of cold-formed tension members using the CFSteel software]. Magazine of Civil Engineering. 2016. No. 1. Pp. 42–59. doi: 10.5862/MCE.61.5

Видно, что расчет по СП 16 значительно переоценивает несущую способность в месте прикрепления элемента. Для нормативных значений несущей способности коэффициент надежности, равный отношению экспериментального значения к полученному расчетным путем $k = N_{\text{эксп}}/N_{\text{расч}}$, составляет от 0.7 до 0.9 со средним значением 0.77. Это объясняется тем, что не учитывается эффект сдвигового запаздывания, который особенно сильно проявляется в относительно коротких соединениях. Тот факт, что в расчете участвует предел текучести стали, а не предел прочности, не исправляет ситуацию. Даже для расчетных значений средний коэффициент $k_{\text{ср}} = 0.81 < 1$. Расчет по EC3, напротив, существенно недооценивает несущую способность. Расчет по нормам AISI переоценивает несущую способность: $k = 0.63...0.8$ ($k_{\text{ср}} = 0.71$). Для расчетных значений несущей способности надежность расчета также не может быть признана достаточной, так как значения коэффициентов составляют от 0.96 до 1.24 при $k_{\text{ср}} = 1.09$. Как видно, в некоторых случаях даже для расчетных значений несущей способности $k < 1$.

Следует отметить, что, имея в виду нормативные значения несущей способности, методики [8], [9] и [14] более точно оценивают прочность по разрыву ослабленного сечения. Хотя в некоторых случаях $k < 1$, в целом $k_{\text{ср}} = 0.94$ по [8], 0.88 по [9] и 1.04 по [14]. Поэтому в программу CFSteel решено включить модуль расчетов по приведенным методикам. При этом пользователю предоставляется возможность назначать значения коэффициентов γ_{M1} , γ_{M0} и ϕ . Для более обоснованного их назначения в томе II Документации к программе CFSteel [25] представлены многочисленные верификационные расчеты по приведенным методикам в сравнении с данными соответствующих экспериментов разных исследователей. Приводятся экспериментальные значения несущей способности, нормативные значения (без коэффициентов) и расчетные значения (с коэффициентами). Таким образом, анализируя эти данные и принимая те или иные значения коэффициентов, пользователь программы может настроить расчет в зависимости от требуемой надежности.

Как уже отмечалось, существует некоторая неопределенность в назначении эксцентриситета x при вычислении несущей способности при разрыве элемента по ослабленному отверстию для болтов сечению в случае его прикрепления через пояса по нормам AISI S100 [5]. В связи с этим были выполнены расчеты несущей способности растянутых элементов из холодногнутого швеллера (рис. 11), результаты испытаний которых приведены в [15]. Для каждого элемента вычисления производились дважды. В первом случае расчет производился по AISI S100 [5]. Редукционный коэффициент U определялся по (15), эксцентриситет x – по рисунку 3,б. Во втором случае расчет производился по AISI S100 [5] с определением U по (18). Значение x принималось равным половине высоты сечения швеллера (рис. 3а). В обоих случаях несущая способность элемента определялась по (13), (14). Результаты представлены в таблице 2.

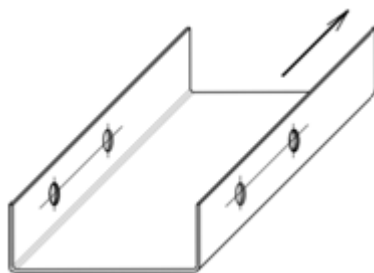


Рисунок 11. Элементы из холодногнутого швеллера, испытанные в [15]

Разница между значениями несущей способности, вычисленной по двум вариантам (при $U = 1 - x/L$, где x – расстояние до центра тяжести половины швеллера, и $U = 1 - 0.36x/L$, где x – половина высоты швеллера) не превышает 10%. Для случая с количеством болтов в каждом поясе, равным четырем, имеет место практически совпадение результатов. Следовательно, противоречий между двумя подходами, изложенными в нормах [5] и [10], нет.

Расчет несущей способности этих элементов также был выполнен по формуле (5) СП 16 (формулы (1) и (2) данной работы). Результаты представлены в таблице 3. В расчете не учитывается эффект сдвигового запаздывания, что приводит к постоянному значению несущей способности вне зависимости от количества болтов (длины соединения). Более того, в случае коротких соединений (в данном случае при количестве болтов в поясе, равном двум) СП 16 сильно переоценивает несущую способность. Разница по расчетному значению составляет 13...21%. С увеличением длины прикрепления результаты оказываются более надежными, и при четырех болтах экспериментальные значения уже превышают расчетные на 10...26%.

