

НАУЧНАЯ СТАТЬЯ / RESEARCH PAPER

УДК 624.014.2

DOI: 10.22227/2305-5502.2024.1.4

Размер площадки трения фрикционного болтового соединения

Андрей Александрович Василькин¹, Георгий Владиславович Зубков¹,
Сергей Александрович Прокаев², Илья Андреевич Василькин¹

¹ Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет (НИУ МГСУ); г. Москва, Россия;

² Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н. Ельцина (УрФУ); г. Екатеринбург, Россия

АННОТАЦИЯ

Введение. В нормативной методике расчета соединений стальных элементов на высокопрочных болтах основное влияние на несущую способность соединения оказывает усилие натяжения болта и коэффициент трения, при этом ширина соединяемых пластин не учитывается, нормами регламентируется шаг расстановки болтов. Поставлена задача определения влияния ширины стальных пластин на несущую способность соединения пакета. Для этого изготовлено несколько стыковых соединений пластин с двусторонними накладками из горячекатаной стали марки СтЗсп5 по ГОСТ 19903–2015. Одна из стыкуемых пластин изготовлена различной ширины и крепится одним болтом так, чтобы в этом сечении произошло исчерпание несущей способности. После чего соединение растягивается и доводится до предельного состояния на разрывной машине.

Материалы и методы. Выполнено шесть комплектов фрикционного соединения с двусторонней накладкой на высокопрочных болтах с различной шириной исследуемой стыкуемой пластины — 50; 60; 70; 80; 90; 100 мм. Пластины соединены высокопрочным болтокомплексом класса прочности 10.9 размера М14. Поверхность пластин обработана пескоструйной обработкой. Для выявления усилия сдвига пакета использовалась разрывная машина Instron 1000HDX.

Результаты. Определена несущая способность соединений с различной шириной стыкуемых пластин, выполнено сравнение полученных результатов с расчетными теоретическими значениями несущей способности, установлены форма и размер площадки трения. Три образца были доведены до разрушения, выявлено, что разрушение происходит в результате исчерпания прочности пластин на растяжение, а также выкола пластины в результате смятия соединяемых элементов.

Выводы. Установлено, что размер зоны трения составляет 2,1–2,3 диаметра отверстия, несущая способность соединения не зависит от ширины элементов.

КЛЮЧЕВЫЕ СЛОВА: фрикционное соединение, площадь трения, высокопрочный болт, болтовое соединение

ДЛЯ ЦИТИРОВАНИЯ: Василькин А.А., Зубков Г.В., Прокаев С.А., Василькин И.А. Размер площадки трения фрикционного болтового соединения // Строительство: наука и образование. 2024. Т. 14. Вып. 1. Ст. 4. URL: <http://nso-journal.ru>. DOI: 10.22227/2305-5502.2024.1.4

Автор, ответственный за переписку: Андрей Александрович Василькин, vasilkinaa@mgsu.ru.

Friction area size of the friction bolted connection

Andrey A. Vasilkin¹, Georgiy V. Zubkov¹, Sergey A. Prokaev², Ilya A. Vasilkin¹

¹ Moscow State University of Civil Engineering (National Research University) (MGSU); Moscow, Russian Federation;

² Ural Federal University named after the First President of Russia B.N. Yeltsin (UrFU); Yekaterinburg, Russian Federation

ABSTRACT

Introduction. In the normative method of calculation of joints of steel elements on high-strength bolts, the main influence on the bearing capacity of the joint is the bolt tension force and the friction coefficient, while the width of the plates to be connected is not taken into account, normative documents regulate the bolt spacing. The task of determining the influence of the width of steel plates on the load-bearing capacity of the connection elements was set. For this purpose, several butt joints of plates with double-sided overlays made of hot-rolled steel grade St3sp5 according to GOST 19903–2015 were manufactured. One of the butt plates is made of different widths and is fastened with one bolt so that the exhaustion of bearing capacity occurs in this section. After that, the joint is stretched and brought to the limit state on a breaking machine.

Materials and methods. 6 sets of friction joint with double-sided overlay on high-strength bolts with different width of the investigated butt plate — 50; 60; 70; 80; 90; 100 mm were made. The plates are connected by a high-strength bolt set of strength class 10.9 of size M14. The surface of the plates was sandblasted. An Instron 1000HDX tensile testing machine was used to determine the shear force.

Results. The bearing capacity of joints with different widths of the plates to be joined was determined, the results obtained were compared with the calculated theoretical values of bearing capacity, the shape and size of the friction area were determined. Three specimens were brought to failure, it was revealed that failure occurs as a result of exhaustion of tensile strength of the plates, as well as plate gouging as a result of buckling of the joined elements.

Conclusions. It was found that the size of the friction zone is 2.1–2.3 of the hole diameter, the bearing capacity of the joint does not depend on the width of the elements.

KEYWORDS: friction joint, friction area, high-strength bolt, bolted connection

FOR CITATION: Vasilkin A.A., Zubkov G.V., Prokaev S.A., Vasilkin I.A. Friction area size of the friction bolted connection. *Stroitel'stvo: nauka i obrazovanie* [Construction: Science and Education]. 2024; 14(1):4. URL: <http://nso-journal.ru>. DOI: 10.22227/2305-5502.2024.1.4

Corresponding author: Andrey A. Vasilkin, vasilkinaa@mgsu.ru.

ВВЕДЕНИЕ

Одним из способов соединения стальных элементов ответственных конструкций, в том числе работающих под воздействием динамической нагрузки, является соединение на высокопрочных болтах, когда несущая способность соединения обеспечена за счет силы трения между соединяемыми поверхностями [1]. На основе испытаний работы соединений на высокопрочных болтах, выполненных в НИИ мостов ЛИИЖТ в 1957 г. под руководством Т.М. Богданова, были заложены основы методики проектирования соединений на высокопрочных болтах [2]. Установлено, что при значительном усилии затяжки болта возникает сила трения между соединяемыми поверхностями, за счет которой и обеспечивается несущая способность соединения.

Учитывая широкий спектр условий работы подобного типа соединений и ответственность возводимых несущих конструкций, в настоящее время выполняются исследования по изучению влияния различных факторов на работу соединения.

Так, авторы трудов [3, 4] оценили влияние степени коррозионного износа элементов на несущую способность соединения. Выполнены исследования по определению влияния температуры [5], повторной нагрузки [6, 7], сейсмических колебаний [8], способа обработки соединяемых поверхностей [9–11], технологии и качества подготовки контактных поверхностей [12] на несущую способность соединения.

В ряде работ проведены испытания действительной работы фрикционных соединений на физической модели [13–16], в том числе за пределами фрикционной части работы соединения [17].

Кроме указанных в нормах проектирования, предлагаются различные способы определения ко-

эффициента закручивания высокопрочного болтокомплекта [18, 19], в публикации [20] устанавливается коэффициент закручивания болта при различных видах смазки, а в исследовании [21] — коэффициент закручивания при ударной затяжке болтовых соединений.

