УДК 624.072.1-422.41

А.И. Притыкин, И.Е. Кириллов*

ФГАОУ ВПО «БФУ им. И. Канта», *ФГБОУ ВПО «КГТУ»

ВЛИЯНИЕ РАСПОЛОЖЕНИЯ И ПАРАМЕТРОВ РЕБРА ЖЕСТКОСТИ НА УСТОЙЧИВОСТЬ КВАДРАТНОЙ ПЛАСТИНЫ ПРИ СДВИГЕ

Исследована эффективность применения ребер жесткости разных размеров для повышения значения критической нагрузки стенки балок с гибкими стенками. Рассмотрена задача определения устойчивости шарнирно опертой и жестко защемленной квадратной пластины при наличии наклонного ребра жесткости. Исследования проведены методом конечных элементов и проверены экспериментально для жестко защемленной пластины. Даны рекомендации по оптимальному размеру ребра жесткости.

Ключевые слова: квадратная пластина, сдвиг, устойчивость, метод конечных элементов, ребро жесткости, эксперимент, балка, гибкие стенки.

Эффективность применения балок с гибкими стенками (БГС) определяется тем, что уменьшение толщины стенки по сравнению с обычными сварными балками приводит к существенному снижению расхода металла на стенки и более рациональному его использованию [1, 2].

Опыт эксплуатации таких балок показывает, что потеря местной устойчивости стенки происходит вблизи опорного сечения с характерным диагональным видом полуволн, указывающим, что причиной потери устойчивости является деформация сдвига (рис. 1).

Повысить несущую способность стенки можно установкой подкрепляющих поперечных ребер жесткости, расположенных на расстоянии одной-двух высот балки и (или) установкой наклонного ребра жесткости [3—17]. Если ширина панели между поперечными ребрами равна высоте стенки БГС, то речь идет об устойчивости квадратной пластины. Именно этот вариант рассматривается в статье, а также исследуется эффективность применения ребер жесткости разных размеров для повышения значения критической нагрузки стенки БГС.

Для анализа эффективности ребра жесткости была разработана программа создания модели прямоугольной пластины, обеспечивающая равномерное нагружение ее по контуру касательными усилиями. Сам расчет производился методом конечных элементов (МКЭ) с помощью программного комплекса ANSYS. При наличии любой программы необходимо убедиться в надежности ее работы, т.е. в получении достоверных результатов. С этой целью были проведены расчеты начального напряженного состояния квадратной пластины (рис. 2, а) и расчеты на устойчивость при сдвиге при двух видах закрепления: жесткой заделке и шарнирном опирании (рис. 2, б, в).

Рис. 1. Форма потери устойчивости БГС от деформации сдвига у опоры

Для предотвращения смещения пластины как жесткого целого в расчете МКЭ использовались граничные условия отсутствия линейных (в направлениях x и y) и углового ($rotz$) смещений центра пластины. Как видно из рис. 2, a , исходное напряженное состояние при чистом сдвиге пластины является равномерным, что свидетельствует о правильности задания граничных условий и нагрузки.

Рис. 2. Напряженное состояние (a), потеря устойчивости жестко заделанной (b) и шарнирно опертой (c) при чистом сдвиге пластины размером $100 \times 100 \times 0,8$ мм

Оценить надежность результатов расчетов МКЭ можно, воспользовавшись теоретическими значениями критических напряжений при сдвиге. В общем случае зависимость для τ_{cr} имеет вид

$$\tau_{cr} = K \frac{\pi^2 E t^2}{12(1-\mu^2)b^2}, \quad (1)$$

где K — числовой коэффициент, зависящий от соотношения сторон пластины a/b и условий ее закрепления по контуру.

Для шарнирно опертой (ШО) пластины имеем [18]

$$K = 5,34 + 4(b/a)^2, \quad (2)$$

где b — короткая сторона пластины. Для квадратной пластины $a = b$ и $K = 9,34$.

В случае шарнирного опирания пластины размерами $100 \times 100 \times 0,8$ мм в соответствии с (1) и (2) имеем

$$\tau_{xy} = 9,34 \frac{\pi^2 E t^2}{12(1-\mu^2)b^2} = 9,34 \frac{\pi^2 2,1 \cdot 10^5 \cdot 0,8^2}{12(1-0,3^2)100^2} = 113,3 \text{ МПа}. \quad (3)$$

Расчет МКЭ дает $\tau_{cr} = 112,8$ МПа — (см. рис. 2, c), т.е. расхождение составляет менее 0,5 %.

