

КРИШАН А.Л., РИМШИН В.И., АСТАФЬЕВА М.А.

ПРОЧНОСТЬ ЦЕНТРАЛЬНО СЖАТЫХ ТРУБОБЕТОННЫХ ЭЛЕМЕНТОВ УСОВЕРШЕНСТВОВАННОЙ КОНСТРУКЦИИ

Цель данной работы состояла в исследовании основных особенностей силового сопротивления центрально сжатых коротких сталетрубобетонных элементов усовершенствованной конструкции для разработки методики расчета прочности их нормальных сечений. Для повышения эффективности предложено изготавливать сталетрубобетонные элементы с предварительно обжатым бетоном, в котором размещена высокопрочная продольная арматура. Проведены экспериментальные исследования прочности при сжатии 10 серий опытных образцов таких элементов. Выявлено, что за счет предварительного обжатия бетонного ядра и размещения в нем высокопрочной продольной арматуры удалось существенно повысить прочность исследованных образцов. Прочность усовершенствованных образцов по сравнению с трубобетонными образцами классической конструкции увеличилась на 30÷50%. Предложенные расчетные зависимости позволяют учесть основные особенности силового сопротивления сжатых трубобетонных конструкций, в том числе наличие в них предварительного обжатия бетона и высокопрочной арматуры. Приведенные формулы применимы для расчета прочности как предварительно обжатых, так и необжатых трубобетонных элементов.

Ключевые слова: сжатые трубобетонные элементы, предварительное обжатие, высокопрочная арматура, прочность, деформативность.

Введение

Параллельно с бурным развитием человеческой цивилизации стремительно развивается и строительная отрасль. Сегодня уже мало кого удивит возведением высотных зданий или большепролетных мостов. В этой связи все более жесткие требования предъявляются к современным строительным конструкциям. Два из этих требований особенно важны и актуальны - экономичность и безопасность.

Таким требованиям соответствуют сталетрубобетонные элементы (СТЭ), в которых стальные трубы одновременно выполняют роль опалубки и арматуры. Особенно эффективно их использовать в качестве сжатых элементов, воспринимающих большие нагрузки с малыми эксцентриситетами [1].

В сжатых СТЭ бетон работает в условиях объемного напряженного состояния. При объемном сжатии бетон способен воспринимать напряжения, значительно превышающие его призмную прочность. Поэтому при относительно малых поперечных сечениях такие конструкции могут выдерживать значительные нагрузки [2-6]. Это обеспечивает существенную экономию материалов.

Другой важной особенностью сжатых СТЭ является их высокая деформативность [7-9]. Это свойство, в совокупности со значительной прочностью, предполагает затрачивать большое количество энергии на их разрушение. В результате данные конструкции отличаются очень высокой живучестью, что значительно повышает безопасность построенных из них зданий.

Более широкое применение СТЭ в строительстве несколько сдерживается наличием в них одного конструктивного недостатка. При относительно небольших уровнях напряжений в бетоне, из-за разницы между коэффициентами Пуассона бетона и стали, возможно отсутствие эффекта обоймы. Этот недостаток становится особенно существенным для конструкций большой гибкости или подвергнутых циклическому действию внешней нагрузки.

В этой связи разработка более эффективной конструкции СТЭ и всесторонние ее исследования являются актуальными. Цель данной работы состоит в исследовании основных

особенностей силового сопротивления центрально сжатых коротких СТЭ усовершенствованной конструкции для разработки методики расчета прочности их нормальных сечений.

2 Экспериментальные исследования

Для преодоления отмеченного выше недостатка СТЭ учеными Магнитогорского государственного технического университета предложено изготавливать их с предварительным обжатием бетонного ядра. Этого можно достигнуть за счет длительного прессования бетонной смеси или использования напрягающего бетона [10]. Было разработано три метода предварительного обжатия бетонного ядра:

- прессование бетона с помощью пустотообразователя;
- прессование за счет вдавливания в бетонную смесь металлических трубок;
- применение напрягающего бетона.

Выполненные эксперименты показали, что самым эффективным оказался второй метод. Он реализуется за счет последовательного вдавливания в бетонную смесь вдоль направляющего стержня нескольких стальных трубок, имеющих постепенно увеличивающиеся диаметры. Последнюю вдавливаемую трубку оставляют внутри образца в качестве стального сердечника, исключая возможность распрессовки бетона. В результате получают конструкцию трубобетонного элемента с кольцевым сечением и внутренним стальным сердечником.