В представленной статье поставлена задача определения размера зоны трения между соединяемыми высокопрочными болтами пластинами, предполагая, что существует площадь трения A , которая может распределяться равномерно вокруг отверстия с болтом.

Было высказано предположение, что при стыке стальных пластин с фрикционным механизмом на несущую способность может оказывать влияние ширина соединяемых элементов. Для пластин различной ширины будет различная площадь трения, соответственно, чем шире пластины, тем вероятно больше площадь трения и больше несущая способность соединения. Ожидается линейная зависимость между шириной элементов и несущей способностью соединения. Очевидно, что размер этой площадки трения должен быть конечен, и при испытании пластин различной ширины равномерно увеличивающийся график станет горизонтальным.

Для того чтобы определить размер d зоны трения (рис. 1), используем пластину 2 различной ширины (рис. 2).

МАТЕРИАЛЫ И МЕТОДЫ

Для исследования было изготовлено шесть комплектов пластин из горячекатаной стали марки Ст3сп5 по ГОСТ 19903–2015. Две пластины (рис. 2, элементы 1 и 2) соединялись с помощью двусторонних накладок на высокопрочных болтокомплектах диаметра М14 и класса прочности 10.9. Способ соединения на двусторонних накладках усложняет и удорожает конструкцию, однако дает возможность приложить растягивающее усилие четко по оси симметрии соединения без возникновения изгибающего момента, который бы возник в случае использования двух пластин, соединенных одним болтом внахлест. Все пластины соединяются одинаковыми болтами, имеющими одинаковый диаметр болта, класс прочности и усилие натяжения. Поэтому, для того чтобы четко зафиксировать момент сдвига

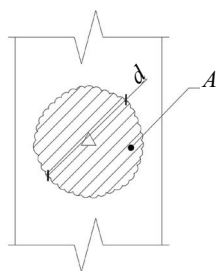


Рис. 1. Теоретическая форма площадки трения

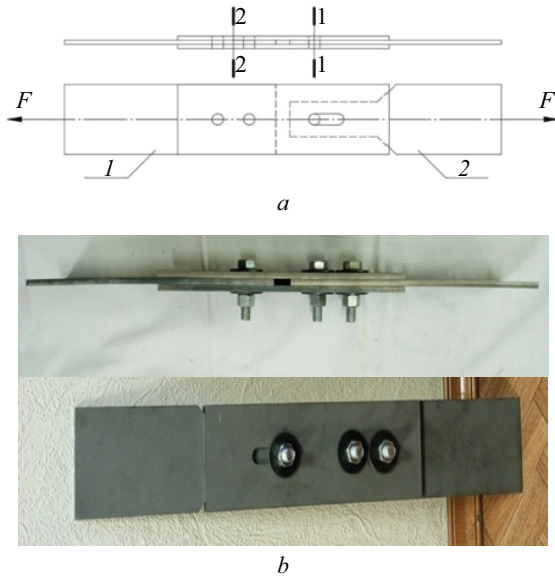


Рис. 2. Конструкция исследуемого стыкового соединения стальных пластин с двусторонними накладками: *a* — схема соединения; *b* — общий вид

пластин, необходимо исключить из работы болты с противоположной стороны соединения. Для того чтобы обеспечить и наблюдать сдвиг болта, в интересующей нас плоскости 1–1 был установлен один болт, а с другой стороны стыка — два болта (сечение 2–2), таким образом в этом сечении создается заведомо более прочное соединение (рис. 2).

В каждом соединении элемент 2 изготовлен различной ширины — 50; 60; 70; 80; 90; 100 мм (рис. 3).

Предварительно пластины подверглись пескоструйной обработке и были стянуты в пакет в течение одних суток. Высокопрочные болты М14 затягивались динамометрическим ключом на расчетное усилие натяжения.

Также в накладках, в сечении 1–1, отверстие под болт выполнено овальной формы $l = 50$ мм для возможности перемещения болта и исключения его работы на срез и смятие соединяемых поверхностей.

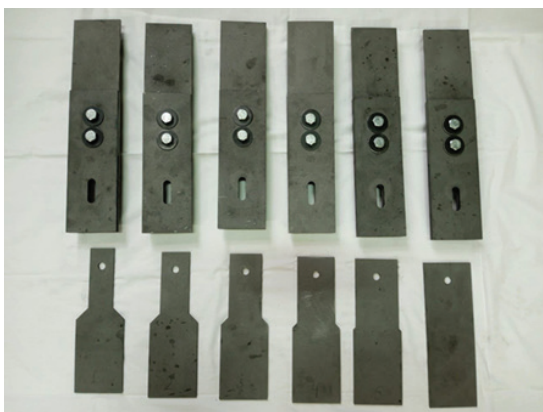


Рис. 3. Сборка исследуемых пакетов с элементами различной ширины



Рис. 4. Испытание образцов на растяжение в разрывной машине

Затем соединенные пакеты пластин последовательно установили в разрывную машину Instron 1000HDX лаборатории испытаний строительных материалов изделий и конструкций НИУ МГСУ и испытывали на растяжение до исчерпания несущей способности соединения за счет сил трения, т.е. до сдвига болта в сечении 1–1.

Три образца были доведены до разрушения элементов. При этом ставилась задача разрушить именно стальные пластины и поэтому расчетным путем принят болт именно такого диаметра, чтобы исключить его срез. Испытательная установка показана на рис. 4.

РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЯ

По результатам проведенных испытаний замерена ширина участков трения между пластинами (рис. 5), данные замеров представлены в табл. 1. Поскольку имеется две плоскости трения, то замерено два участка с двух сторон перемещаемой пластины 2. На них видны участки повреждения поверхности — борозды замятия и задиры стали. По этим ярко выраженным участкам и замеряется ширина участка трения.

Поскольку отверстия сделаны овальной формы, то перемещение пластин после исчерпания сил трения и их сдвига происходило на значительном расстоянии — 36 мм, что позволило сформировать на пластинах визуально наблюдаемые участки трения с характерными бороздами. Разумеется, сложно однозначно трактовать, где начинаются борозды на металле, при этом возможна погрешность в 1 мм, т.е. $1/15d$ отверстия. Представляется, что такая неточность все же поможет создать общую картину и вывести некоторые зависимости. Несмотря на то что все образцы были выполнены из одной стали, т.е. прочность и твердость у них должна быть одинаковой, видно, что глубина рисок и борозд может быть различной, от еле заметных как на образце № 4 (рис. 5) до глубоких рытвин на образце № 1 и 6 (рис. 6).

