

Ю.А. ШАПОШНИКОВА¹, В.С. КУЗНЕЦОВ¹¹Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет (НИУ МГСУ), г. Москва, Россия

ВЛИЯНИЕ КОНСТРУКТИВНЫХ И ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ФАКТОРОВ НА ПОКАЗАТЕЛИ ПОПЕРЕЧНОГО АРМИРОВАНИЯ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ БАЛОК

Аннотация. В работе рассматривается влияние различных факторов на реальную длину хомутов при конструировании сечений линейных изгибаемых железобетонных элементов. Целью работы является определение степени влияния хомутов различной конфигурации, а также иных факторов, на длину хомута при различных размерах сечения линейного изгибаемого элемента. Полученные данные и зависимости позволяют получать наиболее эффективные решения армирования наклонных сечений минимальной стоимости. Расчетно-аналитический, основанный на анализе результатов расчетов при различных видах поперечного армирования, соотношения диаметров продольной и поперечной арматуры, величин защитного слоя, радиуса загиба хомута и размеров сечения. Предложено выражение для расчета действительной длины хомута в зависимости от размеров сечения, коэффициента армирования и толщины защитного слоя с учетом применяемых оправок. Получены графики, которые говорят об экономии длины хомута от 6,7-7,4%, при использовании рабочей арматуры Ø6, до 12,2-37,9%, при использовании рабочей арматуры Ø40, в диапазоне размеров сечения от 20×40 см до 55×80 см и при коэффициенте армирования $0,1\% \leq \mu \leq 3\%$. Проанализированы зависимости уменьшения прочности в условиях неточной привязки рабочей продольной арматуры к хомутам. Полученные данные говорят об уменьшении прочности нормальных сечений балок от 0,33% до 10,78%. В работе рассмотрено влияние различных факторов при конструировании сечений линейных изгибаемых элементов на реальную длину хомутов в соответствии с принятыми нормами. Представленная работа уточняет расход поперечной арматуры для ее наиболее экономичного использования.

Ключевые слова: железобетонная балка, оправка, поперечная арматура, прочность наклонных сечений, прочность нормальных сечений, рабочая высота сечения, хомут.

YU.A. SHAPOSHNIKOVA¹, V.S. KUZNETSOV¹¹Moscow State University of Civil Engineering, Moscow, Russia

INFLUENCE OF STRUCTURAL AND TECHNOLOGICAL FACTORS ON INDICATORS OF TRANSVERSAL REINFORCEMENT OF REINFORCED CONCRETE BEAMS

Abstract. The paper considers the influence of various factors on the actual length of clamps in the design of sections of linear bending reinforced concrete elements. The aim of the work is to determine the degree of influence of clamps of various configurations and other factors on the length of the clamp at various cross-sectional dimensions of a linear bending element. The obtained data and dependences make it possible to obtain the most effective solutions for reinforcing inclined sections with minimal cost. The calculation-analytical research method was used, based on the analysis of the results of calculations for various types of transverse reinforcement, the ratio of the diameters of the longitudinal and transverse reinforcement, the values of the protective layer, the radius of the bend of the clamp and the dimensions of the section. An expression is proposed for calculating the actual length of the clamp, depending on the dimensions of the section, the coefficient of reinforcement and the thickness of the protective layer, taking into account the mandrels used.

Graphs of the change in the length of the collar for various section sizes $b \times h$ from 20×40 cm to 55×80 cm and with a reinforcement coefficient of $0.1\% \leq \mu \leq 3\%$ have been obtained. The graphs show savings in the length of the clamp from 6.7-7.4%, when using working fittings $\varnothing 6$, to 12.2-37.9%, when using working fittings $\varnothing 40$. The dependencies of strength reduction under conditions of inaccurate binding of the working longitudinal reinforcement to the collars are analyzed. The data obtained indicate a decrease in the strength of normal sections of beams from 0.33% to 10.78%. The paper considers the influence of various factors in the design of the sections of linear bending elements on the actual length of the clamps in accordance with accepted standards. Thanks to the obtained data and dependences, it is possible to refine the consumption of transverse reinforcement in beams for its more economical use.

Keywords: mandrel, reinforced concrete beam, reinforcement clamp, strength of inclined sections, strength of normal sections, transverse reinforcement, working height of the section.

Введение

В Российской Федерации при проектировании железобетонных элементов используется метод предельных состояний, гарантированно обеспечивающий прочность, долговечность и эксплуатационные свойства конструкций. Практическая реализация метода представлена в различных сводах правил, рекомендациях, технических условиях и другой нормативной литературе, например, в СП 63.13330.2018. В Европе для расчета железобетонных элементов используются Еврокоды и нормы BS8110, в США – ACI 318-05, а также иная нормативная литература.

Как правило, отечественные и зарубежные нормы, прежде всего, обращают внимание на прочность и безопасность конструкции, оставляя без внимания экономическую составляющую. Экономика при проектировании конструкций направлена на минимизацию финансовых затрат, связанных не только с учетом прямых расходов материалов, но и с влиянием дополнительных затрат на изготовление элементов, транспортирование и монтаж.

Тема оптимального проектирования железобетонных балок рассматривалась в работах многих российских и зарубежных ученых. В России проблемами оптимального проектирования железобетонных конструкций с учетом надежности и экономичности занимался Складнев Н.Н. Тамразян А.Г. и Алексейцев А.В. изучали оптимизацию конструкций с учетом соотношения производственных затрат и рисков материальных потерь при аварийных ситуациях [1]. Чакрабартти Б.К. изучал взаимосвязь между стоимостью балки и удельной стоимостью материалов и размерами балки [2]. Козьмо К.К., Сантос Ф.Э. и Алонсо Ф.Ф. использовали генетические алгоритмы для оптимального проектирования балок [3]. Гарстеки А., Глема А. и Сигалло Дж. разработали пакет программ для оптимального проектирования железобетонных балок и колонн [4]. Демби Майкл обратился к проблеме оптимального и безопасного проектирования армирующих конструкций в железобетонных элементах [5]. Кузнецов В.С. и Шапошникова Ю.А. искали оптимальные параметры железобетонной прямоугольной балки [6].

Прочность конструкций железобетонных балок с поперечной арматурой исследовали Дженсен С., Минелли Ф. [7, 8]. Балакай А.А., Филатов В.Б. и другие изучали несущую способность наклонных сечений при действии поперечных сил [9, 10]. Экспериментальные исследования прочности при действии поперечных сил рассмотрены в работах Снежкиной О.В., Силантьева А.С., Тихонов И.Н. и других [11-13].

Аксёнов Н.Б., Яковлев С.Н. и др. исследовали влияние отклонений положения рабочей арматуры от проектного на прочность изгибаемых элементов [14, 15]. Кампионе Г. и Чжуовэй Ван А. обратили внимание на влияние коэффициента продольного армирования и рабочей высоты сечения на прочность на срез конструкций балок [16, 17].

Кузнецов В.С., Корчагин О.П., Мерта И., Колбич А., Краванья С. и другие изучали оптимизацию железобетонных конструкций, в том числе балок, с точки зрения

экономической составляющей [18-23]. Сулягин А.Е. предложил практический способ расчёта поперечной арматуры в балках [24].

Духанин П.В., Радкевич А.В., Кузнецова С.В. изучали организационно-технологические факторы для осуществления поперечного армирования в балках [25-27].

Однако, несмотря на достаточно большое количество работ по теме оптимального проектирования железобетонных балок, степень влияния конструктивных и технологических факторов на показатели поперечного армирования представляется не до конца изученной. Сочетание шага и применяемых диаметров хомутов, их различная конфигурация, радиус загиба хомута и прочее, могут существенно влиять на технико-экономические показатели изделия, поэтому подробное рассмотрение данного вопроса имеет научный и практический интерес.

В изгибаемых железобетонных линейных элементах хомут предназначен для обеспечения прочности наклонных сечений, предотвращения образования наклонных трещин, противодействия кручению и прогибу арматуры. Хомуты не допускают деформирования и смещения продольных рабочих стержней при заливке бетона, а также образуют опору для продольной рабочей арматуры при монтаже каркаса.

Хомуты представляют собой скобо-гибочные изделия из арматуры гладкого или периодического профиля, различного диаметра и разных классов арматуры [28]. В практике применяются различные виды хомутов:

- замкнутого профиля – рамки, наиболее распространенные (рисунок 1 а, б);
- незамкнутого, открытого профиля – П-форма, обычно используются в срединных балках, где преобладают изгибные усилия (рисунок 1 в);
- ромбовидный хомут (рисунок 1 г);
- усиленные хомуты, работающие на крутящие усилия, устанавливаются в крайних балках, применяются при сейсмических нагрузках.