Кикоть А.А. Расчет растянутых элементов из стальных тонкостенных холодногнутого профилей в программе CFSteel // Инженерно-строительный журнал. 2016. №1(61). С. 42–59.

Таблица 2а. Результаты сравнительных расчетов для элементов толщиной $t = 1.5$ мм

Образец	Размеры образца, мм	Кол-во попереч. рядов	P_{exp} , кН [15]	Нормативное значение несущей способности					Расчетное значение несущей способности ($\phi = 0.65$)			
				P_{rn} (U по AISC), кН	P_{exp}/P_{rn}	P_{rn} (U по AISI), кН	P_{exp}/P_{rn}	P_{rnAISC}/P_{rnAISI}	P_r (U по AISC), кН	P_{exp}/P_r	P_r (U по AISI), кН	P_{exp}/P_r
C1B2-1	100x40x1.5	2	64.9	66.64	0.97	60.71	1.07	1.1	43.32	1.5	39.46	1.64
C1B2-2		2	64									
C1C2-1		3	82.6	80.75	1.02	77.79	1.06	1.04	52.49	1.57	50.56	1.63
C1D2-1		4	91.5	85.37	1.07	83.48	1.1	1.02	55.49	1.65	54.26	1.69
C1D2-2		4	92.2									

Таблица 2б. Результаты сравнительных расчетов для элементов толщиной $t = 3,9$ мм

Образец	Размеры образца, мм	Кол-во попереч. рядов	P_{exp} , кН [15]	Нормативное значение несущей способности					Расчетное значение несущей способности ($\phi = 0.65$)			
				P_{rn} (U по AISC), кН	P_{exp}/P_{rn}	P_{rn} (U по AISI), кН	P_{exp}/P_{rn}	P_{rnAISC}/P_{rnAISI}	P_r (U по AISC), кН	P_{exp}/P_r	P_r (U по AISI), кН	P_{exp}/P_r
C3B2-1	150x50x3.9	2	188	191.98	0.98	180.13	1.04	1.07	124.79	1.51	117.08	1.61
C3B2-2		2	186									
C3C2-1		3	226	251.78	0.9	245.86	0.92	0.92	163.66	1.38	159.81	1.41
C3D2-1		4	263	271.71	0.97	267.77	0.98	0.98	176.61	1.49	174.05	1.51
C3D2-2		4	258									

Учитывая недостаточно надежные результаты расчета относительно короткого соединения, растянутый элемент швеллерного сечения был представлен состоящим из двух уголков, прикрепленных каждый одной полкой болтами. Тогда расчет можно выполнять по п. 7.1.2 СП 16. Это означает, что с учетом ограничений в данном случае расчет производится по формуле (6) Свода правил:

$$\frac{N \gamma_u}{A_n R_u \gamma_{c1}} \leq 1, \tag{31}$$

где γ_{c1} – коэффициент, зависящий от геометрических параметров и количества болтов, расположенных в один ряд в каждой полке. Результаты таких расчетов также представлены в таблице 3. Отметим, что в данном случае значения несущей способности реагируют на количество болтов в полке и являются весьма надежными. Запас составляет 81...95 % для $t = 1.5$ мм и 67...75 % для $t = 3.9$ мм. Учитывая данные результаты, в программе CFSteel для расчета прочности по сечению нетто в месте прикрепления элемента полками (рис. 9д) для Швеллера и С-образного профиля наряду с расчетом по формуле (5) СП 16 реализован также расчет по формуле (6).

Таблица 3а. Результаты расчетов по СП 16 для элементов толщиной $t = 1.5$ мм

Образец	Размеры образца, мм	Кол-во попереч. рядов	P_{exp} , кН [15]	Нормативное значение несущей способности				Расчетное значение несущей способности			
				P_{rn} (5) кН	$P_{exp}/P_{rn(5)}$	P_{rn} (6) кН	$P_{exp}/P_{rn(6)}$	P_r (5) кН	$P_{exp}/P_{r(5)}$	P_r (6) кН	$P_{exp}/P_{r(6)}$
C1B2-1	100x40x1.5	2	64,9	77.05	0.84	37.73	1.72	73.38	0.88	35.40	1.83
C1B2-2		2	64								
C1C2-1		3	82.6	1.07	45.36	1.82	1.13	43.20	1.91		
C1D2-1		4	91.5	49.70	1.19	1.84	1.25	47.34	1.93		
C1D2-2		4	92.2							1.20	1.86