Для дальнейшего повышения прочности СТЭ с предварительно обжатым бетонным ядром предлагается применить армирование бетона высокопрочной продольной арматурой. Для традиционных железобетонных конструкций расчетное сопротивление арматуры сжатию ограничивается значениями $400 \div 500$ МПа, что обусловлено предельной деформативностью сжатого бетона (порядка $0,2 \div 0,25\%$). Проведенные ранее экспериментальные исследования показали, что бетон, заключенный в обойму, может иметь деформации, существенно превышающие предельное укорочение одноосно сжатого бетона. Следовательно, в элементах, имеющих обойму в виде стальной трубы, появляется возможность эффективного использования высокопрочной арматуры при ее работе на сжатие.

Экспериментально-теоретических исследований подобных конструкций ранее не выполнялось, поэтому вопросы расчета и конструирования эффективных трубобетонных элементов с армированным предварительно обжатым ядром остаются недостаточно изученными.

Для решения поставленных в работе задач было изготовлено 10 серий опытных образцов трубобетонных колонн со стержневым армированием бетонного ядра по 3 образца в каждой. Из них пять серий без предварительного обжатия бетонного ядра:

Н.П – с оболочкой из трубы 159×6 мм и Н.П.В – аналогичные образцы с каркасом из 8 проволок диаметром 5 мм класса В1400; Н.П.В – с аналогичным каркасом и оболочкой из трубы 153×3 мм и Н.П.В – с такой же оболочкой, но без каркаса; Н.П.А – с каркасом из 4 стержней диаметром 10 мм класса А800 и оболочкой из трубы 159×6 мм. Для выявления эффективности предварительного обжатия были изготовлены образцы следующих серий: О.П.В – образцы, изготовленные с длительным прессованием бетона, с каркасом из 8 проволок арматуры класса В1400 и оболочкой из трубы 159×6 мм; О.П.В – аналогичные образцы с оболочкой из трубы 153×3 мм; О.П.А – аналогичные образцы с каркасом из 4 стержней арматуры А800 и оболочкой из трубы 159×6 мм; ОС_{р1}.П.В – образцы с каркасом из 8 проволок, обжатие бетонного ядра которых достигалось за счет одновременного использования напрягающего бетона и длительного прессования бетонной смеси; ОС_{р2}.П.В – аналогичные образцы, но изготовленные из высокопрочного напрягающего бетона класса В80.

Исходный класс бетона для образцов всех серий, за исключением ОС_{р2}.П.В, принят равным В40. Для изготовления этих образцов использовалась самоуплотняющаяся бетонная смесь. Для изготовления образцов серии ОС_{р2}.П.В использовалась высокоподвижная бетонная смесь. Длительное прессование бетонной смеси осуществлялось за счет вдавливания в бетонную смесь металлических трубок. В процессе прессования бетонная смесь уплотнялась

на 4,2%, что соответствовало величине прессующего 2,5 МПа. Для образцов серий ОС_р1.П.В и ОС_р2.П.В применялся бетон с маркой по самонапряжению S_р1,5.

Стальная оболочка для образцов всех серий изготавливалась из трубы 159×6 с пределом текучести 305 МПа. Для образцов серий Н.П, Н.П.В и О.П.В стенки этой трубы предварительно растачивались на токарном станке до толщины 3 мм.

Все лабораторные образцы имели длину 640 мм. Они испытывались на осевое сжатие. При этом передача нагрузки производилась на все поперечное сечение образцов. Испытания проводились в возрасте 28 суток на 500-тонном гидравлическом прессе 2ПГ-500 по стандартной методике. Для измерения деформаций бетона, стали и арматуры применялись следующие приборы:

- электротензорезисторы с базой 5 мм на продольной арматуре;
- электротензорезисторы с базой 20 мм на трубе-оболочке;
- индикаторы часового типа с ценой деления 0,001 мм и базой 500 мм;
- механические тензометры Аистова с ценой деления 0,001 мм и базой 100 мм.

Регистрация показаний электротензорезисторов осуществлялась при помощи универсального переносного многоканального измерительно-вычислительного комплекса МИС-036.

Общий вид образцов при подготовке к испытаниям представлен на рисунке 1, а.

Основные данные, полученные в ходе испытаний, сведены в таблицу 1. В таблице представлены результаты испытаний наиболее характерных образцов из каждой серии.