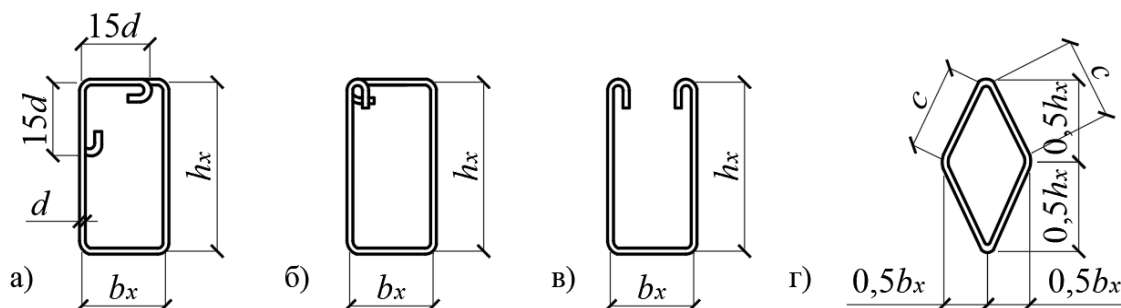


Рисунок 1 – Разные виды хомутов для балок:
а), б) замкнутый профиль; в) незамкнутый профиль; г) ромбовидный профиль

Способ крепления хомутов к продольной арматуре может быть: с помощью специальной вязальной проволоки, сечением 1,2-2,0 мм, или с помощью сварки (рисунок 2 а, б).

Однако фиксация с помощью сварки не всегда возможна, так как сварка допускается не для всех классов арматуры (только с индексом «С»), также необходимы точки подключения к электросети, специальное оборудование и квалифицированные кадры, а сварные работы могут быть исключены на объекте из условий пожаробезопасности.



Рисунок 2 – Крепление хомутов: а) с помощью вязальной проволоки; б) с помощью сварки

В случае применения вязальной проволоки обычно применяют специальный «пистолет» для повышения качества работы и ускорения процесса вязки. Вязанные каркасы отличаются более низкой стоимостью, простотой в изготовлении, но и большим расходом арматуры и увеличенным весом конечной конструкции.

На рисунке 3 представлены специальные устройства для загиба стержней.

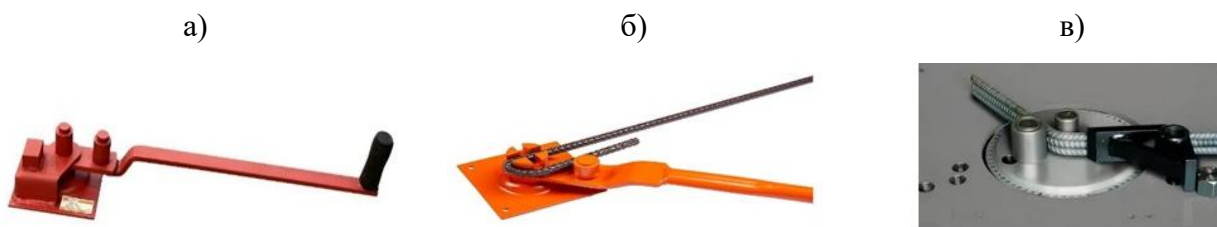


Рисунок 3 – Специальные устройства для загиба стержней:
а, б) ручные станки; в) станок с механическим приводом

Целью работы является установление зависимостей и определение степени влияния различных видов хомутов, технологических и прочих факторов, на минимальную длину хомута при различных размерах сечения линейного изгибаемого элемента.

Основными задачами настоящего исследования являлись:

- Анализ конструктивных требований для установки хомутов, а именно:
 - диаметра и шага хомутов согласно действующим нормам по прочности;
 - диаметра хомутов согласно условиям свариваемости или связывания стержней;
 - толщин защитных слоев для рабочей и конструктивной арматуры;
 - радиус загиба хомута.
- Анализ влияния различных видов хомутов, радиуса загиба хомута, а также диаметра и класса продольной и поперечной арматуры на прочность нормального сечения;
- Определение в общем виде действительной длины хомута.

Модели и методы

В представленной работе применяется расчетно-аналитический метод исследования, основанный на анализе различных видов поперечного армирования, соотношения диаметров продольной и поперечной арматуры, величин защитного слоя и радиуса загиба хомута, в соответствии с рекомендациями норм.

В исследовании рассматривался линейный изгибаемый железобетонный элемент, длиной L , без преднапряжения, переменного прямоугольного сечения, размерами $b \times h$, нагруженный сосредоточенной силой в середине пролета. Защитный слой арматуры $a_3=20$ мм, $a=30$ мм согласно СП 63.13330.2018 и СП 28.13330.2017. Рабочая высота сечения h_0 . Класс бетона на сжатие B25, $R_b=14,5$ МПа, $R_{bt}=1,05$ МПа. Продольная арматура верхняя 2Ø16, нижняя арматура – 2 (3, 4) стержня переменного диаметра, от 6 до 40 мм, класса

A500С, $R_s=435$ МПа. Поперечная арматура принимается в виде хомутов замкнутого профиля (типа б, рисунок 1) из арматуры Ø10, класса А240 (гладкая, профиль 2ф), $R_{sw}=170$ МПа (рисунок 4).

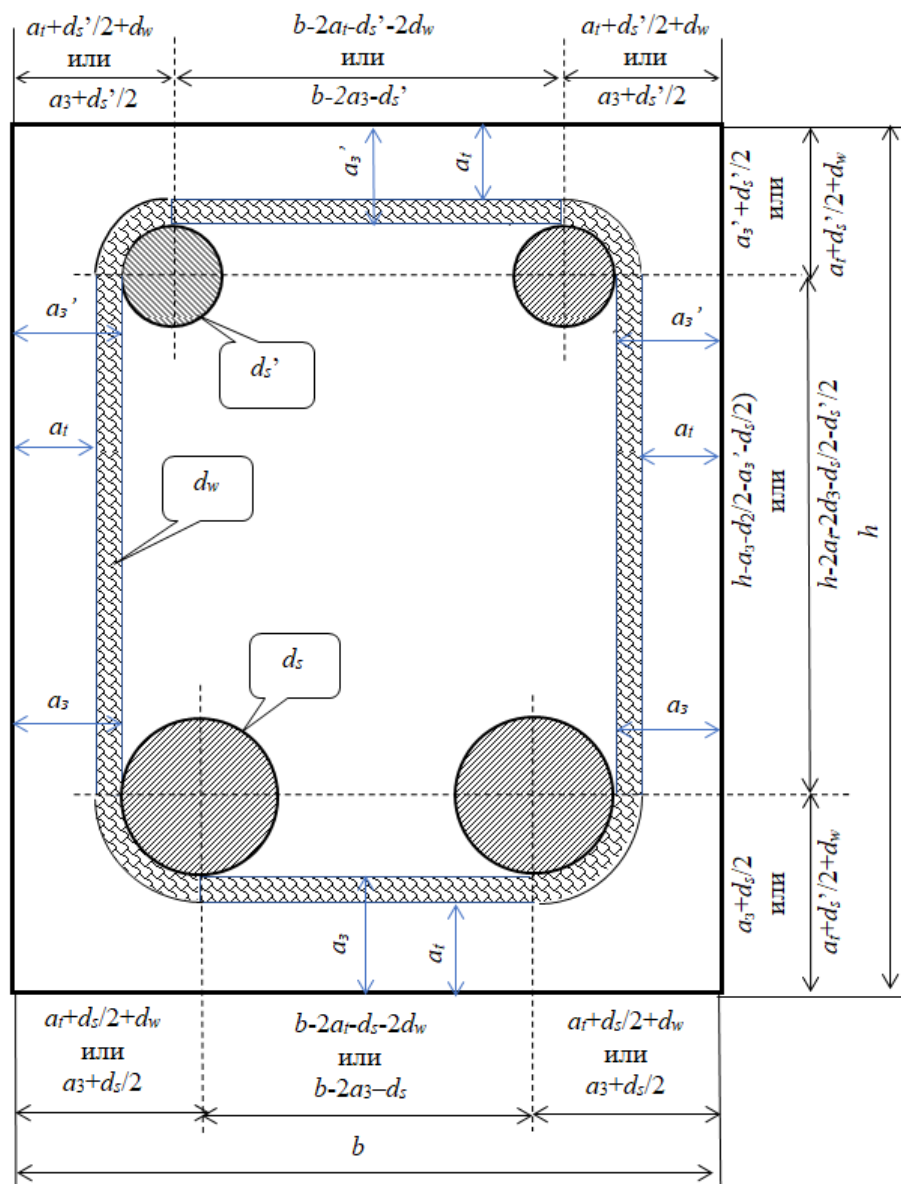


Рисунок 4 – Поперечное сечение балки

Ниже представлены основные конструктивные требования к расстановке поперечной арматуры.

1. Шаг стержней на опорных участках s_1 , длиной $l_1=l_0/4$, должен быть не более $s_1 \leq h_0/2$ и не более $s_1 \leq 300$ мм согласно СП 63.13330.2018.

2. По ГОСТ 34028-2016 и ГОСТ 14098-2014 диаметр поперечных стержней d_w :

- в сварных каркасах диаметр хомута принимают не менее диаметра, устанавливаемого из условия сварки с наибольшим диаметром продольной арматуры по ГОСТ 14098-2014. Отношения диаметров стержней следует принимать для соединений типа К1 - от 0,25 до 1,00, типа К3 - от 0,50 до 1,00.