Для жестко заделанной (ЖЗ) пластины выражение для K записывается как [18]

$$K = 8,98 + 5,6(b/a)^2, \quad (4)$$

что для квадратной пластины (соотношения сторон $a = b$) дает $K = 14,58$.

Для пластины размерами $100 \times 100 \times 0,8$ мм в соответствии с (1) и (4) имеем

$$\tau_{xy} = 14,58 \frac{\pi^2 E t^2}{12(1-\mu^2)b^2} = 14,58 \frac{\pi^2 2,1 \cdot 10^5 \cdot 0,8^2}{12(1-0,3^2)100^2} = 176,9 \text{ МПа}. \quad (5)$$

Расхождение теоретического значения критических напряжений с расчетным по МКЭ $\tau_{cr} = 176,5$ МПа (см. рис. 2, б) не превышает 0,2 %.

Как видим, полученные результаты подтвердили высокую надежность программы, и теперь можно перейти к определению влияния ребра на устойчивость.

При исследовании эффекта подкрепляющего ребра жесткости требуется получить ответы на три вопроса: как ребро устанавливать — наклонно или вертикально; какими должны быть размеры ребра; какова критическая жесткость ребра? Под критической жесткостью ребра будем понимать величину EI_{cr} с минимальными размерами h_r и t_r , обеспечивающими прямолинейность ребра при потере устойчивости пластины.

Ответ на первый вопрос почти очевиден. Установка ребра жесткости наиболее эффективна, когда ребро перпендикулярно пересекает выпучину, вызванную потерей устойчивости пластины. В случае квадратной пластины (рис. 3) расположение ребра должно быть диагональным, а для прямоугольной пластины характер расположения ребра определяется видом закрепления пластины по контуру. Расчеты МКЭ (рис. 3) подтверждают, что установка наклонного ребра при одних и тех же параметрах эффективнее ребра вертикального.

Рис. 3. Критические напряжения ЖЗ пластины с вертикальным (а) и наклонным (б) ребром жесткости $h \times t = 1 \times 0,19$ мм

Для ответа на второй вопрос обратимся к СНиП. Высоту одностороннего ребра жесткости в направлении, перпендикулярном плоскости стенки балки в соответствии с п. 8.5.9 [19], рекомендуется принимать не менее

$$h_r = h_w / 24 + 40 \text{ мм}, \quad (6)$$

где h_w — высота стенки.

Толщина ребер должна быть не менее

$$t_r = 2h_r \sqrt{R_y / E}. \quad (7)$$

Следует отметить, что при выборе размеров ребра зависимость (6) является первичной, а (7) — вторичной, т.е. чем больше высота ребра, тем больше должна быть его толщина, предотвращающая потерю устойчивости самого ребра. Из зависимости (6) видно, что выбор высоты ребра по ней не соответствует параметрам пластины: при ширине пластины 100 мм ребро получится высотой 44 мм. Явный нонсенс, проистекающий из-за того, что в (6) присутствует слагаемое, не определяемое параметрами пластины, поэтому для любой пластины размер ребра по (6) будет не меньше 40 мм. Для стенок балок больших размеров (например, с $h_w = 1000$ мм) такие рекомендации вполне приемлемы, но тогда надо ограничить область применения за-

висимости (6), указав диапазон размеров подкрепляемой стенки. Понятно, что и вторая зависимость (7) приводит к ошибочному результату. Поэтому обратимся к результатам расчета устойчивости пластины МКЭ. Рассмотрим последовательно ШО и ЖЗ пластины с разными ребрами жесткости и определим, тем самым, каковы должны быть эти рекомендации в действительности.

Оценим влияние ребра на устойчивость ШО квадратной пластины размерами $100 \times 100 \times 0,19$ мм при чистом сдвиге. Как правило, толщина t_r подкрепляющего ребра принимается не меньше толщины пластины t_w , поэтому в первом варианте исследуем эффект ребра с толщиной $t_r = t_w$. При малой высоте ребра $h_r = 1$ мм оно теряет устойчивость и изгибается вместе с пластиной, повышая ее критические напряжения с $\tau_{cr} = 6,39$ МПа (рис. 4, а) до величины $\tau_{cr} = 10,39$ МПа (рис. 4, б), т.е. более чем в 1,6 раза.