В целом, результаты выполненных экспериментов, а также другие современные исследования [11-16] подтвердили высокие прочностные свойства СТЭ. Эксперимент также показал, что совместность работы бетонного ядра, высокопрочной арматуры и стальной оболочки исследованных трубобетонных элементов всех серий не нарушается вплоть до стадии разрушения. Характер разрушения лабораторных образцов колонн для всех исследованных серий был пластичным и не зави-

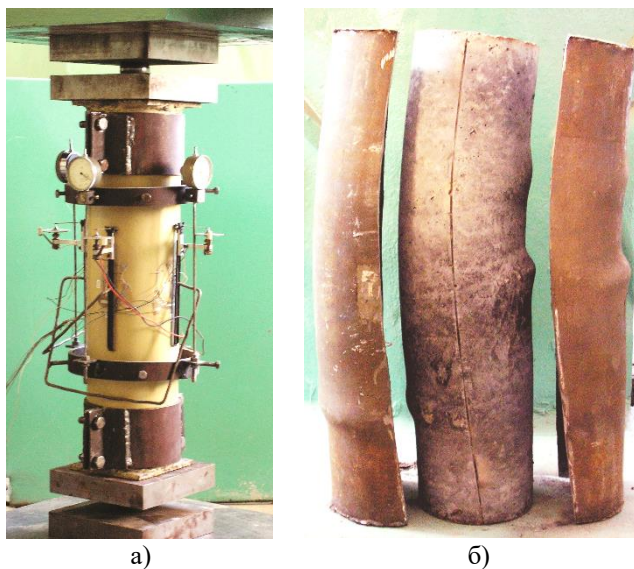


Рисунок 1 - Исследуемые образцы в момент испытания (а) и после испытания (б)

сел от используемого продольного армирования и способа изготовления бетонного ядра. Разрушение армированных трубобетонных образцов сопровождалось образованием гофров в стенках стальной оболочки с дальнейшей потерей ими местной устойчивости вследствие утраты сцепления с сильно растрескивающимся бетоном в зоне гофров (рисунок 1, б).

При этом, образцы усовершенствованной конструкции всегда имели более высокую прочность по сравнению с аналогичными образцами из обычного бетона. Усиление бетона высокопрочной арматурой привело к росту прочности образцов на 10÷14%.

Предварительное обжатие дополнительно увеличило прочность на 16÷21%. В итоге образцы серии О.П.В оказались прочнее образцов серии Н.П в среднем в 1,34 раза. Самыми прочными оказались образцы серии ОС_р2.П.В, изготовленные из предварительно обжатого напрягающего высокопрочного бетона. Их прочность оказалась почти в 1,5 раза выше по сравнению с СТЭ классической конструкции.

Таблица 1 - Несущая способность и деформативность исследуемых образцов

Серия	Призменная прочность бетона R_b , МПа	Разрушающая нагрузка, кН		$\frac{N_u^{exp}}{N_u^{th}}$	Относительные деформации $\times 10^5$		$\frac{\varepsilon_{b00}^{exp}}{\varepsilon_{b00}^{th}}$
		N_u^{exp}	N_u^{th}		ε_{b00}^{exp}	ε_{b00}^{th}	
Н.І	41,2	1533	1512	1,01	900	828	1,08
Н.І.В	41,2	1867	1728	1,08	930	828	1,12
О.І.В	41,2	2000	2085	0,96	750	624	1,20
Н.ІІ	45,3	2400	2287	1,05	900	1090	0,82
Н.ІІ.В	45,3	2767	2517	1,10	925	1090	0,85
О.ІІ.В	45,3	3067	3059	1,00	1000	834	1,20
Н.ІІ.А	43,2	2700	2463	1,10	1150	1080	1,06
О.ІІ.А	43,2	3033	2858	1,06	950	826	1,15
ОSp1.ІІ.В	42,4	3167	2913	1,09	800	843	0,95
ОSp2.ІІ.В	82,7	3200	3323	0,96	620	518	1,20

Проведенные эксперименты показали, что предельная деформативность бетонного ядра исследованных образцов заметно выше по сравнению с деформативностью одноосно сжатого бетона. На графике (рисунок 2) показаны относительные продольные и поперечные деформации обжатых трубобетонных образцов при кратковременном осевом сжатии. Подобные графики для необжатых образцов имеют идентичный характер.