- в вязаных каркасах изгибаемых элементов диаметр хомута принимают не менее 6 мм;

3. Толщина защитного слоя согласно СП 63.13330.2018 и СП 28.13330.2017:

- нижних продольных стержней не менее $a_3=20$ мм в закрытых помещениях при нормальной и пониженной влажности, а также не менее диаметра продольной нижней

арматуры d_s . Для сборных элементов минимальные значения толщины защитного слоя бетона рабочей арматуры допускается уменьшать еще на 5 мм.

- верхних продольных стержней по высоте сечения также не менее $a_3'=20$ мм и не менее диаметра продольной верхней арматуры d_s' .
- верхних продольных стержней по ширине сечения не менее $a_3'=20$ мм и не менее диаметра продольной нижней арматуры d_s , так как $d_s' \leq d_s$, поэтому $a_3'=a_3$;
- для конструктивной арматуры минимальные значения толщины защитного слоя бетона принимают на 5 мм меньше по сравнению с требуемыми для рабочей арматуры;
- минимальная толщина защитного слоя 20 мм для слабоагрессивной среды для арматуры A240, A500, A400.

Таким образом, описанный выше объект исследования, изгибаемый железобетонный линейный элемент с поперечной арматурой в виде хомутов замкнутого профиля из гладкой арматуры Ø10 профиля 2ф, может быть представлен как со сварным, так и с вязанным каркасом.

В сортаменте для арматурного проката периодического профиля указан номинальный диаметр d_n – это диаметр равновеликого по площади поперечного сечения круглого гладкого проката. Согласно ГОСТ 34028-2016 наибольший диаметр арматуры, по величине выступов или гребней, всегда больше номинального, равновеликого.

Например, для арматуры класса A500С, номинального диаметра 28 мм, диаметр, замеренный по гребням и выступам для формы 2ф, составляет $d_1=d_2=31$ мм, а для диаметра 16 мм $d_1=d_2=18$ мм (таблица 1) (рисунок 5, 6).

На рисунках 5-6 представлены разные формы профилей стержня (1ф-4ф) с основными размерами сечения согласно ГОСТ 34028-2016.

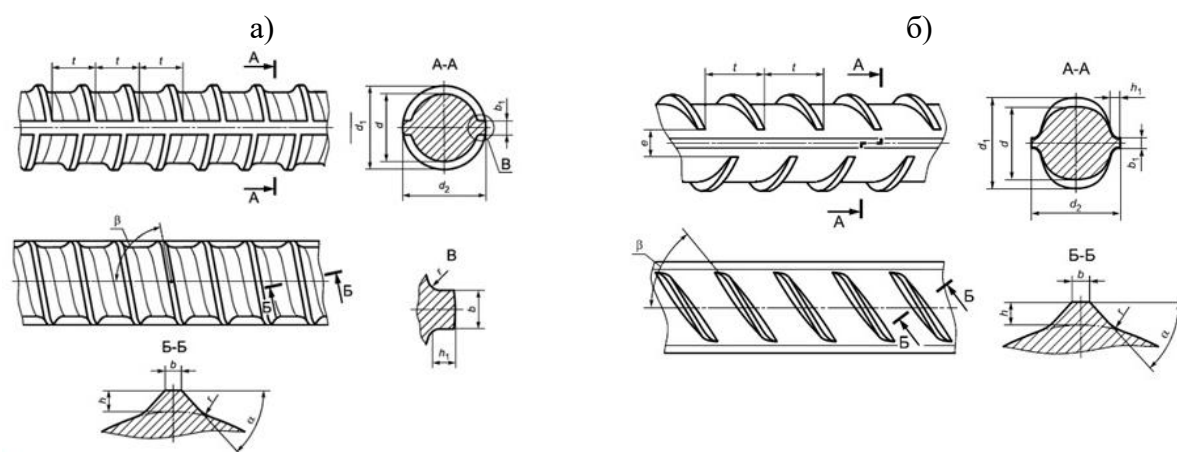


Рисунок 5 – Конфигурация и параметры периодического профиля по форме:
а) 1ф (кольцевой профиль); б) 2ф (серповидный профиль)

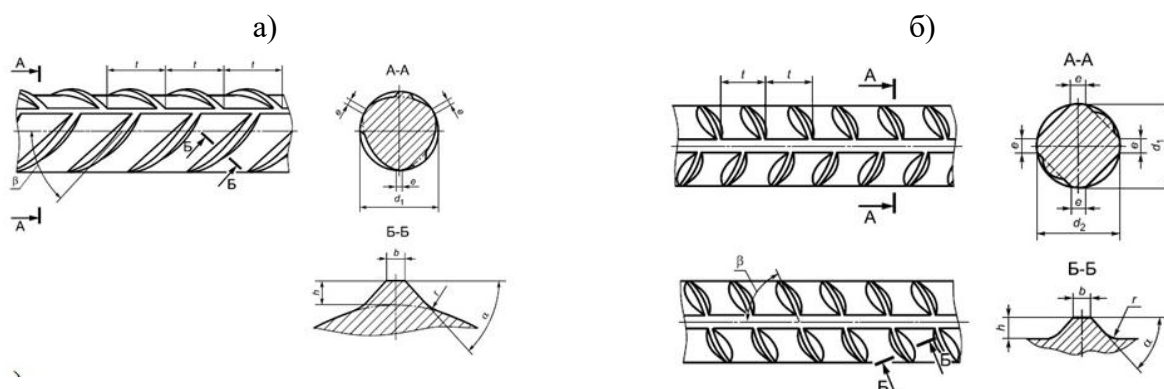


Рисунок 6 – Конфигурация и параметры периодического профиля по форме:
а) 3ф (трехсторонний профиль); б) 4ф (четырёхсторонний профиль)

В таблице 1 представлены размеры сечения арматуры по гребню ($d_1=d_2$) и минимальный диаметр сечения арматуры (d) для номинальных диаметров $d_n=16$ мм и $d_n=28$ мм для разных форм профилей стержня (1ф-4ф).

Таблица 1 – Примеры размеров арматурного сечения для разных форм профилей для номинальных диаметров $d_n=16$ мм и $d_n=28$ мм

Форма профиля	$d_n=16$ мм	$d_n=28$ мм
1ф	$d=15$ мм, $d_1=d_2=18$ мм	$d=26,5$ мм, $d_1=d_2=30,5$ мм
2ф	$d=15,2$ мм, $d_1=d_2=18$ мм	$d=27$ мм, $d_1=d_2=31$ мм
3ф	-	-
4ф	$d_1=d_2=17$ мм	-

Для формы профиля 3ф (трехсторонний профиль) размеры сечения арматуры указаны для номинальных диаметров от $d_n=4$ до $d_n=12$ мм, а для $d_n=16$ мм и $d_n=28$ мм в ГОСТ 34028-2016 данные отсутствуют. Для формы профиля 4ф (четырёхсторонний профиль) размеры сечения арматуры указаны для номинальных диаметров от $d_n=4$ до $d_n=18$ мм, для $d_n=28$ мм информация также отсутствует.

Общая длина хомута L , замеренная по оси симметрии сечения хомута, состоит из четырех прямолинейных участков и четырех дуг, то есть закруглений вокруг продольной арматуры. Общая длина хомута L определяется по формуле (1)

$$L=L_{1н}+L_{2в}+2L_{3б}+2L_{D1}+2L_{D2}, \quad (1)$$

где

$L_{1н}=b-2a_t-d_{s,греб}-2d_w$ – длина нижнего прямолинейного участка;

$L_{2в}=b-2a_t-d_{s',греб}-2d_w$ – длина верхнего прямолинейного участка;

$L_{3б}=h-2a_t-d_{s,греб}/2-d_{s',греб}/2-2d_w$ – длина бокового прямолинейного участка;

$L_{D1}=2\pi(R_{s,греб}+R_w)/4=2\pi(d_{s,греб}/2+d_w/2)/4$ – длина дуги вокруг нижней продольной арматуры;

$L_{D2}=2\pi(R_{s',греб}+R_w)/4=2\pi(d_{s',греб}/2+d_w/2)/4$ – длина дуги вокруг верхней продольной арматуры.

Таким образом, общая длина хомута с учетом наибольшего диаметра арматуры (по величине выступов или гребней), без учета отгибов («хвостиков»)

$$L=L_{1н}+L_{2в}+2L_{3б}+2L_{D1}+2L_{D2}=b-2a_t-d_{s,греб}-2d_w+b-2a_t-d_{s',греб}-2d_w+2(h-2a_t-d_{s,греб}/2-d_{s',греб}/2-2d_w)+2(2\pi(d_{s,греб}/2+d_w/2)/4)+2(2\pi(d_{s',греб}/2+d_w/2)/4).$$

Таким образом, общую длину хомута L можно определить в соответствии с (2).

$$L=2b+2h-8a_t-2d_{s,греб}-2d_{s',греб}-8d_w+\pi(d_{s,греб}/2+d_{s',греб}/2+d_w). \quad (2)$$

Также следует учесть, что для предотвращения раскалывания бетона внутри загиба хомута или его разрушения в месте загиба нормы ограничивают минимальный диаметр оправки.

Так, при диаметре продольных стержней $d_s < 20$ мм, диаметр оправки для гладких стержней согласно ГОСТ 34028-2016 составляет $d_{оп}=2,5d_s$, а при диаметре продольных стержней $d_s \geq 20$ мм диаметр оправки - $d_{оп}=4,0d_s$.