Из рис. 4, в видно, что при диагональном расположении ребро размерами $3,4 \times 0,19$ мм обладает критической жесткостью, причем эффект подкрепления достаточно высок и увеличивает критическую нагрузку в 3,37 раза (сравните рис. 4, а, в). Дальнейшее увеличение высоты ребра не приводит к заметному росту критических напряжений.

Перейдем теперь к пластине с жесткой заделкой по контуру. Исследуем устойчивость жестко заделанной квадратной пластины с теми же размерами $100 \times 100 \times 0,19$ мм, поскольку именно на пластинах таких размеров были проведены экспериментальные исследования. Критические напряжения пластины без ребра жесткости по МКЭ составляют 10,02 МПа (рис. 5, а), а по зависимости (1) имеем

$$\tau_{xy} = 14,58 \frac{\pi^2 E t^2}{12(1-\mu^2)b^2} = 14,58 \frac{\pi^2 2,1 \cdot 10^5 \cdot 0,19^2}{12(1-0,3^2)100^2} = 9,98 \text{ МПа.} \quad (8)$$

Расхождение с МКЭ менее 0,4 %.

Рассматривая влияние диагонального ребра жесткости на устойчивость пластины, будем варьировать двумя его параметрами: высотой h_r и толщиной t_r . Проследим, как изменяется величина напряжений τ_{cr} при постепенном увеличении параметров ребра. Поскольку чаще всего толщина ребра принимается равной толщине пластины, то начнем с такой толщины. Результаты всех расчетов МКЭ устойчивости пластины с ребрами жесткости представлены на рис. 5.

Рис. 4. Критические напряжения ШО пластины без ребра (а), с наклонным ребром жесткости $h_r \times t_r = 1 \times 0,19$ мм (б) и $h_r \times t_r = 3,4 \times 0,19$ мм (в)

Рис. 5. Критические напряжения ЖЗ пластины $100 \times 100 \times 0,19$ мм без ребра жесткости (а), с ребром жесткости $2,93 \times 0,19$ мм (б, в) и с ребром $2,33 \times 0,38$ мм (з)

На рис. 5, а изображена потеря устойчивости пластины без подкрепления. Установка ребра высотой $h_r = 1$ мм и толщиной $t_r = 0,19$ мм приводит к росту критических напряжений более чем в 1,6 раза, как показано выше на рис. 3, б, но ребро при этом изгибается вместе с пластиной. Критическая жесткость ребра достигается при размерах $h \times t = 2,93 \times 0,19$ мм (рис. 5, б). Подтверждением этому служит рис. 5, в, из которого видно, что ребро обеспечивает прямолинейность диагонали пластины. При этом величина τ_{cr} по сравнению с неподкрепленной пластиной возрастает в 2,71 раза. Следует отметить, что дальнейшее увеличение высоты ребра h_r даже до 40 мм не приводит к заметному эффекту повышения устойчивости пластины.

Посмотрим теперь, насколько эффективно увеличение толщины ребра. Увеличив толщину в 2 раза и постепенно уменьшая высоту, убеждаемся, что критическая жесткость ребра достигается при размерах $h_r \times t_r = 2,33 \times 0,38$ мм (см. рис. 5, з). При этом критические напряжения достигают величины $\tau_{cr} = 28,3$ МПа.

Как видно из рис. 5, б и з, установка ребра удвоенной толщины позволяет уменьшить его высоту, но площадь его возрастает почти на 60 % по сравнению с ребром, равным толщине пластины. В то же время величина τ_{cr} возрастает всего на 4 % с небольшим, и это при удвоенной толщине. Вполне понятно, что эффективнее повышать высоту ребра, а не толщину, поскольку момент инерции ребра пропорционален кубу высоты.