Kikot A.A. Raschet rastyanutykh elementov iz stalnykh tonkostennykh kholodnognutykh profily v programme CFSteel [Design of cold-formed tension members using the CFSteel software]. Magazine of Civil Engineering. 2016. No. 1. Pp. 42–59. doi: 10.5862/MCE.61.5

Таблица 36. Результаты расчетов по СП 16 для элементов толщиной $t = 3.9$ мм

Образец	Размеры образца, мм	Кол-во попереч рядов	P_{exp} , кН [15]	Нормативное значение несущей способности				Расчетное значение несущей способности			
				P_{rn} (5), кН	$P_{\text{exp}}/P_{rn(5)}$	P_{rn} (6), кН	$P_{\text{exp}}/P_{rn(6)}$	P_r (5), кН	$P_{\text{exp}}/P_r(5)$	P_r (6), кН	$P_{\text{exp}}/P_r(6)$
СЗВ2-1	150x50x3.9	2	188	246.53	0.76	113.34	1.66	234.79	0.80	107.94	1.74
СЗВ2-2		2	186		0.75		1.64		0.79		1.72
СЗС2-1		3	226		0.92	141.83	1.59		0.96	135.07	1.67
СЗД2-1		4	263		1.07	157.47	1.67		1.12	149.97	1.75
СЗД2-2		4	258		1.05		1.64		1.10		1.72

Заключение

На основании проведенного исследования можно сделать следующие выводы:

1. Из анализа научно-технической литературы следует, что предельными состояниями растянутых стержней из холодногнутого тонкостенных профилей, прикрепляемых болтами, могут быть их чрезмерное удлинение, разрушение от разрыва в сечении по длине элемента и предельные состояния в месте прикрепления. К последним относятся разрушение от разрыва по ослабленному отверстиями для болтов сечению, смятие частей стержня в местах контакта с болтами, вырыв части стержня.

2. Показано, что расчет прочности по ослабленному отверстиями для болтов сечению в месте прикрепления растянутого элемента из тонкостенного холодногнутого швеллера при количестве поперечных рядов, равном двум и в некоторых случаях – трем, по формуле (5) СП 16 не является надежным. Это относится к прикреплениям как по стенке, так и по поясам профилей.

3. Предложено в случае прикрепления элементов швеллерного сечения по поясам выполнять расчет прочности в месте ослабления отверстиями для болтов по формуле (6) СП 16 в предположении, что сечение состоит из двух уголков, прикрепленных каждый одной полкой болтами.

Литература

- СП 16.13330.2011 Стальные конструкции. Актуализированная редакция СНиП II-23-81*. Минрегион России, 2011. 171 с.
- Рекомендации по проектированию работающих на сдвиг болтовых соединений стальных строительных конструкций // ВНИПИ Промстальконструкция, ЦНИИПроектстальконструкция им. Н.П. Мельникова. М.: 1990. 17 с.
- EN 1993-1-1:2005 Eurocode 3. Design of steel structures. Part 1-1: General rules and rules for buildings // European Committee for Standardization CEN. Brussels. 2005.
- EN 1993-1-3:2004 Eurocode 3. Design of steel structures. Part 1-3: General rules. Supplementary rules for cold-formed members and sheeting // European Committee for Standardization CEN. Brussels. 2004.
- AISI S100-2007 North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members. 2007.
- Munse W.Y., Chesson E. Jr. Riveted and bolted joints: Net section design // Journal of the Structural Division. ASCE. 1963. Vol. 89(1). Pp. 45-67.
- Wu Y., Kulak G.L. Shear lag in bolted single and double angle tension members // Structural Engineering Report. 1993. №187. Pp. 178-194.
- Kulak G.L., Wu E.Y. Shear lag in bolted angle tension members // Journal of Structural Engineering. ASCE. 1997. Vol. 123(9). Pp. 1144-1152.
- Pan C.L. Prediction of the bolted cold-formed channel sections in tension // Journal of Structural Engineering. ASCE. 2004. Pp. 340-357.
- ANSI/AISC 360-10. Specification for Structural Steel