Таким образом, расчетный радиус диаметра загиба хомута, для расчета его длины, определяется суммой радиусов оправки и хомута (рисунок 7 а).

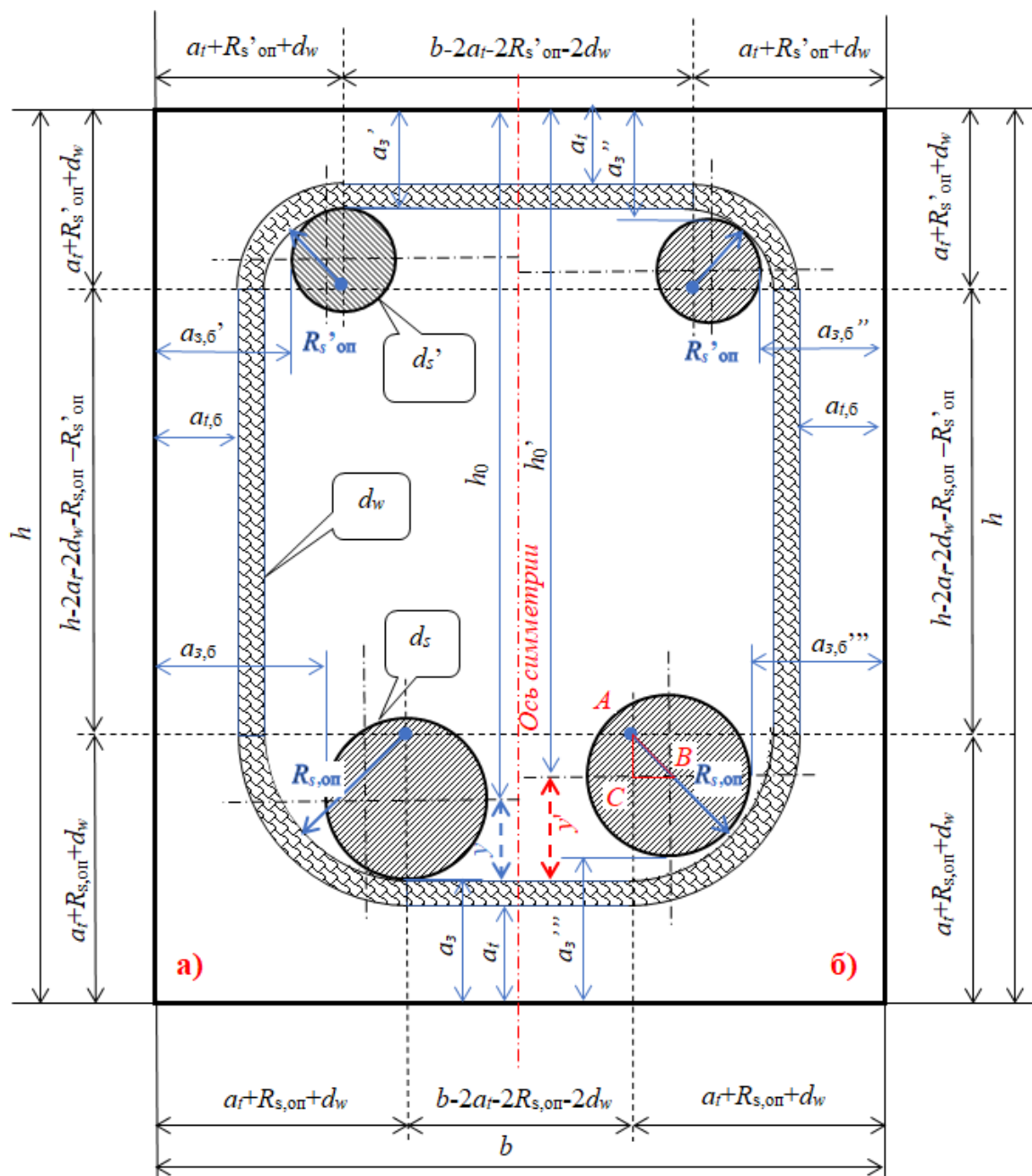


Рисунок 7 – Поперечное сечение балки с армированием с учетом загиба вокруг оправок:
а) правильное; б) ошибочное

Для приведенного примера радиус загиба можно определить по формулам (3) и (4):

- для верхних продольных стержней, диаметром 16 мм

$$R_{s' \text{ в}} = R_{s' \text{ оп}} + R_w = 2,5d_s' / 2 + d_w / 2 = 1,25d_s' + d_w / 2 = 1,25 \times 16 + 10 / 2 = 20 + 5 = 25 \text{ (мм)}. \quad (3)$$

- для нижних продольных стержней, диаметром 28 мм

$$R_{s, \text{ н}} = R_{s, \text{ оп}} + R_w = 4d_s / 2 + d_w / 2 = 2d_s + d_w / 2 = 2 \times 28 + 10 / 2 = 56 + 5 = 61 \text{ (мм)}. \quad (4)$$

Ввиду того, что диаметр загиба хомута вокруг оправки больше, чем вокруг стержня, длина прямолинейных участков уменьшится (рисунок 7).

Общая длина хомута $L_{\text{оп}}$ с учетом применяемых оправок, без учета отгибов, определяется по формуле (5)

$$L_{\text{оп}} = L_{1\text{н}} + L_{2\text{в}} + 2L_{3\text{б}} + 2L_{D1} + 2L_{D2}, \quad (5)$$

где

$L_{1H}=b-2a_t-2R_{s,оп}-2d_w$ – длина нижнего горизонтального участка стержня;

$L_{2B}=b-2a_t-2R_{s,оп}-2d_w$ – длина верхнего горизонтального участка стержня;

$L_{36}=h-2a_t-2R_{s,оп}-2R_{s,оп}'-2d_w$ – длина вертикального прямого участка стержня;

$L_{D1}=2\pi(R_{s,оп}+R_w)/4=2\pi(4d_s/2+d_w/2)/4$ – длина дуги вокруг нижней продольной арматуры;

$L_{D2}=2\pi(R_{s,оп}'+R_w)/4=2\pi(2,5d_s'/2+d_w/2)/4$ – длина дуги вокруг верхней продольной арматуры.

Общая длина хомута без учета отгибов («хвостиков»), с учетом применяемых оправок

$$L_{оп}=L_{1H}+L_{2B}+2L_{36}+2L_{D1}+2L_{D2}=b-2a_t-2R_{s,оп}-2d_w+b-2a_t-2R_{s,оп}'-2d_w+2(h-2a_t-2R_{s,оп}-2R_{s,оп}'-2d_w)+2(2\pi(4d_s/2+d_w/2)/4)+2(2\pi(2,5d_s'/2+d_w/2)/4)=2b+2h-8a_t-6R_{s,оп}-6R_{s,оп}'-8d_w+\pi(2d_s+1,25d_s'+d_w);$$

или $L_{оп}$ определяется в соответствии с выражением (6)

$$L_{оп}=2b+2h-8a_t-12d_s-7,5d_s'-8d_w+\pi(2d_s+1,25d_s'+d_w). \quad (6)$$

Нередко на строительной площадке пренебрегают использованием оправок, это приводит к перенапряжению поперечной арматуры, а, следовательно, негативно влияет на прочность и на трещиностойкость элемента [20].

Также типичной ошибкой арматурщиков при формировании каркаса является ситуация, когда продольная арматура привязывается по биссектрисе угла загиба, а не к нижнему и верхнему участкам хомутов. При таком варианте за счет большего радиуса оправки продольная арматура сдвигается внутрь вглубь сечения (рисунок 7 б). Это приводит к тому, что рабочая высота сечения h_0 уменьшается до h_0' , следовательно, уменьшается и прочность по нормальному сечению элемента.

На рисунке 7 б показан возможный ошибочный вариант поперечного сечения балки с армированием с учетом загиба вокруг оправок и привязкой арматуры по биссектрисе угла загиба. При таком положении продольной арматуры длина хомута остается без изменения, однако рабочая высота сечения уменьшается на длину $n=h_0'-h_0$ и определяется в соответствии с формулой (7)

$$n=h_0'-h_0=h-R_{s,греб}-d_w-a_t-h+y'+d_w+a_t; \quad n=y'-R_{s,греб}, \quad (7)$$

где

$h_0=h-R_{s,греб}-d_w-a_t$ – рабочая высота сечения нижней продольной арматуры;

$h_0'=h-y'-d_w-a_t$ – рабочая высота сечения верхней продольной арматуры;

$y'=R_{s,оп}-(AC)$ – расстояние от центра продольного стержня до внутреннего края хомута (рисунок 7 б).

Вариант со смещением продольной рабочей арматуры больше чем на диаметр d_s представлен авторами в предыдущих работах [18-19].

Рассмотрим треугольник ABC на рисунке 7 б. Так как продольная арматура d_s ошибочно привязана к биссектрисе угла загиба, то треугольник ABC равнобедренный ($AC=CB$) с углами по 45° . Тогда $(AC)^2+(CB)^2=(AB)^2$, $(AB)^2=2(AC)^2$. Если расстояние (AB) выразить через $R_{s,оп}-R_{s,греб}$, то $(R_{s,оп}-R_{s,греб})^2=2(AC)^2$.