При установке подкрепляющего ребра возникает вопрос о его целесообразных размерах. Отметим, опираясь на проведенные в [20] исследования, что целесообразно оптимальные размеры ребра для квадратной пластины определять из соотношения жесткостей ребра и пластины

$$EI / DI_r = 4,5, \quad (9)$$

где $I = t_r h_r^3 / 12$ — момент инерции ребра жесткости; $D = Et_w^3 / 12(1 - \mu^2)$ — цилиндрическая жесткость пластины; l_r — протяженность ребра. После подстановки выражений для I и D в (9) получим

$$t_r h_r^3 (1 - \mu^2) / l_r t_w^3 \geq 4,5. \quad (10)$$

Если толщину ребра t_r принимать отличной от толщины пластины t_w , то из соотношения (10) с учетом $\mu = 0,3$ можно выразить высоту ребра критической жесткости, обеспечивающего прямолинейность кромки соединения с пластиной, в следующем виде:

$$h_r = 1,7 t_w \sqrt[3]{l_r / t_r}. \quad (11)$$

В случае равенства толщин пластины и ребра $t_w = t_r$ вместо (11) придем к зависимости

$$h_r = 1,7 \sqrt[3]{l_r t_w^2}. \quad (12)$$

Проверим полученные соотношения (11) и (12) на примерах для принятых размеров пластины $100 \times 100 \times 0,19$ мм. При равенстве толщин пластины и ребра $t_w = t_r$ из (12) получим

$$h_r = 1,7 \sqrt[3]{141 \cdot 0,19^2} = 2,92 \text{ мм}, \quad (13)$$

что неплохо коррелируется с результатом, представленным на рис. 5, б. При вычислении по зависимости (12) длина ребра принята равной $l_r = 141$ мм, т.е. диагонали квадрата.

Для варианта удвоенной толщины ребра $t_r = 0,38$ мм из (11) имеем

$$h_r = 1,7 \cdot 0,19 \sqrt[3]{141 / 0,38} = 2,32 \text{ мм}, \quad (14)$$

что практически совпадает с расчетом МКЭ.

Для оценки приемлемости полученной зависимости были проведены расчеты и для других толщин пластины — 0,4, 0,5 и 0,6 мм по зависимости (12). Высота ребра, соответствующая его критической жесткости, по МКЭ получилась равной 4,3, 5,6 и 6,3 мм соответственно, свидетельствуя о расхождении, не превышающем 1 %.

Из полученных результатов видно, что установка ребра жесткости меняет форму потери устойчивости. Если при отсутствии ребра пластина выпучивается в средней части по одной полуволне (см. рис. 5, а), то при наличии ребра происходит потеря устойчивости по кососимметричной относительно плоскости ребра форме, причем ребро рассекает пластину на два треугольника, общая сторона которых находится на одном уровне с опорным контуром. При этом в каждом треугольнике образуется по три полуволны, за счет чего и происходит существенный рост критических напряжений, так как значительно увеличивается энергия деформации пластины.

Определив критическую жесткость ребра, а точнее его высоту, поскольку толщина ребра, как правило, равна толщине пластины, представляет интерес оценить величину критических напряжений подкрепленной пластины. Основываясь на результатах анализа расчетов МКЭ, можно констатировать, что при разных толщинах и соответственно разной гибкости пластины в диапазоне $167 \leq a / t_w \leq 500$ соотношение между критическими напряжениями неподкрепленной жестко заделанной пластины τ_{cr} и пластины с ребром жесткости $\tau_{cr}^{p.ж}$ существует довольно устойчивая связь, определяемая как

$$\tau_{cr}^{p.ж} = (2,7 \dots 2,75) \tau_{cr}. \quad (15)$$

Например, для пластины, показанной на рис. 5, а и б, имеем $27,12 / 10,02 = 2,71$. При этом рост коэффициента наблюдается с увеличением толщины пластины, т.е. с уменьшением ее гибкости.