References

- SP 16.13330.2011 *Stalnyye konstruksii. Aktualizirovannaya redaktsiya SNIP II-23-81** [Russian building codes. Steel structures]. Minregion Rossii. 2011. 171 p. (rus)
- Rekomendatsii po proyektirovaniyu rabotayushchikh na sdvig boltovykh soyedineniy stalnykh stroitelnykh konstruksiy* [Recommendations for the design of shear bolted connections of steel building structures]. VNIPI Promstalkonstruktsiya, TsNIIProyektstalkonstruktsiya im. N.P. Melnikova. M.: 1990. 17 p. (rus)
- EN 1993-1-1:2005 Eurocode 3. Design of steel structures. Part 1-1: General rules and rules for buildings. European Committee for Standardization CEN. Brussels. 2005.
- EN 1993-1-3:2004 Eurocode 3. Design of steel structures. Part 1-3: General rules. Supplementary rules for cold-formed members and sheeting. European Committee for Standardization CEN. Brussels. 2004.
- AISI S100-2007 North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members. 2007.
- Munse W.Y., Chesson E. Jr. Riveted and bolted joints: Net section design. *Journal of the Structural Division*. ASCE. 1963. Vol. 89(1). Pp. 45-67.
- Wu Y., Kulak G.L. Shear lag in bolted single and double angle tension members. *Structural Engineering Report*. 1993. No. 187. Pp. 178-194.
- Kulak G.L., Wu E.Y. Shear lag in bolted angle tension members. *Journal of Structural Engineering*. ASCE. 1997. Vol.123(9). Pp. 1144-1152.
- Pan C.L. Prediction of the bolted cold-formed channel sections in tension. *Journal of Structural Engineering*. ASCE. 2004. Pp. 340-357.

Кикоть А.А. Расчет растянутых элементов из стальных тонкостенных холодногнутого профилей в программе CFSSteel // Инженерно-строительный журнал. 2016. №1(61). С. 42-59.