Отсюда расстояние (AC) выражается формулой (8)

$$(AC)=(R_{s,оп}-R_{s,греб})/(\sqrt{2}). \quad (8)$$

Рабочая высота сечения уменьшается на расстояние n , которое можно выразить через формулу (9)

$$n=R_{s,оп}-R_{s,греб}-(R_{s,оп}-R_{s,греб})/(\sqrt{2}). \quad (9)$$

Вычислим момент, который может воспринять сечение по известной формуле (10) согласно нормам.

$$x=R_s A_s/(\gamma_{b1}R_b b) \quad (10)$$

В случае сечения с одиночной арматурой $\xi=x/h_0 \leq \xi_R$, где $\xi_R=0,493$ для арматуры А500.

Момент M_{ult} , который может выдержать сечение с правильно установленной продольной арматурой определяется в соответствии с выражением (11)

$$M_{ult}=\gamma_{b1}R_b b x(h_0-x/2) \quad (11)$$

Момент M_{ult}' , который может выдержать сечение с ошибочно установленной продольной арматурой, привязанной к биссектрисе угла загиба, равен

$$M_{ult}' = \gamma_{b1} R_b b x (h_0 - n - x/2).$$

Таким образом, M_{ult}' определяется в соответствии с выражением (12)

$$M_{ult}' = \gamma_{b1} R_b b x (h_0 - R_{s,оп} + R_{s,греб} + (R_{s,оп} - R_{s,греб})/(\sqrt{2}) - x/2). \quad (12)$$

Результаты и обсуждение

Сравним результаты расчета длин хомута с учетом оправок и без них при различных параметрах сечения изгибаемого линейного элемента.

Например, для балки, размерами сечения $b \times h = 30 \times 50$ см, с продольной верхней арматурой 2Ø16, нижней – 2Ø28, класса А500С, общая длина хомута составит

$$L = L_{1н} + L_{2в} + 2L_{36} + 2L_{D1} + 2L_{D2} = 209 + 222 + 2 \times 415,5 + 2 \times 32,2 + 2 \times 22 = 1370,3 \text{ (мм)}$$

Для балки с теми же параметрами общая длина хомута с учетом оправок

$$L_{оп} = L_{1н} + L_{2в} + 2L_{36} + 2L_{D1} + 2L_{D2} = 128 + 200 + 2 \times 288 + 2 \times 95,8 + 2 \times 39,3 = 128 + 200 + 576 + 191,6 + 78,6 = 1174 \text{ (мм)}$$

С учетом оправок длина хомута уменьшилась на 16,7%.

В таблице 2 показано изменение расхода длины хомута для различных размеров сечения $b \times h$, при минимально возможных диаметрах оправки $d_{s,оп}$ и соблюдении рекомендуемых параметров по коэффициенту армирования ($\mu_{min} = 0,1\%$, $\mu_{max} = 3\%$).

Таблица 2 - Изменение расхода длины хомута в % для различных размеров сечения и диаметров рабочей растянутой арматуры

Размеры сечения $b \times h$, см	μ_{min} , см ²	μ_{max} , см ²	Изменение расхода длины хомута в % при диаметре продольной арматуры d_s , мм													
			Ø6	Ø8	Ø10	Ø12	Ø14	Ø16	Ø18	Ø20	Ø22	Ø25	Ø28	Ø32	Ø36	Ø40
20×40	0,8	24	7,4	8,2	8,9	9,7	10,5	11,3	12,1	18,8	20,4	22,8	25,4	29,6	35	
23×40	0,92	27,6	7	7,7	8,4	9,1	9,8	10,6	11,3	17,5	19	21,2	23,5	27,3	32,2	37,9
25×40	1	30	6,7	7,4	8	8,7	9,4	10,1	10,8	16,8	18,1	20,3	22,5	26	30,6	35,8
25×50	1,25	37,5		6,1	6,7	7,3	7,8	8,4	9	13,8	14,9	16,5	18,3	21	24,3	28
30×50	1,5	45		5,7	6,2	6,7	7,2	7,7	8,3	12,6	13,6	15,2	16,7	19,2	22,1	25,3
35×50	1,75	52,5		5,3	5,7	6,2	6,7	7,2	7,7	11,7	12,6	14	15,4	17,6	20,2	23,1
35×60	2,1	63			5	5,4	5,9	6,3	6,7	10,2	10,9	12,1	13,3	15,1	17,3	19,6
40×60	2,4	72			4,7	5,1	5,5	5,9	6,3	9,5	10,2	11,3	12,5	14,2	16,1	18,2
45×60	2,7	81			4,5	4,8	5,2	5,6	5,9	9	9,6	10,7	11,7	13,3	15,1	17
45×80	3,6	108				3,9	4,2	4,5	4,8	7,3	7,8	8,6	9,5	10,7	12	13,5
50×80	4	120				3,8	4,1	4,3	4,6	6,9	7,5	8,2	9	10,2	11,5	12,8
55×80	4,4	132				3,6	3,9	4,2	4,4	6,7	7,1	7,9	8,6	9,7	10,9	12,2

Примечание к таблице 2. Цветом отмечены ячейки с количеством продольных растянутых стержней в один ряд: белый – 2 шт.; синий – 3 шт.; розовый – 4 шт.; оранжевый – $\mu \leq \mu_{min}$ (или $\mu \geq \mu_{max}$). Разное количество стержней обусловлено необходимостью соблюдения минимального коэффициента армирования $\mu_{min} = 0,1\%$.

На рисунке 8 показаны графики изменения расхода длины хомута в % при различных диаметрах продольной рабочей арматуры d_s для различных размеров сечения $b \times h$.

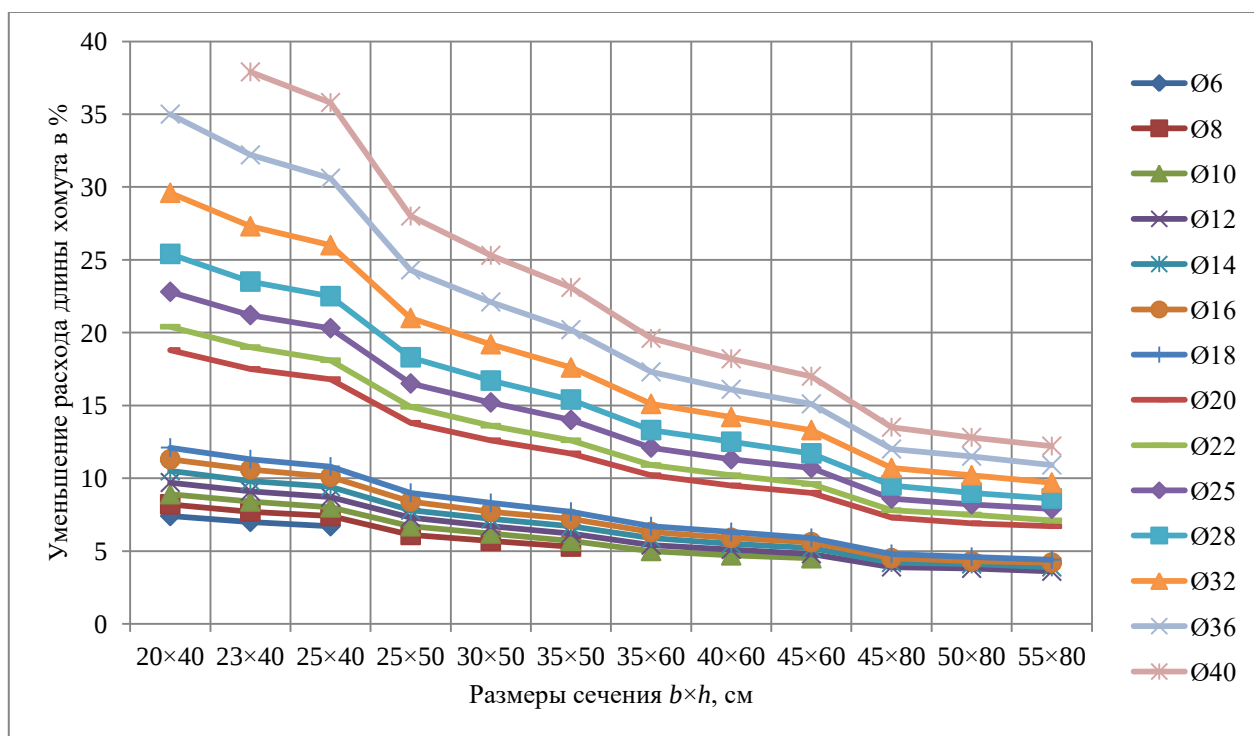


Рисунок 8 – Графики изменения расхода длины хомута в % при различных диаметрах продольной рабочей арматуры d_s для различных размеров сечения $b \times h$

Из таблицы 2 и графиков (рисунок 8) видно, что экономия составляет 5,6-37,9% длины хомута без учета отгибов. Очевидно, что при увеличении процента армирования и уменьшении размера сечения элемента, достигается большая экономия арматуры при использовании оправок – до 37,9% при рабочей продольной арматуре 2Ø40.