Сопоставляя расчеты МКЭ, проведенные для пластин с разным закреплением кромок (см. рис. 4, в и 5, б), можно отметить, что эффект подкрепления у ШО пластины оказывается выше, чем у ЖЗ: у ШО пластины ребро повышает устойчивость примерно в 3,4 раза, а у ЖЗ пластины только в 2,7 раза. Однако абсолютная величина $\tau_{cr}^{p,ж}$ для пластин одинаковых размеров у ЖЗ пластины оказывается больше чем у ШО пластины. Связь между критическими напряжениями подкрепленных пластин с разным характером закрепления можно определить по соотношению

$$\tau_{cr}^{жз} = \tau_{cr}^{шо} \sqrt{k_{жз}/k_{шо}}, \quad (16)$$

где $k_{жз}$ и $k_{шо}$ — коэффициенты в формулах (3) и (5) для критических напряжений пластин с соответствующим характером закрепления, т.е. $k_{жз} = 14,58$, а $k_{шо} = 9,34$. Для этих величин $\alpha = \sqrt{14,58/9,34} = 1,26$ (сравните соотношение τ_{cr} на рис. 4, в и 5, б). Для подкрепленных пластин размерами $100 \times 100 \times 0,4$ мм соотношение величин $\tau_{cr}^{жз} = 121,3$ МПа и $\tau_{cr}^{шо} = 96,1$ МПа также равно величине α .

Выполнив теоретические исследования, обратимся теперь к результатам эксперимента, проведенного нами в лаборатории ПОЛЕКС Балтийской государственной академии рыбопромыслового флота.

Эксперимент проводился на специально сконструированной установке (рис. 6, а), представляющей собой вертикальную стойку 1, укрепленную на фундаменте. На верхнем конце стойки размещено разноплечее коромысло 2, к одному из концов которого прикреплен испытуемый образец в шарнирном четырехзвеннике 4, присоединенном к динамометру 5 для фиксации прикладываемого усилия. К другому концу коромысла присоединен талреп 3, обеспечивающий нагружение образца.

Рис. 6. Установка (а), образец пластины в шарнирном четырехзвеннике (б), а также схема распределения усилий по кромкам пластины (в)

Всего было испытано три ЖЗ пластины размерами $100 \times 100 \times 0,19$ мм без подкрепляющего ребра. Материал моделей — сталь марки С350. Фикса-

ция пластины в четырехзвеннике с помощью болтов обеспечивала ее жесткую заделку по контуру, а осевое нагружение четырехзвенника вдоль одной из диагоналей, как показано на схеме (см. рис. 6, в) приводило к чистому сдвигу пластины. В результате проведенных испытаний осредненная нагрузка, вызывающая потерю устойчивости пластины, получилась равной

$$P_{cr}^{\text{эксп}} = 0,26 \text{ кН}. \quad (17)$$

Пересчитать величину критической нагрузки P_{cr} на касательные напряжения довольно просто. С учетом схемы нагружения (см. рис. 6, в) получим

$$P_{cr} = 2P_a \cos 45^\circ = \sqrt{2}P_a. \quad (18)$$

В свою очередь P_a можно представить в виде

$$P_a = \tau_{cr}bt. \quad (19)$$

Подставляя (19) в (18), определим величину P_{cr} как

$$P_{cr} = \sqrt{2}\tau_{cr}bt. \quad (20)$$

В соответствии с результатами теоретического расчета для жестко заделанной квадратной пластины со стороной 100 мм и толщиной 0,19 мм расчетная критическая нагрузка будет равна

$$P_{cr}^{\text{теор}} = \sqrt{2} \cdot 9,98 \cdot 100 \cdot 0,19 = 268 \text{ Н} = 0,268 \text{ кН}. \quad (21)$$

Как видно из сравнения (17) и (21), расхождение составило 3 %.

Кроме неподкрепленной пластины были проведены также испытания пластины с диагональным ребром жесткости (см. рис. 5, б). Ребро жесткости представляло собой профиль в виде неравнобокого уголка, меньшая полка которого, имевшая размер 4 мм, приваривалась точечной сваркой к пластине. Толщина ребра равнялась толщине пластины t_w , а высота ребра — 6 мм. При испытании наблюдалось увеличение критической нагрузки до величины $P_{cr}^{\text{эксп}} = 0,77 \text{ кН}$, что примерно соответствует численному расчету МКЭ.

В целом, проведенные исследования показали эффективность подкрепления пластины наклонным ребром жесткости, которое существенно повышает устойчивость пластины при сдвиге. Результаты этих исследований могут быть использованы при оценке несущей способности БГС.

Выводы. 1. При деформации сдвига наклонное ребро более эффективно повышает устойчивость квадратной пластины, чем поперечное.