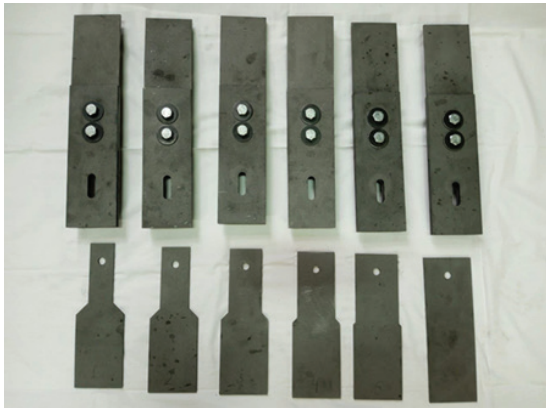


Рис. 5. Площадки трения на пластинах образца № 4

В перспективе считаем интересным сравнить размер борозд и соответственно несущую способность соединения для различных классов стали — малоуглеродистой и высоколегированной. С одной стороны, чем прочнее сталь, тем сложнее сорвать «зацепы» в «бороздах», с другой стороны, если сталь очень прочная и твердая, то, возможно, она вообще не будет цепляться друг за друга или скалываться по хрупкому типу. Поскольку исследованные пластины выполнены из вязкой стали со значительным относительным удлинением (по сертификату) 33 %, возможно, именно поэтому сформировались такие четкие и заметные борозды.

Из результатов, представленных в табл. 1, видно, что у всех образцов ширина площадки трения близка (от 31 до 33,5 мм) и отличается на 7–8 %.

Далее выполнена оценка усилия сдвига, при котором произошло исчерпание несущей способности соединения за счет силы трения и сдвиг пластин. Полученные результаты приведены в табл. 2.

Для сравнения вычислена теоретическая несущая способность соединения с двумя плоскостями трения и пескоструйным способом обработки, описанным в нормативной документации¹.

Из результатов испытаний образцов следует, что фактическая несущая способность соединения оказалась различной для пластин с разной шириной, что свидетельствует о том, что ширина пластин не влияет на несущую способность болта, поскольку

диаметр пятна трения меньше ширины испытываемых пластин и составляет $2,1d_0$ с разбросом 7–8 %.

Таким образом, можно сделать вывод, что радиус зоны трения составляет 2,0 диаметра отверстия и не зависит от размера соединяемых пластин. Участки трения можно визуально наблюдать на образцах (рис. 5).

В нормах проектирования указаны конструктивные требования по расстановке болтов в соединении, в которых указано, что минимальное расстояние между центрами отверстий болтов должно быть не менее $2,5d_0$. Данное расстояние соответствует диаметру пятна контакта. На рисунках можно наблюдать зону контакта круглой формы.

В процессе проведения исследования три образца были доведены до разрушения, т.е. при перемещении пластин болт выбрал черноту овального отверстия и стал работать по принципу обычного болта.

До разрушения были доведены образцы № 1, 5, 6 (рис. 6).

После перемещения болта на всю длину овального отверстия болт упирается в накладки и при дальнейшем увеличении нагрузки может произойти разрушение в результате среза болта, смятия соединяемых поверхностей или растяжения пластины по ослабленному сечению. Разрушение первого образца произошло по оси отверстия от нормальных напряжений по ослабленному сечению. Пятого и шестого — в результате смятия соединяемых поверхностей.

При проведении эксперимента определено усилие, при котором произошло разрушение пакета пластин, результаты представлены в табл. 3. Также вычислена несущая способность соединения на растяжение пластин и смятие соединяемых поверхностей (табл. 3).

Теоретически все пластины должны разрушиться от смятия соединяемых поверхностей, поскольку несущая способность на растяжение (без учета концентрации напряжений) превышает несущую способность на смятие соединяемых поверхностей $N_p > N_{см}$.

Однако фактически в первом образце с шириной $b = 50$ мм происходит разрушение в результате нормальных напряжений по площади наименьшего сечения — отверстию в пластине, что можно объяснить влиянием концентрации напряжений у отверстия.

¹ СП 16.13330.2011. Стальные конструкции. 2011. 173 с.

Табл. 1. Ширина зоны трения с двух сторон пластины

Образец	Диаметр отверстия, мм	Ширина пластины, мм	Ширина области трения, мм	Ширина области трения от оси отверстия, мм
1	15	50	31/32 — $2,1d_0$	15/17 мм ~ $1d_0$
2	15	60	33/34 — $2,27d_0$	16,5/17 мм ~ $1d_0$
3	15	70	32,5/32 — $2,17d_0$	16,5/17 мм ~ $1,13d_0$
4	15	80	33,5/33,5 — $2,23d_0$	16,5/16,5 мм ~ $1,1d_0$
5	15	90	33,5/33 — $2,17d_0$	16,5/16,5 мм ~ $1,1d_0$
6	15	100	32/32 — $2,13d_0$	16/16 мм ~ $1,07d_0$

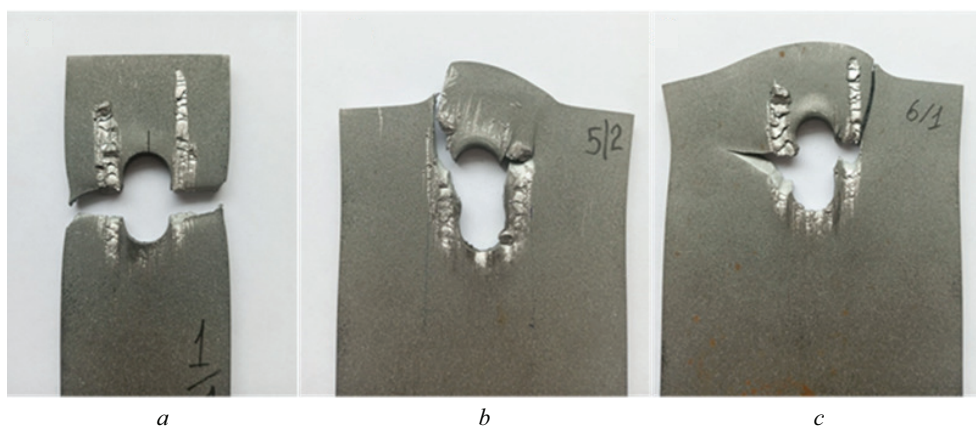


Рис. 6. Разрушение образцов при растяжении: *a* — ширина 50 мм; *b* — ширина 90 мм; *c* — ширина 100 мм

Табл. 2. Несущая способность испытываемых пакетов пластин

Образец	Ширина пластины, мм	Усилие сдвига N , кН	%	Расчетная несущая способность соединения, кН
1	50	69,53	100,00	69,368
2	60	83,51	120,10	69,368
3	70	102,15	146,91	69,368
4	80	86,68	124,66	69,368
5	90	71,30	102,54	69,368
6	100	75,93	109,20	69,368

Табл. 3. Несущая способность соединения после преодоления силы трения

Образец	Расчетная величина разрушения		Фактическое усилие разрушения, кН	Вид разрушения
	Смятие соединяемых поверхностей, кН	Растяжение пластины, кН		
1 ($b = 50$ мм)	40,7	49,35	69,5	Растяжение
5 ($b = 90$ мм)	40,7	105,75	71,3	Смятие поверхностей
6 ($b = 100$ мм)	40,7	119,85	75,9	Растяжение–смятие

Образец № 5 шириной 90 мм разрушился от смятия поверхностей при усилии, на 75 % превышающем расчетное, что можно объяснить запасом несущей способности, заложенным в методе расчета по предельным состояниям. Этот образец не должен был разрушаться от растяжения.