В таблице 3 показано изменение прочности нормального сечения с ошибочно установленной продольной арматурой, с привязкой к биссектрисе угла загиба, при использовании различных диаметров продольных рабочих растянутых стержней, при форме профиля 2ф (серповидный профиль). Размеры сечения $b \times h$ переменные, коэффициент армирования сечения от $\mu_{min}=0,1\%$ до $\mu_{max}=3\%$, при минимально возможных диаметрах оправки $d_{s,оп}$.

Таблица 3 - Изменение прочности в % для различных размеров сечения и диаметров рабочей растянутой арматуры

Размеры сечения $b \times h$, см	μ_{min} , см ²	μ_{max} , см ²	Изменение прочности в % при диаметре продольной арматуры d_s , мм													
			Ø6	Ø8	Ø10	Ø12	Ø14	Ø16	Ø18	Ø20	Ø22	Ø25	Ø28	Ø32	Ø36	Ø40
20×40	0,8	24	0,33	0,44	0,56	0,69	0,83	0,98	1,14	2,75	3,15	3,84	4,68	6,24	8,63	
23×40	0,92	27,6	0,33	0,44	0,56	0,69	0,82	0,97	1,13	2,69	3,06	3,7	4,45	5,78	7,68	10,78
25×40	1	30	0,33	0,44	0,56	0,68	0,82	0,96	1,11	2,66	3,02	3,63	4,33	5,56	7,25	9,87
25×50	1,25	37,5		0,34	0,43	0,53	0,63	0,74	0,85	2,02	2,28	2,7	3,17	3,95	4,92	6,25
30×50	1,5	45		0,34	0,43	0,53	0,63	0,74	0,84	1,99	2,23	2,63	3,06	3,75	4,59	5,67
35×50	1,75	52,5		0,34	0,44	0,53	0,62	0,73	0,83	1,96	2,2	2,58	2,99	3,62	4,38	5,31
35×60	2,1	63			0,36	0,43	0,51	0,6	0,68	1,59	1,78	2,07	2,39	2,86	3,4	4,05
40×60	2,4	72			0,36	0,43	0,51	0,59	0,68	1,58	1,76	2,05	2,35	2,81	3,31	3,91
45×60	2,7	81			0,36	0,43	0,51	0,59	0,67	1,57	1,75	2,03	2,32	2,76	3,25	3,81
45×80	3,6	108				0,32	0,38	0,43	0,49	1,15	1,27	1,47	1,67	1,96	2,28	2,63
50×80	4	120				0,32	0,37	0,43	0,49	1,14	1,27	1,46	1,66	1,95	2,26	2,59
55×80	4,4	132				0,32	0,37	0,43	0,49	1,14	1,26	1,45	1,65	1,93	2,24	2,56

Примечание к таблице 3. Цветом отмечены ячейки с количеством продольных растянутых стержней в один ряд: белый – 2 шт.; синий – 3 шт.; розовый – 4 шт.; оранжевый – $\mu \leq \mu_{min}$ (или $\mu \geq \mu_{max}$). Разное количество стержней обусловлено необходимостью соблюдения минимального коэффициента армирования $\mu_{min}=0,1\%$.

На рисунке 9 показаны графики изменения прочности нормального сечения в % при условии ошибочно установленной продольной арматуры (с привязкой к биссектрисе угла загиба) при различных диаметрах продольной рабочей арматуры d_s для различных размеров сечения $b \times h$.

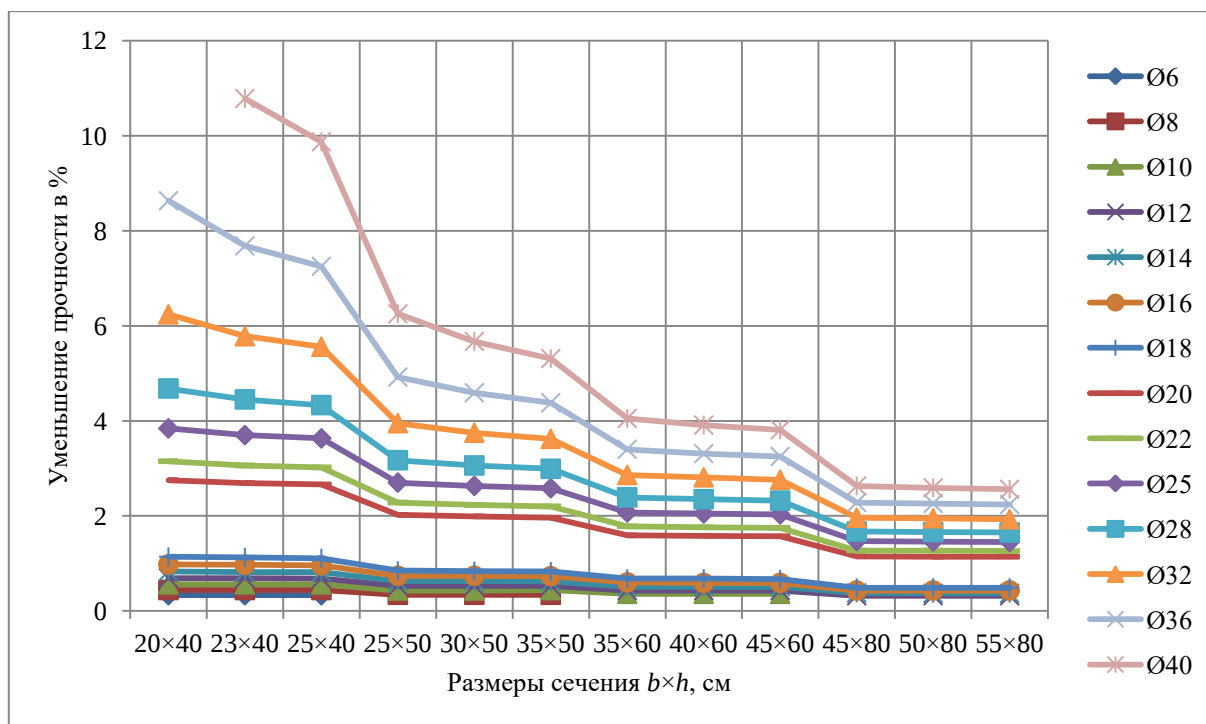


Рисунок 9 – Графики изменения прочности нормального сечения в % при различных диаметрах продольной арматуры d_s для различных размеров сечения $b \times h$

Из таблицы 3 и графиков (рисунок 9) видно, что при увеличении процента армирования и уменьшении размера сечения элемента, при неправильно расположенной продольной арматуре прочность элемента падает. Например, при использовании рабочей продольной арматуры 2Ø36 прочность уменьшается на 10,78%.

При ошибочной привязке продольной арматуры по биссектрисе угла загиба, если при установке арматуры монтажники ориентируются на толщину защитного слоя именно для продольной рабочей арматуры, то проектная рабочая высота сечения при этом соблюдается. Но в таком случае продольная рабочая арматура сдвинется в первоначальное положение и «потянет» за собой увеличение длины хомута.

Выводы

1. Установлены зависимости и уровень влияния применения различных видов хомутов, а также прочих факторов, на минимальную длину хомута при различных размерах сечения линейного изгибаемого железобетонного элемента и принятой продольной рабочей арматуры.

2. Получены данные, которые говорят об экономии длины хомута от 6,7-7,4%, при использовании рабочей арматуры 2Ø6, до 12,2-37,9%, при использовании рабочей арматуры 2Ø40, в рассмотренном диапазоне размеров сечения $(20 \times 40) \leq (b \times h) \leq (55 \times 80)$ см и коэффициенте армирования $0,1\% \leq \mu \leq 3\%$.

3. Проанализированы зависимости уменьшения прочности от 0,33% до 10,78% нормальных сечений балок в условиях ошибочной привязки продольной рабочей арматуры по биссектрисе угла загиба к хомутам.

Результаты работы позволят установить зависимости и уровень влияния применения различных видов хомутов, а также прочих факторов, на минимальный шаг и диаметр поперечной арматуры при различных размерах сечения линейного изгибаемого элемента и принятой продольной рабочей арматуры.