2. Существующие рекомендации СНиПа по подкреплению пластин ребрами жесткости нуждаются в корректировке.

3. Оптимальные размеры ребра для подкрепляемой пластины дает полученная авторами зависимость (11), что подтверждается расчетами МКЭ.

4. Экспериментальные исследования критических напряжений жестко защемленной квадратной пластины на моделях из тонколистовой стали размерами $100 \times 100 \times 0,19 \text{ мм}$ показали удовлетворительное соответствие теоретическим значениям.

5. Установка подкрепляющего ребра критической жесткости обеспечивает повышение устойчивости жестко защемленной квадратной пластины почти в 2,7 раза.

6. Увеличивать жесткость ребра выше критической нецелесообразно, так как оно уже играет роль абсолютно жесткого подкрепления и не изгибается при потере устойчивости пластины.

7. Область применения зависимости (11) соответствует значениям гибкости пластины $167 \leq a/t_w \leq 500$.

Библиографический список

1. *Chen W.F., Lui E.M.* Handbook of Structural Engineering, 2nd ed. CRC Press, 2005. 1768 p.
2. *Duggal S.K.* Design of Steel Structures. Tata McGraw-Hill Education, 2000. 663 p.
3. *Darko Beg.* Plate and box girder stiffener design in view of Eurocode 3: Part 1.5 // 6th National Conference on Metal Structures. 2008. Vol. 1. Pp. 286—303.
4. *Hendy C.R., Presta F.* Transverse web stiffeners and shear moment interaction for steel plate girder bridges // Proceedings of the 7th International Symposium on Steel Bridges. Guimarães, Portugal. 2008. ECCS, p. 8.
5. *Evans H.R.* Longitudinally and transversely reinforced Plate Girders. Chapter 1. // Plated Structures, Stability & Strength / ed R. Narayanan. Elsevier Applied Science Publishers, London, 1983. Pp. 1—73.
6. *Ravi S. Bellur.* Optimal design of stiffened plates. M. Sc. Thesis, University of Toronto, Graduate Department of Aerospace Science and Engineering, 1999. 100 p.
7. *Mohammed M. Hasan.* Optimum design of stiffened square plates for longitudinal and square ribs // Al-khwarizmi Engineering Journal. 2007. Vol. 3. No. 3. Pp. 13—30.
8. *Leitch S.D.* Steel Plate Girder Webs with Slender Intermediate Transverse Stiffeners. Ottawa: National Library of Canada. Bibliothèque nationale du Canada, 1999.
9. *Virag Z.* Optimum design of stiffened plates for different load and shapes of ribs // Journal of Computational and Applied Mechanics. 2004. Vol. 5. No. 1. Pp. 165—179.
10. *Kubiak T.* Static and Dynamic Buckling of Thin-Walled Plate Structures. Cham: Springer, 2013. 250 p.
11. *Åkesson B.* Plate Buckling in Bridges and Other Structures. London: Taylor & Francis, 2007. 282 p.
12. *Gaby Issa-El-Khoury, Daniel G Linzell, Louis F. Geschwindner.* Computational studies of horizontally curved, longitudinally stiffened, plate girder webs in flexure // Journal of Constructional Steel Research. February 2014. Vol. 93. Pp. 97—106.
13. *Aleksić S., Rogač M., Lučić D.* Analysis of locally loaded steel plate girders: Model for patch load resistance // Journal of Constructional Steel Research. October 2013. Vol. 89. Pp. 153—164.
14. *Saliba N., Real E., Gardner L.* Shear design recommendations for stainless steel plate girders // Engineering Structures. February 2014. Vol. 59. Pp. 220—228.
15. *Real E., Mirambell E., Estrada I.* Shear response of stainless steel plate girders // Engineering Structures. July 2007. Vol. 29. No. 7. Pp. 1626—1640.
16. *Chacón R., Mirambell E., Real E.* Transversally stiffened plate girders subjected to patch loading. Part 1. Preliminary study // Journal of Constructional Steel Research. January 2013. Vol. 80. Pp. 483—491.
17. *Tang K.H., Evans H.R.* Transverse stiffeners for plate girder webs—an experimental study // Journal of Constructional Steel Research. 1984. Vol. 4. No. 4. Pp. 253—280.
18. Прочность, устойчивость, колебания : справочник : в 3 томах. Т. 3 / под ред. И.А. Биргера, Я.Г. Пановко. М. : Машиностроение, 1968. 567 с.
19. СП 16.13330.2011. Стальные конструкции. Актуализированная редакция СНиП II-23—81* / Минрегион России. М. : ОАО «ЦПП», 2011. 172 с.
20. *Притыкин А.И.* Местная устойчивость балок-стенок с шестиугольными вырезами // Строительная механика и расчет сооружений. 2011. № 1. С. 2—6.