Образец № 6 разрушился при усилии $N = 75,9$ кН, близком образцу № 5 $N = 71,3$ кН, разница в усилии разрушения составила 6 %, что вполне укладывается в статистический разброс исследования. При этом характер разрушения можно трактовать как смешанный, поскольку на образце видно, что трещина возникла по ослабленному сечению и выросла на несколько миллиметров поперек пластины до $0,4d$ отверстия, т.е. разрушение начиналось как для растянутого элемента от нормальных напряжений по площади нетто. Дальше, вероятно, трещина завязла (поскольку металл пластины пластичный $\delta = 30$ %) и пошла в торец пластины, выкалывая отверстия,

т.е. разрушение произошло по принципу смятия соединяемых поверхностей.

Разумеется, количества разрушенных пластин недостаточно, чтобы набрать достоверную статистику и делать выводы по механике разрушения соединения. Очевидно, что узел находится в сложном напряженном состоянии, при этом влияют факторы качества стали, концентрации напряжений, разброс прочности стали самих пластин. В любом случае усилие фактической несущей способности превысило расчетную несущую способность.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ И ОБСУЖДЕНИЕ

В результате исследования установлено, что площадка трения фрикционного соединения имеет очертание в виде круга. Диаметр участка трения ориентировочно составляет $2,1–2,3d$ отверстия, при этом зона трения распространяется на $0,67d_0$ от края отверстия. Минимально допустимое расстояние между центрами отверстия, указанное в СП

«Стальные конструкции» [20], составляет $2,5d_0$, таким образом, практически весь промежуток между болтами испытывает трение. Зона трения не зафиксирована на участке поверхности пластины шириной $0,2-0,4d_0$.

Также установлено, что ширина площадки трения не зависит от линейных размеров соединяемых пластин, что подтверждает представления, заложенные в формулу определения несущей способности соединения на высокопрочных болтах.

СПИСОК ИСТОЧНИКОВ

1. Туснин А.Р., Тихонов С.М., Алехин В.Н., Беляева З.В., Кудрявцев С.В., Рыбаков В.А., Назмеева Т.В. и др. Проектирование металлических конструкций. Часть 1. Металлические конструкции. Материалы и основы проектирования : учебник для вузов. М. : Изд-во «Перо», 2020. 468 с. EDN BQNCPS.

2. Богданов Т.М. Соединения металлических конструкций на высокопрочных болтах. М. : Транспорт, 1963. 112 с.

3. Jiang C., Xiong W., Cai C.S., Zhu Y., Liu Z. Experimental study on the shear behavior of friction connections with corrosion damage // Journal of Constructional Steel Research. 2022. Vol. 197. P. 107449. DOI: 10.1016/j.jcsr.2022.107449

4. Катанина А.Г., Шувалов А.Н., Корнев О.А., Соколова Е.В. Влияние коррозионной среды на свойства фрикционного соединения листов сплава 6082-T6 // Известия высших учебных заведений. Строительство. 2022. № 8 (764). С. 102–118. DOI: 10.32683/0536-1052-2022-764-8-102-118. EDN WSYRQK.

5. Xie R., Golondrino J.C., MacRae G.A., Clifton G.C. Braced frame symmetrical and asymmetrical friction connection performance // Key Engineering Materials. 2018. Vol. 763. Pp. 216–223. DOI: 10.4028/www.scientific.net/KEM.763.216

6. Aloisio A., Contento A., Boggian F., Tomasi R. Probabilistic friction model for aluminium–steel Asymmetric Friction Connections (AFC) // Engineering Structures. 2023. Vol. 274. P. 115159. DOI: 10.1016/j.engstruct.2022.115159

7. Ferjaoui A., Yue T., Wahab M.A., Hojjati-Talemi R. Prediction of fretting fatigue crack initiation in double lap bolted joint using continuum damage mechanics // International Journal of Fatigue. 2015. Vol. 73. Pp. 66–76. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2014.11.012

8. Yan Z., Bagheri H., Ramhormozian S., Clifton G.C., Rangwani K., Dhakal R.P. et al. Three-storey configurable steel framed building incorporating friction based energy dissipaters: Structural configuration and instrumentation // New Zealand Society for Earthquake Engineering Annual Technical. 2021.

9. Мартынов Г.В., Монастырева Д.Е., Макаров А.И., Морина Е.А. Напряженно-деформированное состояние фрикционных соединений с лазерной обработкой контактных поверхностей // Вестник МГСУ. 2019. Т. 14. № 1. С. 72–82. DOI: 10.22227/1997-0935.2019.1.72-82. EDN YWGLNR.

10. Коваленко А.И., Конин Д.В., Нахвальнов П.В., Соловьев Д.В. Экспериментальное исследование ко-

эффициента трения фрикционных болтовых соединений // Строительная механика и расчет сооружений. 2022. № 4 (303). С. 61–67. DOI: 10.37538/0039-2383.2022.4.61.67. EDN FCXHVY.

11. Ведяков И.И., Конин Д.В., Нахвальнов П.В. Экспериментальное исследование фрикционных болтовых соединений из высокопрочных сталей // Промышленное и гражданское строительство. 2022. № 7. С. 24–33. DOI: 10.33622/0869-7019.2022.07.24-33. EDN NJLPIL.

12. Соловьев Д.В., Конин Д.В., Коваленко А.И., Нахвальнов П.В. Исследование работы соединений на высокопрочных болтах // Международный строительный конгресс. Наука. Инновации. Цели. Строительство : сб. тез. докл. 2023. С. 202–205. DOI: 10.37538/2949-219X-2023-202-205. EDN JVMDRM.

13. Семенов А.А., Маляренко А.А., Порываев И.А., Сафиуллин М.Н. Напряженно-деформированное состояние высокопрочных болтов фланцевых соединений в крупнительных стыках стропильных ферм // Инженерно-строительный журнал. 2014. № 5 (49). С. 54–62. DOI: 10.5862/MCE.49.6. EDN SKHSCJ.

14. Солодов Н.В. Прочность и деформативность при смятии в болтовом соединении // Вестник Белгородского государственного технологического университета им. В.Г. Шухова. 2017. № 1. С. 82–87. DOI: 10.12737/23889. EDN XHLEJP.