Полученные данные помогут получить эффективное решение армирования наклонных сечений минимальной стоимости при использовании различных диаметров поперечной арматуры в сочетании с переменным шагом.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Tamrazyan A.G., Alekseytsev A.V. Optimization of reinforced concrete beams under local mechanical and corrosive damage // *Engineering Optimization*. 2022. doi.org/10.1080/0305215X.2022.2134356
2. Chakrabarty B.K. Models for optimal design of reinforced concrete beams // *Journal of Structural Engineering*. 1992. Vol. 118. No. 11. doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(1992)118:11(3238)
3. Coello C.C., Hernandez F.S. and Farrera F.A. Optimal design of reinforced concrete beams using genetic algorithms // *Journal of Intelligent Learning Systems and Applications*. 2014. Vol. 6. No. 4. doi.org/10.1016/S0957-4174(96)00084-X
4. Garstecki A., Glema A., Ścigałło J. Optimal design of reinforced concrete beams and frames // *Computer Assisted Mechanics and Eng. Sciences*. 1996. No. 3 (3). Pp. 223-231.
5. Demby M., Ścigałło J. Design aspects of the safe structuring of reinforcement in reinforced concrete bending beams // *Modern building materials, structures and techniques, MBMST 2016. Procedia Engineering* 172. 2017. Pp. 211-217. doi:10.1016/j.proeng.2017.02.051
6. Kuznetsov V.S., Shaposhnikova Y.A., Yandiev A.A. Selection of the optimal parameters of a reinforced concrete rectangular beam with single reinforcement // *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. 2020. No. 962 (2): 022055. doi: 10.1088/1757-899X/962/2/022055
7. Jensen B.C. and Łapko A. On shear reinforcement design of structural concrete beams on the basis of theory of plasticity // *Journal of Civil Engineering and Management*. 2009. No. 15 (4). Pp. 395-403. doi.org/10.3846/1392-3730.2009.15.395-403
8. Minelli F. and Plizzari G.A. Shear design of FRC members with little or no conventional shear reinforcement // *Ailor Made Concrete Structures – Walraven & Stoelhorst (eds)*. 2008. doi:10.1201/9781439828410.ch100
9. Балакай А.А., Цыганов М.В., Алейник Д.В., Дмитренко Е.А. Зависимость несущей способности наклонных сечений на действие поперечной силы от изменения длины проекции наклонного сечения // *Вестник Донбасской национальной академии строительства и архитектуры*. 2020. № 4 (144). С. 50-55.
10. Филатов В.Б., Арцыбасов А.С., Багаутдинов М.А., Гордеев Д.И., Картунов А.И., Никитин Р.А. Анализ расчетных моделей при расчете прочности наклонных сечений железобетонных балок на действие поперечных сил // *Известия Самарского научного центра Российской академии наук*. 2014. Том 16. № 4-3. С. 642-645.
11. Снежкина О.В., Егинов Э.В., Ладин Р.А. Оценка влияния вертикальных хомутов на прочность железобетонных балок при действии поперечных сил // *Региональная архитектура и строительство*. 2014. № 3. С. 57-61. Силантьев А.С., Лучкин Е.А. Работа изгибаемых элементов по наклонным сечениям с экстремально малым пролетом среза // *Бетон и железобетон*. 2020. № 2 (602). С. 28-33.
13. Тихонов И.Н., Саврасов И.П. Исследование прочности железобетонных балок с арматурой класса А500 при действии поперечных сил // *Жилищное строительство*. 2010. № 9. С. 32-37.
14. Аксёнов Н.Б., Задорожная А.В., Трофимова В.М., Сеницина Т.В., Назаров А.В. Исследование влияния отклонений положения рабочей арматуры от проектного на прочность безбалочных перекрытий // *Инженерный вестник Дона*. 2018. № 2 [Электронный ресурс] URL:ivdon.ru/uploads/article/pdf/IVD_113_Aksionov.pdf_91646016dd.pdf (дата обращения: 05.01.2023).
15. Яковлев С.Н., Поздеев В.М. Исследование железобетонных многопустотных плит перекрытий с дефектом смещения рабочей арматуры путем натурных испытаний // *Инженерные кадры - будущее инновационной экономики России*. 2016. № 5. С. 89-92.
16. Campione G., Monaco A., Minafò G. Shear strength of high-strength concrete beams: Modeling and design recommendations // *Engineering Structures*. 2014. No. 69 (9). Pp. 116-122. doi:10.1016/j.engstruct.2014.02.029
17. Zhuowei Wang A., Yufeng Liao and Weilun Wang. Effect of longitudinal reinforcement ratio and effective depth on shear capacity of PVA fiber high strength RC beams // *Advances in engineering research (AER)*. 2nd International Conference on Material Science, Energy and Environmental Engineering (MSEEE 2018). 2018. Vol. 169. doi:10.2991/mseee-18.2018.52

18. Кузнецов В.С., Кузнецов А.В., Смирнов М.Н. Нормативные допуски как факторы риска снижения долговечности строительных объектов // Строительные материалы, оборудование, технологии XXI века. 2005. № 5 (76). С. 80-81.
19. Кузнецов В.С., Прокуронова Е.А. Геометрические допуски как факторы риска снижения долговечности железобетонных элементов // Строительные материалы, оборудование, технологии XXI века. 2006. № 7 (90). С. 22-23.
20. Корчагин О.П., Зонина С.В. О специфике расчётов изгибаемых железобетонных конструкций по наклонным сечениям // Социально-экономические и технические системы: исследование, проектирование, оптимизация. 2018. № 1 (77). С. 12-20.
21. Kuznetsov V., Shaposhnikova Y. The cost of flexible elements of a rectangular profile // XIV International Scientific Conference «INTERAGROMASH 2021». Lecture Notes in Networks and Systems. 2022. Vol. 247. Pp. 33–40. doi:10.1007/978-3-030-80946-1_4
22. Kuznetsov V.S., Shaposhnikova Y.A. The structure of the content and cost of materials in bending reinforced concrete element with variable section height // Lecture Notes in Civil Engineering. 2021. Vol. 151. Pp. 181–187. doi:10.1007/978-3-030-72910-3_26
23. Merta I., Kolbitsch A., Kravanja S. Cost optimization of reinforced concrete beams // Conference: Sixth International Conference Concrete under Severe Conditions Environment & Loading. At: Mérida. Yucatán. México. 2010. [Online]. URL:researchgate.net/publication/282132306_Cost_Optimization_of_Reinforced_Concrete_Beams (date of application: 05.01.2023).
24. Сутягин А.Е. Практический способ расчёта поперечной арматуры в балках // Наука и безопасность. 2012. № 4. С. 65-69.
25. Духанин П.В., Макшанов Н.Я. Определение допустимых технологий для осуществления поперечного армирования арматурного каркаса с учетом условий и факторов производства // Ростовский научный журнал. 2017. № 6. С. 301-307.
26. Радкевич А.В., Нетеса А.Н. Определение и ранжирование организационно-технологических факторов, обуславливающих рациональные решения соединения арматуры // Наука и прогресс транспорта. Вестник Днепропетровского национального университета железнодорожного транспорта. 2017. № 3 (69). [Электронный ресурс]. URL: cyberleninka.ru/article/n/opredelenie-i-ranzhirovanie-organizatsionno-tehnologicheskikh-faktorov-obuslovliyayuschih-ratsionalnye-resheniya-soedineniya/viewer (дата обращения: 05.01.2023).
27. Кузнецова С.В., Симаков А.Л., Рожков А.Н., Мамин Ю.А., Варнавальская Т.В. Расчет отклонения поперечных сечений арматуры при автоматизированной гибке // Вісник національного технічного університету України «Київський політехнічний інститут». Серія: Приладобудування. 2015. № 50 (2). С. 106-114.
28. Biswas L. How to calculate cutting length of stirrups in beam and colum. [Online]. Civil Read. 2018. URL:civilread.com/cutting-length-stirrups/ (date of application: 05.01.2023).

REFERENCES

1. Tamrazyan A.G., Alekseytsev A.V. Optimization of reinforced concrete beams under local mechanical and corrosive damage. *Engineering Optimization*. 2022. doi.org/10.1080/0305215X.2022.2134356
2. Chakrabarty B.K. Models for optimal design of reinforced concrete beams. *Journal of Structural Engineering*. 1992. Vol. 118. No. 11. doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(1992)118:11(3238)
3. Coello C.C., Hernandez F.S. and Farrera F.A. Optimal design of reinforced concrete beams using genetic algorithms. *Journal of Intelligent Learning Systems and Applications*. 2014. Vol. 6. No. 4. doi.org/10.1016/S0957-4174(96)00084-X
4. Garstecki A., Glema A., Ścigałło J. Optimal design of reinforced concrete beams and frames. *Computer Assisted Mechanics and Eng. Sciences*. 1996. No. 3 (3). Pp. 223-231.
5. Demby M., Ścigałło J. Design aspects of the safe structuring of reinforcement in reinforced concrete bending beams. Modern building materials, structures and techniques, MBMST 2016. *Procedia Engineering* 172. 2017. Pp. 211-217. doi:10.1016/j.proeng.2017.02.051
6. Kuznetsov V.S., Shaposhnikova Y.A., Yandiev A.A. Selection of the optimal parameters of a reinforced concrete rectangular beam with single reinforcement. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. 2020. No. 962 (2): 022055. doi:10.1088/1757-899X/962/2/022055
7. Jensen B.C. and Łapko A. On shear reinforcement design of structural concrete beams on the basis of theory of plasticity. *Journal of Civil Engineering and Management*. 2009. No. 15 (4). Pp. 395-403. doi.org/10.3846/1392-3730.2009.15.395-403
8. Minelli F. and Plizzari G.A. Shear design of FRC members with little or no conventional shear reinforcement. *Ailor Made Concrete Structures – Walraven & Stoelhorst (eds)*. 2008. doi:10.1201/9781439828410.ch100
9. Balakaj A.A., Cyganov M.V., Alejnik D.V., Dmitrenko E.A. Zavisimost' nesushhej sposobnosti naklonnyh sechenij na dejstvie poperechnoj sily ot izmenenija dliny proekcii naklonnogo sechenija [The dependence of

the bearing capacity of inclined sections on the action of the shear force on the change in the length of the projection of the inclined section] // *Vestnik Donbasskoj nacional'noj akademii stroitel'stva i arhitektury* [Donbas National Academy of Civil Engineering and Architecture]. 2020. No. 4 (144). Pp. 50-55 (rus)