- Buildings / American Institute of Steel Construction. Chicago IL. 2010.
11. ANSI/AISC 360-10. Commentary on the Specification for Structural Steel Buildings / American Institute of Steel Construction. Chicago IL. 2005.
 12. LaBoube R.A., Yu W.W. Additional design considerations for bolted connections // Thirteenth International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures. St. Louis. Missouri. USA. October 17–18. 1996. Pp. 575–593.
 13. EN 1993-1-8:2005 Eurocode 3. Design of steel structures. Part 1-8: Design of joints / European Committee for Standardization CEN. Brussels. 2005.
 14. Teh L.H., Gilbert B.P. Net section capacity of cold-reduced sheet steel channel braces bolted at the web // Journal of Structural Engineering. ASCE. 2013. Vol. 139(5). Pp. 740–747.
 15. Bolandim E.A., Beck A.T., Malite M. Bolted connections in cold-formed steel: reliability analysis for rupture in net section // Journal of Structural Engineering. ASCE. 2013. Vol. 139(5). Pp. 748–756.
 16. Rogers C.A., Hancock G.J. Bolted connection tests of thin G550 and G300 sheet steels // Journal of structural engineering. ASCE. 1998. Vol. 124. No. 7. Pp. 34–67.
 17. Wallace J.A., Shuster R.M., LaBoube R.A. Testing of Bolted Cold-Formed Steel Connections in Bearing (With and without Washers). Final Report / Canadian Cold Formed Research Group Department of Civil Engineering, University of Waterloo. Waterloo. Canada. 2001. 33 p.
 18. Wallace J.A., Shuster R.M. Testing of Bolted Cold-Formed Steel Connections in Bearing (With and without Washers) // Sixteenth International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures. Orlando. Florida. October 17–18. 2002. Pp. 78-92.
 19. Teh L.H., Clements D.D.A. Block shear failures of bolted connections // Sixteenth International Conference on Cold-Formed Steel Structures. Orlando. Florida USA. October 45–58. 2002. Pp. 67–73.
 20. Ведяков И.И., Одесский П.Д., Соловьев Д.В. Несущая способность болтовых соединений легких конструкций из холодногнутых профилей малых толщин // Промышленное и гражданское строительство. 2010. №3. С. 19–22.
 21. Коротких А.В. Фермы из тонкостенных оцинкованных профилей с перекрестной решеткой на сдвигустойчивых соединениях: Автореферат дисс. ... канд. техн. наук. Красноярск. 2012. 22 с.
 22. Kulkarni R.B., Vaghe V.M. Experimental study of bolted connections using light gauge channel sections and packing plates at the joints // Int. J. Adv. Struct. Eng. 2014. Vol. 6, Issue 4. Pp. 105–119.
 23. Maiola C.H., Malite M., Gocalves R. M., Neto J.M. Structural behavior of bolted connections in cold-formed steel members, emphasizing the shear lag effect // Sixteenth International Conference on Cold-Formed Steel Structures. Orlando. Florida USA. October 17–18. 2002. Pp. 98–102.
 24. CFSteel v.4.0 Документация. Том I. Руководство пользователя [Электронный ресурс]. Систем. требования: Adobe Acrobat Reader. URL: <http://www.cfsteel.ru> (дата обращения: 04.09.2015).
 25. CFSteel v.4.0 Документация. Том II. Верификационные расчеты [Электронный ресурс]. Систем. требования: Adobe Acrobat Reader. URL: <http://www.cfsteel.ru> (дата обращения: 04.09.2015).
 10. ANSI/AISC 360-10. Specification for Structural Steel Buildings. American Institute of Steel Construction. Chicago IL. 2010.
 11. ANSI/AISC 360-10. Commentary on the Specification for Structural Steel Buildings. American Institute of Steel Construction. Chicago IL. 2005.
 12. LaBoube R.A., Yu W.W. Additional design considerations for bolted. Thirteenth International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures. St. Louis. Missouri. USA. October 17–18. 1996. Pp. 575–593.
 13. EN 1993-1-8:2005 Eurocode 3. Design of steel structures. Part 1-8: Design of joints. European Committee for Standardization CEN. Brussels. 2005.
 14. Teh L. H., Gilbert B.P. Net section capacity of cold-reduced sheet steel channel braces bolted at the web. Journal of Structural Engineering. ASCE. 2013. Vol. 139(5). Pp. 740–747.
 15. Bolandim E.A., Beck A.T., Malite M. Bolted connections in cold-formed steel: reliability analysis for rupture in net section. Journal of Structural Engineering. ASCE. 2013. Vol. 139(5). Pp. 748–756.
 16. Rogers C.A., Hancock G.J. Bolted connection tests of thin G550 and G300 sheet steels. Journal of structural engineering. ASCE. 1998. Vol. 124. No. 7. Pp. 34–67.
 17. Wallace J.A., Shuster R.M., LaBoube R.A. Testing of Bolted Cold-Formed Steel Connections in Bearing (With and without Washers). Final Report. Canadian Cold Formed Research Group Department of Civil Engineering, University of Waterloo. Waterloo. Canada. March 2001. 33 p.
 18. Wallace J.A., Shuster R.M. Testing of Bolted Cold-Formed Steel Connections in Bearing (With and without Washers). Sixteenth International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures. Orlando. Florida. October 17–18. 2002. Pp. 78-92.
 19. Teh L. H., Clements D.D.A. Block shear failures of bolted connections. Sixteenth International Conference on Cold-Formed Steel Structures. Orlando. Florida USA. October 45–58. 2002. Pp. 67–73.
 20. Vedyakov I.I., Odesskiy P.D., Solovyev D.V. Nesushchaya sposobnost boltovykh soyedineniy legkikh konstruksiy iz kholodnognutykh profiley malykh tolschin [Bearing capacity of bolted connections for lightweight cold-formed structures of small thickness]. Promyshlennoye i grazhdanskoye stroitelstvo. 2010. No. 3. Pp. 19–22. (rus)
 21. Korotkikh A.V. Fermy iz tonkostennykh otsinkovannykh profiley s perekrestnoy reshetkoy na sdvigoustoychivyykh soyedineniyakh [Trusses from cold-formed profiles with crossing diagonal members and frictioned bolt connections]. Ph.D. thesis. Krasnoyarsk. 2012. 22 p. (rus)
 22. Kulkarni R.B., Vaghe V.M. Experimental study of bolted connections using light gauge channel sections and packing plates at the joints. Int. J. Adv. Struct. Eng. 2014. Vol. 6, Issue 4. Pp. 105–119.
 23. Maiola C.H., Malite M., Gocalves R. M., Neto J.M. Structural behavior of bolted connections in cold-formed steel members, emphasizing the shear lag effect. Sixteenth International Conference on Cold-Formed Steel Structures. Orlando. Florida USA. October 17–18. 2002. Pp. 98–102.
 24. CFSteel v.4.0 Documentation. Vol. I. User's Guide [online]. URL: <http://www.cfsteel.ru> (accessed: 04.09.2015) (rus)
 25. CFSteel v.4.0 Documentation. Vol. II. Verification [online]. URL: <http://www.cfsteel.ru> (accessed: 04.09.2015) (rus)

Андрей Александрович Кикоть,
+7(3852)251876; эл. почта: deltaing@mail.ru

Andrey Kikot,
+7(3852)251876; deltaing@mail.ru

© Кикоть А.А., 2016

Kikot A.A. Raschet rastyanutykh elementov iz stalnykh tonkostennykh kholodnognutykh profiley v programme CFSteel [Design of cold-formed tension members using the CFSteel software]. Magazine of Civil Engineering. 2016. No. 1. Pp. 42–59. doi: 10.5862/MCE.61.5