15. Ramhormozian S., Clifton G.C., Bergen B., White M., Macrae G.A. An Experimental Study on the Asymmetric Friction Connection (AFC) Optimum Installed Bolt Tension // NZSEE Annual Technical Conference and 15th World Conference on Seismic Isolation, Energy Dissipation and Active Vibration Control of Structures. 2017.

16. Cui Y., Yan Z., Wang X., Wang T. Experimental studies on slip friction device using symmetric friction connections // Structures. 2022. Vol. 44. Pp. 1886–1897. DOI: 10.1016/j.istruc.2022.09.005

17. Заярный С.Л., Губанов Я.В., Демьянов Д.В. Исследование механизма разрушения фрикционного болтового соединения // Проблемы исследования систем и средств автомобильного транспорта : мат. Междунар. очно-заочной науч.-техн. конф. 2017. С. 327–330. EDN YQIKHD.

18. Василькин А.А., Ахметзянов Р.М. Определение коэффициента закручивания высокопрочного болтокомплекта для предварительного натяжения // Вестник МГСУ. 2023. Т. 18. № 3. С. 379–390. DOI: 10.22227/1997-0935.2023.3.379-390

19. Vasilkin A., Akhmetzyanov R., Zubkov G., Vasilkin I. Experimental determination of the tightening coefficient of bolts according to the din standard // E3S Web of Conferences. 2023. Vol. 389. P. 01080. DOI: 10.1051/e3sconf/202338901080

20. Mascenik J., Coranic T. Experimental determination of the coefficient of friction on a screw joint //

Applied Sciences. 2022. Vol. 12. Issue 23. P. 11987. DOI: 10.3390/app122311987

21. Wettstein A., Matthiesen S. Investigation of the thread coefficient of friction when impact tightening bolted joints // Forschung im Ingenieurwesen. 2020. Vol. 84. Issue 1. Pp. 55–63. DOI: 10.1007/s10010-019-00392-z

Поступила в редакцию 20 сентября 2023 г.

Принята в доработанном виде 11 декабря 2023 г.

Одобрена для публикации 12 декабря 2023 г.

ОБ АВТОРАХ: **Андрей Александрович Василькин** — кандидат технических наук, доцент кафедры металлических и деревянных конструкций; **Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет (НИУ МГСУ);** 129337, г. Москва, Ярославское шоссе, д. 26; РИНЦ ID: 636406, Scopus: 57192557109, ORCID: 0000-0003-0962-527X; vasilkinaa@mgsu.ru;

Георгий Владиславович Зубков — аспирант кафедры металлических и деревянных конструкций; **Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет (НИУ МГСУ);** 129337, г. Москва, Ярославское шоссе, д. 26; ORCID: 0000-0002-5474-510X; gronar363@gmail.com;

Сергей Александрович Прокаев — магистр Института экономики и управления, Школа управления и междисциплинарных исследований; **Уральский федеральный университет имени первого Президента России Б.Н. Ельцина (УрФУ);** 620002, г. Екатеринбург, ул. Мира, д. 19; sprokaev@gmail.com;

Илья Андреевич Василькин — студент Института гидротехнического и энергетического строительства; **Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет (НИУ МГСУ);** 129337, г. Москва, Ярославское шоссе, д. 26; olyailya86@mail.ru.

Вклад авторов:

Василькин А.А. — научное руководство, научное редактирование текста статьи.

Зубков Г.В. — написание исходного текста, технический перевод.

Прокаев С.А. — подготовка моделей, проведение эксперимента, обработка результатов эксперимента.

Василькин И.А. — написание исходного текста, обработка материала.

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

INTRODUCTION

One of the ways to connect steel elements of critical structures, including those operating under dynamic loading, is the connection on high-strength bolts, when the load-bearing capacity of the connection is ensured by the friction force between the connected surfaces [1]. On the basis of tests of high-strength bolted connections performed at the Research Institute of Bridges of PGUPS in 1957 under the direction of T.M. Bogdanov, the foundations of the design methodology of high-strength bolted connections were laid [2]. It has been established that at a significant bolt tightening force there is a friction force between the connected surfaces, which provides the load-bearing capacity of the connection.

Given the wide range of operating conditions of this type of joints and the responsibility of the load-bearing structures being erected, studies are currently being carried out to investigate the influence of various factors on the performance of the joint.

Thus, the authors of works [3, 4] evaluated the influence of the degree of corrosion wear of elements

on the bearing capacity of the connection. Studies have been carried out to determine the influence of temperature [5], repeated loading [6, 7], seismic vibrations [8], the method of treatment of the surfaces to be joined [9–11], the technology and quality of preparation of contact surfaces [12] on the bearing capacity of the connection.

A number of works tested the actual performance of friction joints on a physical model [13–16], including beyond the frictional part of the joint performance [17].

In addition to those specified in the design standards, various methods were proposed to determine the torque factor of a high strength bolt set [18, 19], publication [20] establishes the bolt torque factor under different types of lubrication and a research [21] establishes the torque factor under impact tightening of bolted connections.

In the presented paper, the problem of determining the size of the friction area between high-strength bolted plates being connected by high-strength bolts is set, assuming that there is a friction area A that can be distributed uniformly around the bolt hole.

It was suggested that when steel plates are joined with a friction mechanism, the bearing capacity may be influenced by the width of the elements to be joined. Different widths of plates will have different friction areas, so the wider the plates, the greater the friction area and the greater the load carrying capacity of the joint is likely to be. A linear relationship between the width of the elements and the bearing capacity of the joint is expected. Obviously, the size of this friction area must be finite, and when plates of different widths are tested, the uniformly increasing graph will become horizontal.

In order to determine the size d of the friction zone (Fig. 1), we use a plate 2 of different widths (Fig. 2).

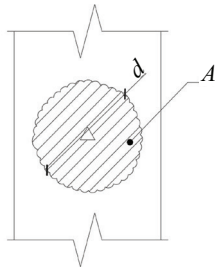


Fig. 1. Theoretical shape of the friction area

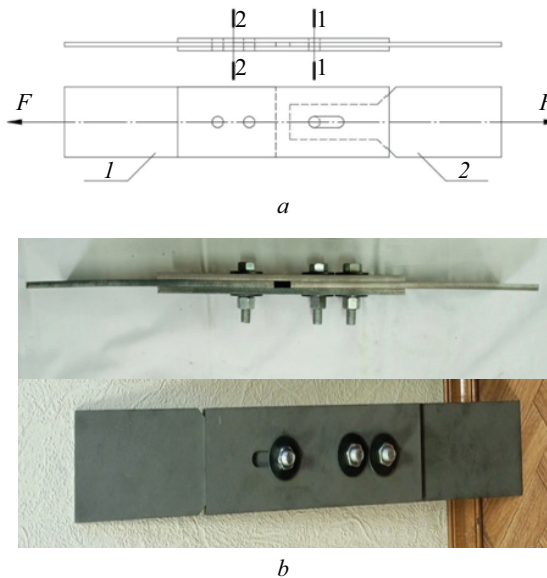


Fig. 2. Design of the investigated butt joint of steel plates with double-sided overlays: *a* — connection scheme; *b* — general view