Поступила в редакцию в ноябре 2014 г.

Об авторах: **Притыкин Алексей Игоревич** — доктор технических наук, доцент, профессор кафедры градостроительства, землеустройства и дизайна, **Балтийский федеральный университет им. Иммануила Канта (ФГАОУ ВПО «БФУ им. И. Канта»)**, 236041, г. Калининград, ул. Александра Невского, д. 14, pritykin1968@mail.ru;

Кириллов Илья Евгеньевич — аспирант кафедры промышленного и гражданского строительства, **Калининградский государственный технический университет (ФГБОУ ВПО «КГТУ»)**, 236022, г. Калининград, Советский проспект, д. 1, iljakir@mail.ru.

Для цитирования: *Притыкин А.И., Кириллов И.Е.* Влияние расположения и параметров ребра жесткости на устойчивость квадратной пластины при сдвиге // Вестник МГСУ. 2014. № 12. С. 77—87.

A.I. Pritykin, I.E. Kirillov

INFLUENCE OF LOCATION AND PARAMETERS OF STIFFENERS ON THE STABILITY OF A SQUARE PLATE UNDER SHEAR

Application of flexible-walled beams is rather effective because the reducing of wall thickness compared to ordinary welded beams leads to substantial reduction of metal expenditure for the walls and its more rational use.

The operation experience of such beams shows that the loss of local stability of a wall takes place near bearing cross section with characteristic diagonal type of half waves, indicating, that the reason for the stability loss is in shear deformation.

In plate girder with slender web big transverse forces appear, which leads to its buckling as a result of shear. One of the ways to increase stability of the parts of web near supports is to install stiffeners. In the given work the task of finding critical stresses of fixed square plate with installed inclined stiffener is considered. Investigations were performed with the help of finite element method and were experimentally checked. Recommendations were given on the choice of optimal size of the stiffener.

Key words: square plate, shear, stability, finite element method, stiffener, experiment, beam, flexible walls.

References

1. Chen W.F., Lui E.M. Handbook of Structural Engineering, 2nd ed. CRC Press, 2005, 1768 p.
2. Duggal S.K. Design of Steel Structures. Tata McGraw-Hill Education, 2000, 663 p.
3. Darko Beg. Plate and Box Girder Stiffener Design in View of Eurocode 3: Part 1.5. 6th National Conference on Metal Structures. 2008, vol. 1, pp. 286—303.
4. Hendy C.R., Presta F. Transverse Web Stiffeners and Shear Moment Interaction for Steel Plate Girder Bridges. Proceedings of the 7th International Symposium on Steel Bridges. Guimarães. Portugal. 2008. ECCS, p. 8.
5. Evans H.R. Longitudinally and Transversely Reinforced Plate Girders. Chapter 1. Plated Structures, Stability&Strength. Ed R. Narayanan. Elsevier Applied Science Publishers, London, 1983, pp. 1—73.
6. Ravi S. Bellur. Optimal Design of Stiffened Plates. M. Sc. Thesis, University of Toronto, Graduate Department of Aerospace Science and Engineering, 1999, 100 p.
7. Mohammed M. Hasan. Optimum Design of Stiffened Square Plates for Longitudinal and Square Ribs. Al-khwarizmi Engineering Journal. 2007, vol. 3, no. 3, pp. 13—30.
8. Leitch S.D. Steel Plate Girder Webs with Slender Intermediate Transverse Stiffeners. Ottawa: National Library of Canada. Bibliothèque nationale du Canada, 1999.
9. Virag Z. Optimum Design of Stiffened Plates for Different Load and Shapes of Ribs. Journal of Computational and Applied Mechanics. 2004, vol. 5, no. 1, pp. 165—179.
10. Kubiak T. Static and Dynamic Buckling of Thin-Walled Plate Structures. Cham, Springer, 2013, 250 p. DOI: <http://dx.doi.org/10.1007/978-3-319-00654-3>.
11. Åkesson B. Plate Buckling in Bridges and Other Structures. London, Taylor & Francis, 2007, 282 p.