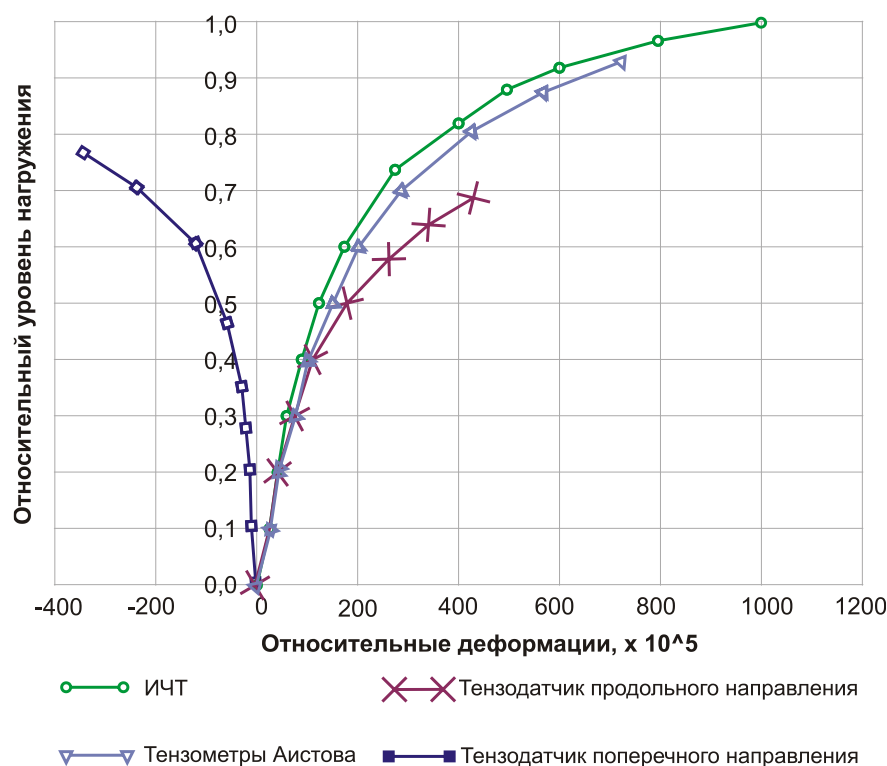


Рисунок 2 - Относительные продольные и поперечные деформации предварительно обжатого образца серии О.ІІ.В

Таким образом, проведенные эксперименты подтвердили высокую эффективность сжатых СТЭ усовершенствованной конструкции. За счет предварительного обжатия бетонного ядра удалось существенно повысить их прочность. Высокая деформативность исследованных образцов позволила практически полностью использовать прочностные свойства не

только арматуры А800, но даже и В1400. Это также внесло заметный вклад в рост прочности СТЭ.

3 Расчет несущей способности

В соответствии с действующими нормами проектирования (СП 63.13330), учитывая характер армирования СТЭ, расчет их прочности следует выполнять на основе нелинейной деформационной модели. Это наглядно показано в работах [17-19]. Нормы по проектированию сталежелезобетонных конструкций (СП 266.1325800) допускают выполнять упрощенный расчет прочности нормальных сечений, основанный на методе предельных усилий. Однако эти нормы не содержат указаний по расчету предварительно обжатых конструкций.

Приведем основные зависимости необходимые для выполнения прочностного расчета СТЭ усовершенствованной конструкции. Для определения разрушающей нагрузки короткого центрально сжатого трубобетонного элемента с продольной арматурой, изготовленного по технологии длительного прессования бетонного ядра, предлагается использовать формулу

$$N_u = R_{b3}A + \sigma_{pz}A_p + \sigma_{su}A_s, \quad (1)$$

в которой R_{b3} – прочность объемно-сжатого бетонного ядра; σ_{pz} и σ_{su} – сжимающие напряжения в стальной оболочке и продольной арматуре в стадии разрушения конструкции; A , A_p и A_{sc} – площади поперечных сечений бетонного ядра, стальной трубы-оболочки и спиральной арматуры.

Прочность объемно-сжатого бетонного ядра предлагается определять по формуле

$$R_{b3} = \alpha_c R_{bp}; \quad (2)$$

$$\alpha_c = 1 + 0,5\bar{\sigma} + \frac{\bar{\sigma} - 2}{4} + \sqrt{\left(\frac{\bar{\sigma} - 2}{4}\right)^2 + \frac{\bar{\sigma}}{b}}; \quad (3)$$

R_{bp} – прочность бетона, твердеющего под давлением.