MATERIALS AND METHODS

Six sets of plates made of hot-rolled steel of St3sp5 grade according to GOST 19903–2015 were manufactured for the research. Two plates (Fig. 2, elements 1 and 2) were connected using double-sided overlaps on high-strength bolt sets of diameter M14 and strength class 10.9. The method of connection on double-sided overlaps complicates and increases the cost of the design, but it makes it possible to apply a tensile force clearly along the axis of symmetry

of the connection without causing a bending moment, which would occur in the case of using two plates connected by a single bolt overlap. All plates are connected with the same bolts having the same bolt diameter, strength class and tensile force. Therefore, in order to clearly record the shear moment of the plates, it is necessary to exclude the bolts on the opposite side of the connection. In order to ensure and observe the bolt shear, one bolt was installed in the plane of interest 1–1 and two bolts were installed on the other side of the joint (section 2–2), thus creating a deliberately stronger joint in this section (Fig. 2).

In each connection, the element 2 is made of different widths — 50; 60; 70; 80; 90; 100 mm (Fig. 3). The plates were sandblasted beforehand and bundled for one day. High-strength M14 bolts were tightened with a torque spanner to the design tension force.

Also in the overlays, in section 1–1, the hole for the bolt is made oval shape $l = 50$ mm for the possibility of moving the bolt and excluding its work on shearing and buckling of the connected surfaces.

Then the connected packets of plates were sequentially installed in the Instron 1000HDX tensile testing machine of the Laboratory of Testing of Building Materials, Products and Structures of the NRU MGSU and tested in tension until the bearing capacity of the connection was exhausted due to friction forces, i.e. until the shear of the bolt in section 1–1.

Three specimens were brought to failure of elements. In this case, the objective was to destroy the steel plates and therefore a bolt of such a diameter was taken to exclude its shearing. The test setup is shown in Fig. 4.

RESEARCH RESULTS

According to the results of the tests, the width of the friction areas between the plates was measured (Fig. 5), the measurement data are presented in Table 1. Since there are two friction planes, two areas were measured on both sides of the moving plate 2. They show areas of surface damage — grooves of jamming

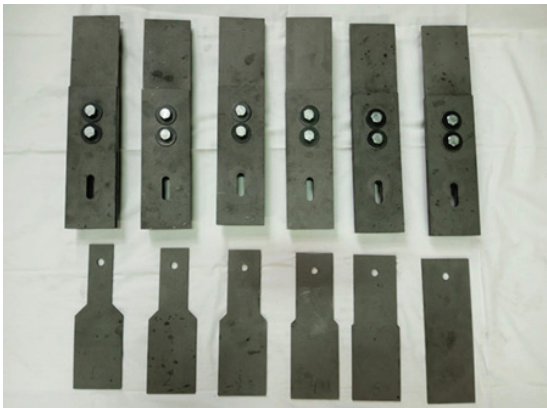


Fig. 3. Assembly of the investigated packages with elements of different widths



Fig. 4. Tensile testing of specimens in a tensile testing machine and scoring of steel. The width of the friction area is measured from these strongly marked areas.

Since the holes are made of oval shape, the movement of plates after the exhaustion of friction forces and their shear occurred at a considerable distance — 36 mm, which allowed to form visually observable friction areas with characteristic grooves on the plates. Of course, it is difficult to interpret unambiguously where the grooves begin on the metal, with a possible error of 1 mm, i.e. $1/15d$ of the hole. It would appear that such an inaccuracy would still help to create an overall picture and derive some relationships. Despite the fact that all specimens were made of the same steel, i.e. their strength and hardness should be the same, it can be seen that the depth of grooves and grooves can be different, from barely visible as on specimen No. 4 (Fig. 5) to deep potholes on specimens No. 1 and 6 (Fig. 6).

In the long run, we find it interesting to compare the size of the grooves and, consequently, the load-bearing capacity of the joint for different classes of steel — low-carbon and high-alloyed. On the one hand, the stronger the steel, the more difficult it is to break off the “hooks” in the “grooves”; on the other hand, if the steel is very strong and hard, it is possible that it will not cling to each other at all or will splinter by brittle type. Since the plates examined are made of ductile steel with a significant relative elongation (according to the certificate) of 33 %,

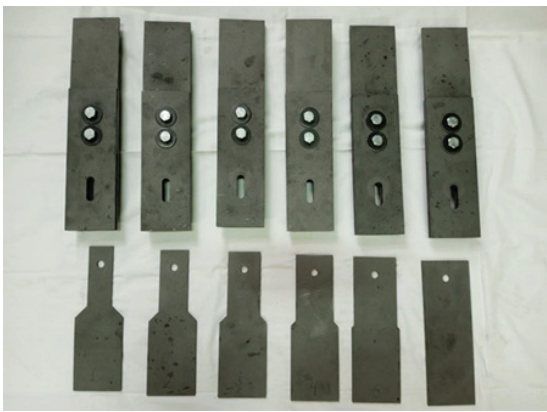


Fig. 5. Friction areas on the plates of specimen No. 4

this may be the reason why such clear and noticeable grooves were formed.

From the results presented in Table 1, it can be seen that all specimens have close (31 to 33.5 mm) friction site widths and differ by 7–8 %.

Next, the shear force at which the bearing capacity of the connection was exhausted due to the friction force and plate shear was evaluated. The obtained results are given in Table 2.

For comparison, the theoretical bearing capacity of a joint with two friction planes and the sandblasting treatment described in the normative documentation¹ was calculated.

From the test results of the specimens it follows that the actual bearing capacity of the connection turned out to be different for plates with different widths, which indicates that the width of the plates does not affect the bearing capacity of the bolt, because the diameter of the friction spot is smaller than the width of the tested plates and is $2.1d_a$ with a spread of 7–8 %.

Thus, it can be concluded that the radius of the friction zone is 2.0 hole diameter and does not depend on the size of the plates to be joined. The friction areas can be visually observed on the specimens (Fig. 5).

The design standards specify the design requirements for bolt spacing in the connection, stating that the minimum distance between bolt hole centres must be at least $2.5d_a$. This distance corresponds to

¹ CP 16.13330.2011. Steel structures. 2011; 173.