10. Filatov V.B., Arcybasov A.S., Bagautdinov M.A., Gordeev D.I., Kortunov A.I., Nikitin R.A. Analiz raschetnyh modelej pri raschete prochnosti naklonnyh sechenij zhelezobetonnyh balok na dejstvie poperechnykh sil [Analysis of the design models for calculating the strength of inclined sections of reinforced concrete beams on the action of shear forces] // *Izvestija Samarskogo nauchnogo centra Rossijskoj akademii nauk* [Samara State University of Architecture and Civil Engineering]. 2014. Vol. 16. No. 4-3. Pp. 642-645 (rus)

11. Snezhkina O.V., Eginov Je.V., Ladin R.A. Ocenka vlijanija vertikal'nyh homutov na prochnost' zhelezobetonnyh balok pri dejstvii poperechnykh sil [Evaluation of the effect of vertical clamps on the strength of reinforced concrete beams under the action of transverse forces] // *Regional'naja arhitektura i stroitel'stvo* [Regional architecture and construction]. 2014. No. 3. Pp. 57-61 (rus)

12. Silant'ev A.S., Luchkin E.A. Rabota izgibaemykh jelementov po naklonnym sechenijam s jeks-tremal'no malym proletom sreza [The shear resistance of bending elements with extremal small shear span] // *Beton i zhelezobeton* [Concrete and reinforced concrete]. 2020. No. 2 (602). Pp. 28-33 (rus)

13. Tihonov I.N., Savrasov I.P. Issledovanie prochnosti zhelezobetonnyh balok s armaturoj klassa A500 pri dejstvii poperechnykh sil [Study of the strength of reinforced concrete beams with reinforcement class A500 under the action of transverse forces] // *Zhilishhnoe stroitel'stvo* [Housing Construction]. 2010. No. 9. Pp. 32-37 (rus)

14. Aksjonov N.B., Zadorozhnaja A.V., Trofimova V.M., Sinicina T.V., Nazarov A.V. Issledovanie vlijanija otklonenij polozhenija rabochej armatury ot proektnogo na prochnost' bezbalochnykh perekrytij [Investigation of the influence of the deviations of the position of the working armature from the project on the bearing strength of the overlap] // *Inzhenernyj vestnik Dona* [Engineering journal of Don]. 2018. No. 2 [Online] URL: ivdon.ru/uploads/article/pdf/IVD_113_Aksionov.pdf_91646016dd.pdf (date of application: 05.01.2023) (rus)

15. Jakovlev S.N., Pozdeev V.M. Issledovanie zhelezobetonnyh mnogopustotnykh plit perekrytij s defektom smeshhenija rabochej armatury putem naturnykh ispytanij [Investigation of reinforced concrete multi-hollow floor slabs with a displacement defect of working reinforcement by field tests] // *Inzhenernye kadry - budushhee innovacionnoj jekonomiki Rossii* [Engineering personnel - the future of the innovative economy of Russia]. 2016. No. 5. Pp. 89-92 (rus)

16. Campione G., Monaco A., Minafò G. Shear strength of high-strength concrete beams: Modeling and design recommendations // *Engineering Structures*. 2014. No. 69 (9). Pp. 116-122. doi:10.1016/j.engstruct.2014.02.029

17. Zhuwei Wang A., Yufeng Liao and Weilun Wang. Effect of longitudinal reinforcement ratio and effective depth on shear capacity of PVA fiber high strength RC beams // *Advances in engineering research (AER)*. 2nd International Conference on Material Science. Energy and Environmental Engineering (MSEEE 2018). 2018. Vol. 169. doi:10.2991/mseee-18.2018.52

18. Kuznetsov B.C., Kuznetsov A.B., Smirnov M.N. Normativnye dopuski kak faktory riska snizhenija dolgovechnosti stroitel'nykh ob'ektov [Regulatory tolerances as risk factors for reducing the durability of construction objects] // *Stroitel'nye materialy, oborudovanie, tehnologii XXI veka* [Building materials, equipment, technologies XXI]. 2005. No. 5 (76). Pp. 80-81 (rus)

19. Kuznetsov B.C., Prokuronova E.A. Geometricheskie dopuski kak faktory riska snizhenija dolgovechnosti zhelezobetonnykh jelementov [Geometric tolerances as risk factors for reducing the durability of reinforced concrete elements] // *Stroitel'nye materialy, oborudovanie, tehnologii XXI veka* [Building materials, equipment, technologies XXI]. 2006. No. 7 (90). Pp. 22-23. (rus)

20. Korchagin O.P., Zonina S.V. O specifike raschjotov izgibaemykh zhelezobetonnykh konstrukcij po naklonnym sechenijam [On the specifics of calculations of bent reinforced concrete structures along inclined sections] // *Social'no-jekonomicheskie i tehicheskie sistemy: issledovanie, proek-tirovanie, optimizacija* [Socio-economic and technical systems: research, design, optimization]. 2018. No. 1 (77). Pp. 12-20 (rus)

21. Kuznetsov V., Shaposhnikova Y. The cost of flexible elements of a rectangular profile // XIV International Scientific Conference «Interagromash 2021». *Lecture Notes in Networks and Systems*. 2022. Vol. 247. Pp. 33-40. doi:10.1007/978-3-030-80946-1_4

22. Kuznetsov V.S., Shaposhnikova Y.A. The structure of the content and cost of materials in bending reinforced concrete element with variable section height // *Lecture Notes in Civil Engineering*. 2021. Vol. 151. Pp. 181-187. doi:10.1007/978-3-030-72910-3_26

23. Merta I., Kolbitsch A., Kravanja S. Cost optimization of reinforced concrete beams // Sixth International Conference Concrete under Severe Conditions Environment & Loading. At: Mérida. Yucatán. México. 2010. [Online]. URL: researchgate.net/publication/282132306_Cost_Optimization_of_Reinforced_Concrete_Beams (date of application: 05.01.2023).

24. Sutjagin A.E. Prakticheskij sposob raschjota poperechnoj armatury v balkah [A practical way to calculate transverse reinforcement in beams] // *Nauka i bezopasnost'* [Science and security]. 2012. No. 4. Pp. 65-69 (rus)

25. Duhanin P.V., Makshanov N.Ja. Opredelenie dopustimyh tehnologij dlja osushhestvlenija pope-rechnogo armirovanija armaturnogo karkasa s uchetom uslovij i faktorov proizvodstva [Determination of acceptable technologies

for the implementation of transverse reinforcement of the reinforcing cage, taking into account the conditions and factors of production] // *Rostovskij nauchnyj zhurnal* [Rostov scientific journal]. 2017. No. 6. Pp. 301-307 (rus)

26. Radkevich A.V., Netesa A.N. Opredelenie i ranzhirovanie organizacionno-tehnologicheskikh faktorov, obuslovlivajushhih racional'nye reshenija soedinenija armatury [Determination and ranking of organizational and technological factors that determine rational solutions for rebar connection] // *Nauka i progress transporta. Vestnik Dnepropetrovskogo nacional'nogo universiteta zheleznodorozhnogo transporta* [Science and progress of transport. Bulletin of the Dnepropetrovsk National University of Railway Transport]. 2017. No. 3 (69). [Online]. URL:cyberleninka.ru/article/n/opredelenie-i-ranzhirovanie-organizatsionno-tehnologicheskikh-faktorov-obuslovlivayuschih-ratsionalnye-resheniya-soedineniya/viewer (date of application: 05.01.2023) (rus)

27. Kuznecova S.V., Simakov A.L., Rozhkov A.N., Mamin Ju.A., Varnavskaja T.V. Raschet otklonenija poperechnykh sechenij armatury pri avtomatizirovannoju gibke [Calculation of the deviation of the cross sections of reinforcement during automated bending] // *Visnik nacional'nogo tehničnogo universitetu Ukraïni «Kiïvs'kij politehničnij institut». Serija: Priladobuduvannja* [Bulletin of the National Technical University of Ukraine «Kyiv Polytechnic Institute». Series: Instrumentation]. 2015. No. 50 (2). Pp. 106-114 (rus)

28. Biswas L. How to calculate cutting length of stirrups in beam and colum. [Online]. Civil Read. 2018. URL:civilread.com/cutting-length-stirrups/ (date of application: 05.01.2023).

Информация об авторах:

Шапошникова Юлия Александровна

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

кандидат технических наук, доцент, доцент кафедры железобетонных и каменных конструкций.

E-mail: yuliatalyzova@yandex.ru

Кузнецов Виталий Сергеевич

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

кандидат технических наук, профессор.

E-mail: aspgbk20@yandex.ru

Information about authors:

Shaposhnikova Yulia A.

Moscow State University of Civil Engineering, Moscow, Russia,

candidate in technical sciences, associate professor, associate professor of the department of Reinforced Concrete and stone Structures.

E-mail: yuliatalyzova@yandex.ru

Kuznetsov Vitaly S.

Moscow State University of Civil Engineering, Moscow, Russia,

candidate in technical sciences, professor.

E-mail: aspgbk20@yandex.ru