В соответствии с предложениями работы [10] прочность опрессованного бетона, твердеющего под давлением, можно определить по формуле

$$R_{bp} = R_b (1 + 0,3\beta\sqrt{P}), \quad (4)$$

где R_b – предел прочности бетона при осевом сжатии (для трубобетонных элементов, изготовленных по традиционной технологии, $R_{bp} = R_b$);

$\beta \leq 1$ – коэффициент, зависящий от состава бетонной смеси;

P – величина эффективного прессующего давления, вычисляемого по формуле

$$P = \Delta f \cdot \sigma_{br0}; \quad (5)$$

σ_{br0} – принятое по технологии прессующее давление;

Δf – поправочный коэффициент на прочность исходного бетона

$$\Delta f = 4,4 / \sqrt{R_b}. \quad (6)$$

В формуле (3) $\bar{\sigma}$ – относительная величина бокового давления на бетонное ядро со стороны стальной оболочки к моменту исчерпания прочности СТЭ. По результатам теоретических исследований [17] его величина рассчитывается по формуле

$$\bar{\sigma} = 0,4e^{-(a+b)} \xi^{0,8}, \quad (7)$$

в которой a, b – коэффициенты материала [20], устанавливаемые на основании опытов (для тяжелого бетона $b=0,118$ и $a=0,5b$); ξ – конструктивный коэффициент, вычисляемый по формуле

$$\xi = \frac{\sigma_{yp} A_p}{R_b A}, \quad (8)$$

где σ_{yp} – предел текучести стали трубы-оболочки.

Сжимающее напряжение в стальной оболочке определяется по формуле, полученной из условия текучести Генки-Мизеса

$$\sigma_{pz} = R_{bp} \left(\sqrt{\xi^2 - 3\sigma^2} - \sigma \right) \frac{A}{A_p}. \quad (9)$$

Предельное сжимающее напряжение в продольной арматуре σ_{su} определяется с учетом её совместной работы с бетонным ядром. Для определения относительной деформации укорочения трехосно сжатого бетона в вершине диаграммы его деформирования получена следующая формула

$$\varepsilon_{b00} = \left(\frac{R_{b3}}{R_{bp}} \right)^{2,5} \left\{ \varepsilon_{b0} - \frac{R_{bp}}{E_{bp}} \left[1 - \left(\frac{R_{b3}}{R_b} \right)^{-1,5} \right] \right\}, \quad (10)$$

где ε_{b0} – деформация укорочения одноосно сжатого бетона при максимальном напряжении;

E_{bp} – начальный модуль упругости опрессованного бетона, ГПа [10]

$$E_{bp} = 56 - \frac{108}{\sqrt{R_{bp}}}. \quad (11)$$

Принимается, что предельная деформация в арматуре $\varepsilon_{su} = \varepsilon_{b00}$. Тогда, при трехлинейной диаграмме деформирования арматуры (согласно рекомендации СП 63.13330.2013) формула для расчета напряжения σ_{su} имеет следующий вид:

- при $\varepsilon_{b00} \leq \varepsilon_{s1}$

$$\sigma_{su} = \varepsilon_{b00} \cdot E_s; \quad (12)$$

- при $\varepsilon_{b00} > \varepsilon_{s1}$

$$\sigma_{su} = \left(0,1 \frac{\varepsilon_{b00} - \varepsilon_{s1}}{\varepsilon_{s0} - \varepsilon_{s1}} + 0,9 \right) \sigma_{ys} \leq \sigma_{ys}, \quad (13)$$

где σ_{ys} – предел текучести продольной арматуры;

ε_{s1} и ε_{s0} – деформации в параметрических точках диаграммы арматуры ($\varepsilon_{s1} = 0,45 \cdot 10^{-5} \sigma_{ys}$, а $\varepsilon_{s0} = 0,015$).

Результаты сопоставления опытных значений прочности N_u^{exp} и осевых деформаций $\varepsilon_u^{\text{exp}} = \varepsilon_{b00}^{\text{exp}}$ исследованных образцов с их расчетными значениями N_u^{th} и $\varepsilon_{b00}^{\text{th}}$ свидетельствуют о том, что предложенные зависимости позволяют адекватно оценить силовое сопротивление предварительно обжатых СТЭ, в том числе имеющих высокопрочную продольную арматуру. Результаты расчетов прочности имели расхождения с экспериментальными данными

+9% /-4% при коэффициенте вариации 0,07. Такие расхождения следует признать очень незначительными. Для предельных деформаций аналогичные расхождения получились заметно большими - +20% /-15% при коэффициенте вариации 0,16. Однако и данный результат следует признать вполне удовлетворительным.