Table 1. Width of the friction zone on both sides of the plate

Specimen	Hole diameter, mm	Plate width, mm	Width of friction area, mm	Width of friction area from the hole axis, mm
1	15	50	31/32 — $2.1d_a$	15/17 mm ~ $1d_a$
2	15	60	33/34 — $2.27d_a$	16.5/17 mm ~ $1d_a$
3	15	70	32.5/32 — $2.17d_a$	16.5/17 mm ~ $1.13d_a$
4	15	80	33.5/33.5 — $2.23d_a$	16.5/16.5 mm ~ $1.1d_a$
5	15	90	33.5/33 — $2.17d_a$	16.5/16.5 mm ~ $1.1d_a$
6	15	100	32/32 — $2.13d_a$	16/16 mm ~ $1.07d_a$

Table 2. Bearing capacity of tested plate packs

Specimen	Plate width, mm	Shear force N , kN	%	Design bearing capacity of the connection, kN
1	50	69.53	100.00	69.368
2	60	83.51	120.10	69.368
3	70	102.15	146.91	69.368
4	80	86.68	124.66	69.368
5	90	71.30	102.54	69.368
6	100	75.93	109.20	69.368

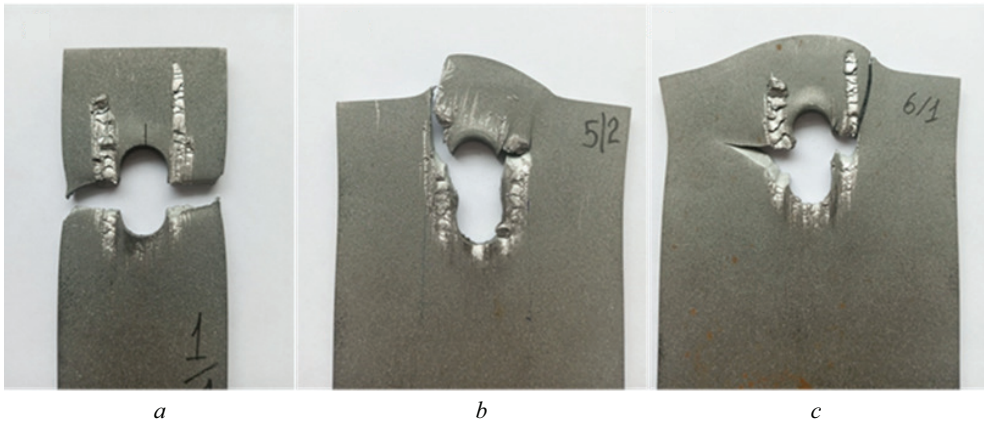


Fig. 6. Tensile failure of specimens: a — width 50 mm; b — width 90 mm; c — width 100 mm

the diameter of the contact patch. A circular shaped contact area can be observed in the drawings.

During the course of the research, three specimens were brought to failure, i.e., the bolt selected the blackness of the oval hole when the plates were moved and began to work like a conventional bolt.

Specimens No. 1, 5, 6 were brought to failure (Fig. 6).

After the bolt is moved the full length of the oval hole, the bolt rests on the linings and further increases in load may result in failure due to shearing of the bolt, buckling of the connecting surfaces or stretching of the plate at the weakened section. Failure of the first specimen occurred along the axis of the hole from normal stresses in the weakened section. The fifth and sixth specimens failed as a result of buckling of the mating surfaces.

During the experiment, the force at which the failure of the plate packet occurred was determined, the results are presented in Table 3. The load-bearing capac-

ity of the connection for plate tension and buckling of the connected surfaces was also calculated (Table 3).

Theoretically, all plates should collapse from buckling of the mating surfaces because the tensile load carrying capacity (without considering stress concentration) exceeds the buckling load carrying capacity of the mating surfaces $N_{ten} > N_m$.

However, in fact, in the first specimen with a width of $b = 50$ mm, failure occurs as a result of normal stresses over the area of the smallest cross section — the hole in the plate, which can be explained by the influence of stress concentration at the hole.

Specimen No. 5 with a width of 90 mm failed by buckling of the surfaces at a force 75 % higher than the design force, which can be explained by the load-bearing capacity reserve inherent in the limit state calculation method. This specimen should not have failed by tensile failure.

Specimen No. 6 fractured at a force $N = 75.9$ kN, close to specimen No. 5 $N = 71.3$ kN, the difference in fracture force was 6 %, which is well within

Table 3. Bearing capacity of the joint after overcoming the friction force

Specimen	Estimated fracture value		Actual fracture force, kN	Type of destruction
	Buckling of surfaces to be joined, kN	Plate tension, kN		
1 ($b = 50$ mm)	40.7	49.35	69.5	Stretching
5 ($b = 90$ mm)	40.7	105.75	71.3	Smoothing of surfaces
6 ($b = 100$ mm)	40.7	119.85	75.9	Stretch-buckling

the statistical scatter of the research. At the same time, the nature of the fracture can be interpreted as mixed, since the specimen shows that the crack appeared along the weakened section and grew a few millimetres across the plate to $0.4d$ of the hole, i.e. the fracture began as for a tensile element from normal stresses across the net area. Then, probably, the crack got stuck (since the plate metal is ductile $\delta = 30\%$) and went to the plate end, poking out the holes, i.e. the fracture occurred according to the principle of buckling of the connected surfaces.

Of course, the number of fractured plates is not sufficient to obtain reliable statistics and draw conclusions on the fracture mechanics of the joint. It is obvious that the assembly is in a complex stressed state, with factors of steel quality, stress concentration, and variation in the steel strength of the plates themselves. In any case, the force of the actual load carrying capacity exceeded the design load carrying capacity.

CONCLUSION AND DISCUSSION

As a result of the research it is established that the friction area of the friction joint has an outline in the form of a circle. The diameter of the friction area is approximately $2.1\text{--}2.3d$ of the hole, with the friction zone extending to $0.67d_a$ from the edge of the hole. The minimum permissible distance between the centres of the hole, as specified in CP “Steel Structures” [20] is $2.5d_a$, thus almost the entire bolt spacing experiences friction. The friction zone is not fixed on the surface area of the plate with a width of $0.2\text{--}0.4d_o$.

It is also established that the width of the friction area does not depend on the linear dimensions of the plates to be connected, which confirms the ideas inherent in the formula for determining the bearing capacity of the connection on high-strength bolts.