12. Gaby Issa-El-Khoury, Daniel G Linzell, Louis F. Geschwindner. Computational Studies of Horizontally Curved, Longitudinally Stiffened, Plate Girder Webs in Flexure. *Journal of Constructional Steel Research*. February 2014, vol. 93, pp. 97—106. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.jcsr.2013.10.018>.
13. Aleksić S., Rogač M., Lučić D. Analysis of Locally Loaded Steel Plate Girders: Model for Patch Load Resistance. *Journal of Constructional Steel Research*. October 2013, vol. 89, pp. 153—164. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.jcsr.2013.07.005>.
14. Saliba N., Real E., Gardner L. Shear Design Recommendations for Stainless Steel Plate Girders. *Engineering Structures*. February 2014, vol. 59, pp. 220—228. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.engstruct.2013.10.016>.
15. Real E., Mirambell E., Estrada I. Shear Response of Stainless Steel Plate Girders. *Engineering Structures*. July 2007, vol. 29, no. 7, pp. 1626—1640. DOI: <http://dx.doi.org/10.1016/j.engstruct.2006.08.023>.
16. Chacón R., Mirambell E., Real E. Transversally stiffened plate girders subjected to patch loading. Part 1. Preliminary study. *Journal of Constructional Steel Research*. January 2013, vol. 80, pp. 483—491. : <http://dx.doi.org/10.1016/j.jcsr.2012.06.008>.
17. Tang K.H., Evans H.R. Transverse Stiffeners for Plate Girder Webs—an Experimental Study. *Journal of Constructional Steel Research*. 1984, vol. 4, no. 4, pp. 253—280. DOI: [http://dx.doi.org/10.1016/0143-974X\(84\)90002-6](http://dx.doi.org/10.1016/0143-974X(84)90002-6).
18. Birger I.A., Panovko Ya.G., editors. *Prochnost', ustoychivost', kolebaniya. Spravochnik v trekh tomakh* [Strength, Stability, Fluctuations. Reference Book]. Vol. 3, Moscow, Mashinostroenie Publ., 1968, 567 p. (In Russian)
19. SP 16.13330.2011. *Stal'nye konstruktsii. Aktualizirovannaya redaktsiya SNiP II-23—81** [Construction Requirements SP 16.13330.2011. Steel Structures. Revised edition of SNiP II-23—81*]. *Minregion Rossii* [Ministry of Regional Development of Russia]. Moscow, OAO «TsPP» Publ., 2011, 172 p. (In Russian)
20. Pritykin A.I. Mestnaya ustoychivost' balok-stenok s shestiyugol'nymi vyrezami [Local Stability of Wall Beams with Hexagonal Gains]. *Stroitel'naya mekhanika i raschet sooruzheniy* [Structural Mechanics and Calculation of Structures]. 2011, no. 1, pp. 2—6. (In Russian)

About the authors: **Pritykin Aleksey Igorevich** — Doctor of Technical Sciences, Associate Professor, Department of Urban Development, Land Planning and Design, **Immanuel Kant Baltic Federal University (IKBFU)**, 14 Aleksandra Nevskogo str., Kaliningrad, 236041, Russian Federation; pritykin1968@mail.ru;

Kirillov Il'ya Evgen'evich — postgraduate student, Department of Industrial and Civil Engineering, **Kaliningrad State Technical University (KSTU)**, 1 Sovetskiy Prospekt, Kaliningrad, 236022, Russian Federation; iljakir@mail.ru.

For citation: Pritykin A.I., Kirillov I.E. Vliyanie raspolzheniya i parametrov rebra zhestkosti na ustoychivost' kvadratnoy plastiny pri sdvige [Influence of Location and Parameters of Stiffeners on the Stability of a Square Plate under Shear]. *Vestnik MGSU* [Proceedings of Moscow State University of Civil Engineering]. 2014, no. 12, pp. 77—87. (In Russian)