Следует особо подчеркнуть, что предложенные зависимости являются универсальными. Они применимы как для предварительно обжатых, так и необжатых СТЭ.

4 Выводы

Полученные экспериментальные и расчетные данные свидетельствуют о высокой эффективности усовершенствованных СТЭ. За счет предварительного обжатия бетонного ядра и размещения в нем высокопрочной продольной арматуры удалось существенно повысить прочность трубобетонных образцов. Прочность исследованных усовершенствованных образцов по сравнению с трубобетонными образцами классической конструкции увеличилась на 30÷50%.

Предложенные расчетные зависимости позволяют учесть основные особенности силового сопротивления сжатых трубобетонных конструкций, в том числе наличие в них предварительного обжатия бетона и высокопрочной арматуры.

Благодарности. Статья написана на основании результатов исследований, поддержанных грантом РААСН № 7.4.11.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Кришан А.Л., Кришан М.А., Сабиров Р.Р. Перспективы применения трубобетонных колонн на строительных объектах России // *Вестник Магнитогорского государственного технического университета им. Г.И. Носова*. Магнитогорск. 2014. № 1 (45). С. 137-140.
2. Fattah A.M. Behaviour of concrete columns under various confinement effects. Doctor Diss. (Philosophy). Kansas. 2012. 399 p. (In USA)
3. Han L-H., He S.H., and Liao F.Y. Performance and calculations of concrete filled steel tubes (CFST) under axial tension. *Journal of Constructional Steel Research*. 2011. Vol. 67. № 11, pp. 1699-1709.
4. Ramdane K.E., Watanabe F., Nishiyama M. and Assa B. Experimental and Analytical Work on Confined HSC, *Proceedings of the 5th International Symposium on Utilization of HS/HP Concrete*. Norway: Sandefjord. 1999. Vol. 1, pp. 566-577.
5. Subramanian N. Design of confinement reinforcement for RC columns. *The Indian Concrete Journal*. 2011. Vol.85, № 6, pp. 19-29.
6. Waton S., Zahn F.A., Park R. Confining Reinforcement for Concrete Columns. *Journal of Structural Engineering*. 1994 Vol. 120, № 6, pp. 1798-1824.
7. Lai M., Ho J. Confinement effect of ring-confined concrete-filled-steel-tube columns under uni-axial load. *Journal Engineering Structures*. 2014. Vol. 67, pp. 123-141.
8. Liang, Q.Q., Fragomeni, S.S. Nonlinear analysis of circular concrete-filled steel tubular short columns under eccentric loading. *Journal of Constructional Steel Research*. 2010. Vol. 66, pp.159-169.
9. Murguma, H., Watanabe, S., Katsuta, S., Tanaka, S. A stress-strain model of confined concrete. *JCA Cement and Concrete*. Japan: Tokyo. 1980. Vol. 34, pp. 429-432.
10. Кришан А.Л. Трубобетонные колонны с предварительно обжатым ядром: Монография. Ростов-на-Дону: Рост. гос. строит. ун-т, 2011. 372 с.
11. Hamidian M.R., Jumaat M.Z., Alengaram U.J., Ramil Sulong N.H., Shafiq P. Pitch spacing effect on the axial compressive behavior of spirally reinforced concrete-filled steel tube (SRCFT). *Journal Thin-Walled Structures*. 2016. Vol. 100, pp. 212-223.
12. Han L-H., Li W., Bjorhovde R. Developments and advanced applications of concrete filled steel tubular (CFST) structures. *Journal of Constructional Steel Research*. 2014. № 100, pp. 211-228.
13. Jayasooriya R., Thambiratnam D.P., Perera N.J. Blast response and safety evaluation of a composite column for use as key element in structural systems. *Engineering Structures*. 2014. Vol. 61, № 1, pp. 31-43.
- Krishan A.L., Krishan M.A., 2014. Strength of axially loaded concrete-filled steel tubular columns with circular cross-section. *Electronic magazine "Advances of Environmental Biology"*. 2014. Vol. 8, № 6, pp. 1991-1994, <http://www.aensiweb.com/old/aeb/2014/1991-1994.pdf> (дата обращения 07.05.18).