REFERENCES

1. Tussnin A.R., Tikhonov S.M., Alekhin V.N., Belyaeva Z.V., Kudryavtsev S.V., Rybakov V.A., Nazmeeva T.V. et al. *Design of steel structures. Part 1. Steel constructions. Materials and basic designing : handbook*. Moscow, Pero Publishing House, 2020; 468. EDN BQNCPS. (rus.).
2. Bogdanov T.M. *Connections of metal structures on high-strength bolts*. Moscow, Transzheldorizdat, 1963; 112. (rus.).
3. Jiang C., Xiong W., Cai C.S., Zhu Y., Liu Z. Experimental study on the shear behavior of friction connections with corrosion damage. *Journal of Constructional Steel Research*. 2022; 197:107449. DOI: 10.1016/j.jcsr.2022.107449
4. Katanina A.G., Shuvalov A.N., Kornev O.A., Sokolova E.V. Corrosion influence on properties of friction bolted joint of 6082-T6 alloy sheets. *News of Higher Educational Institutions. Construction*. 2022; 8(764):102-118. DOI: 10.32683/0536-1052-2022-764-8-102-118. EDN WSYRQK. (rus.).
5. Xie R., Golondrino J.C., MacRae G.A., Clifton G.C. Braced frame symmetrical and asymmetrical friction connection performance. *Key Engineering Materials*. 2018; 763:216-223. DOI: 10.4028/www.scientific.net/KEM.763.216
6. Aloisio A., Contento A., Boggian F., Tomasi R. Probabilistic friction model for aluminium–steel Asymmetric Friction Connections (AFC). *Engineering Structures*. 2023; 274:115159. DOI: 10.1016/j.engstruct.2022.115159
7. Ferjaoui A., Yue T., Wahab M.A., Hojjati-Talemi R. Prediction of fretting fatigue crack initiation in double lap bolted joint using Continuum Damage Mechanics. *International Journal of Fatigue*. 2015; 73:66-76. DOI: 10.1016/j.ijfatigue.2014.11.012
8. Yan Z., Bagheri H., Ramhormozian S., Clifton G.C., Rangwani K., Dhakal R.P. et al. Three-storey configurable steel framed building incorporating friction based energy dissipaters: Structural configuration and instrumentation. *New Zealand Society for Earthquake Engineering Annual Technical*. 2021.
9. Martynov G.V., Monastyreva D.E., Makarov A.I., Morina E.A. Stress-strain state of friction joints with laser treatment of contact surfaces. *Vestnik MGSU [Proceedings of Moscow State University of Civil Engineering]*. 2019; 14:1:72-82. DOI: 10.22227/1997-0935.2019.1.72-82. EDN YWGLNR. (rus.).
10. Kovalenko A.I., Konin D.V., Nahvalnov P.V., Solov'ev D.V. Experimental study of the coefficient of friction in slip critical bolt joints. *Structural Mechanics and Analysis of Constructions*. 2022; 4(303):61-67. DOI: 10.37538/0039-2383.2022.4.61.67. EDN FCXHVV. (rus.).
11. Vedyakov I.I., Konin D.V., Nahvalnov P.V. Experimental study of friction bolted joints made of high-strength steels. *Industrial and Civil Engineering*. 2022; 7:24-33. DOI: 10.33622/0869-7019.2022.07.24-33. EDN NJLPIL. (rus.).
12. Solov'ev D.V., Konin D.V., Kovalenko A.I., Nakhval'nov P.V. Investigation of the work of joints on high-strength bolts. *International Construction Congress. Science. Innovation. Goals. Construction*. 2023; 202-205. DOI: 10.37538/2949-219X-2023-202-205. EDN JVMDRM. (rus.).
13. Semenov A.A., Malyarenko A.A., Porivaev I.A., Safiullin M.N. Stress-strain behavior investigation of friction grip bolts in flange joints of trusses. *Magazine of Civil Engineering*. 2014; 5(49):54-62. DOI: 10.5862/MCE.49.6. EDN SKHSCJ. (rus.).
14. Solodov N.V. Strength and deformability when crumpled in a bolted joint. *Bulletin of Belgorod State Tech-*

nological University named after. V.G. Shukhov. 2017; 1:82-87. DOI: 10.12737/23889. EDN XHLEJP. (rus.).

15. Ramhormozian S., Clifton G.C., Bergen B., White M., Macrae G.A. An experimental study on the Asymmetric Friction Connection (AFC) optimum installed bolt tension. *NZSEE Annual Technical Conference and 15th World Conference on Seismic Isolation, Energy Dissipation and Active Vibration Control of Structures*. 2017.

16. Cui Y., Yan Z., Wang X., Wang T. Experimental studies on slip friction device using symmetric friction connections. *Structures*. 2022; 44:1886-1897. DOI: 10.1016/j.istruc.2022.09.005

17. Zajarnij S.L., Gubanov Ja.V., Dem'janov D.V. Investigation of the mechanism of destruction of the friction bolt connection. *Problems of research of systems and means of motor transport*. 2017; 327-330. EDN YQIKHD.

18. Vasilkin A.A., Akhmetzyanov R.M. Identification of the torsion coefficient of bolts in slip-critical connections. *Vestnik MGSU [Monthly Journal on Construction and Architecture]*. 2023; 18(3):379-390. DOI: 10.22227/19970935.2023.3.379-390 (rus.).

19. Vasilkin A., Akhmetzyanov R., Zubkov G., Vasilkin I. Experimental determination of the tightening coefficient of bolts according to the din standard. *E3S Web of Conferences*. 2023; 389:01080. DOI: 10.1051/e3sconf/202338901080

20. Mascenik J., Coranic T. Experimental determination of the coefficient of friction on a screw joint. *Applied Sciences*. 2022; 12(23):11987. DOI: 10.3390/app122311987

21. Wettstein A., Matthiesen S. Investigation of the thread coefficient of friction when impact tightening bolted joints. *Forschung im Ingenieurwesen*. 2020; 84(1):55-63. DOI: 10.1007/s10010-019-00392-z

Received September 20, 2023.

Adopted in revised form on December 11, 2023.

Approved for publication on December 12, 2023.

B I O N O T E S: **Andrey A. Vasilkin** — Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, Associate Professor of the Department of Metal and Wooden Structures; **Moscow State University of Civil Engineering (National Research University) (MGSU)**; 26 Yaroslavskoe shosse, Moscow, 129337, Russian Federation; ID RSCI: 636406, Scopus: 57192557109, ORCID: 0000-0003-0962-527X; vasilkinaa@mgsu.ru;

Georgiy V. Zubkov — postgraduate student of the Department of Metal and Wooden Structures; **Moscow State University of Civil Engineering (National Research University) (MGSU)**; 26 Yaroslavskoe shosse, Moscow, 129337, Russian Federation; ORCID: 0000-0002-5474-510X; gronar363@gmail.com;

Sergey A. Prokaev — master of the Institute of Economics and Management, School of Management and interdisciplinary researches; **Ural Federal University named after the First President of Russia B.N. Yeltsin (UrFU)**; 19 Mira st., Yekaterinburg, 620002, Russian Federation; sprokaev@gmail.com;

Ilya A. Vasilkin — student of the Institute of Hydraulic and Energy Construction; **Moscow State University of Civil Engineering (National Research University) (MGSU)**; 26 Yaroslavskoe shosse, Moscow, 129337, Russian Federation; olyailya86@mail.ru.

Contribution of the authors:

Andrey A. Vasilkin — scientific guidance, scientific editing of the text of the article.

Georgiy V. Zubkov — writing of the article, technical translation.

Sergey A. Prokaev — preparation of models, conducting an experiment, processing the results of the experiment.

Ilya A. Vasilkin — writing of the article, scientific editing of the text.

The authors declare that there is no conflict of interest.