14. Uy B., Tao Z., Han L.H. Behaviour of short and slender concrete-filled stainless steel tubular columns. *J Constr Steel Res.* 2011. Vol. 67, № 3, pp. 360–378.
15. Xiamuxi A., Hasegawa A. A study on axial compressive behaviors of reinforced concrete filled tubular steel columns. *Journal of Constructional Steel Research.* 2012. Vol.76, pp.144-154.
16. Кришан А.Л., Астафьева М.А., Сабиров Р.Р. Расчет и конструирование трубобетонных колонн. Монография. Saarbrücken, Deutschland: Palmarium Academic Publishing, 2016. 261 с.
17. Krishan A.L., Chernyshova E.P., Sabirov R.R. On Deformation Charting for Concrete Filled Steel Tube Columns Concrete Core and Steel Shell. *Applied Mechanics and Materials.* Yonsei University in Seoul, South. 2017. <https://www.scientific.net/AMM> (дата обращения 07.05.18).
18. Krishan A.L., Chernyshova E.P., Sabirov R.R. The Bearing Capacity of the Pre-Compressed Concrete Filled Steel Tube Columns. *Defect and Diffusion Forum.* Japan: Kokushikan University, Tokio. 2018. Vol. 382, pp. 261-266. <http://dx.doi.org/10.4028/www.scientific.net/DDF.382.261>. (дата обращения 07.05.18).
19. Карпенко Н.И. Общие модели механики железобетона. М: Стройиздат, 1996. 416 с.
20. Кришан А.Л., Астафьева М.А., Римшин В.И. Предельные относительные деформации центрально-сжатых железобетонных элементов. Естественные и технические науки. 2014. № 9-10 (77). С. 370-372.
21. Бондаренко В.М., Римшин В.И. Диссипативная теория силового сопротивления железо-бетона. Москва, 2015.
22. Krishan A.L., Troshkina E.A., Rimshin V.I., Rahmanov V.A., Kurbatov V.L. Load-bearing capacity of short concrete-filled steel tube columns of circular cross section. *Research Journal of Pharmaceutical, Biological and Chemical Sciences.* 2016. Т. 7. № 3. С. 2518-2529.
23. Римшин В.И., Кришан А.Л., Мухаметзянов А.И. Построение диаграммы деформирования одноосно сжатого бетона. Вестник МГСУ. 2015. № 6. С. 23-31.
24. Бондаренко В.М., Римшин В.И. Квазилинейные уравнения силового сопротивления и $\sigma - \epsilon$ диаграмма бетона. Строительная механика инженерных конструкций и сооружений. 2014. № 6. С. 40-44.
25. Мосаков Б.С., Курбатов В.Л., Римшин В.И. Основы технологической механики тяжелых бетонов. Минеральные Воды, 2017.
26. Кришан А.Л., Римшин В.И., Заикин А.И. Расчет прочности сжатых железобетонных элементов с косвенным армированием. В сборнике: Бетон и железобетон - взгляд в будущее научные труды III Всероссийской (II Международной) конференции по бетону и железобетону: в 7 томах. 2014. С. 308-314.

Кришан А.Л.

ФГБОУ ВО «Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова», г. Магнитогорск
д-р. техн. наук, профессор
E-mail: kris_al@mail.ru

Римшин В. И.

Научно-исследовательский институт строительной физики РААСН, г. Москва
чл.-корр. РААСН, д-р. техн. наук, профессор
E-mail: v.rimshin@niisf.ru

Астафьева М.А.

аспирант каф. Пром. зд. и стр. констр.
E-mail: skymanika@mail.ru

KRISHAN A.L., RIMSHIN V. I., ASTAFEVA M.A.

STRENGTH OF CENTRALLY COMPRESSED PIPE ELEMENTS OF IMPROVED DESIGN

The purpose of this work was to identify the main problems associated with their compliance. Experimental studies of the strength of such elements. It turned out that, before the compression of the concrete core and the placement of a high-strength longitudinal reinforcement in it, it was possible to obtain a breakthrough of the investigated samples. Strength of improved samples compared with pipe-type samples of the classical design increased by 30 ÷ 50%. The above formulas are applicable for calculating the strength of both pre-compressed and uncompressed pipe-concrete elements.

Keywords: *compressed pipe-concrete elements, preliminary reduction, high-strength reinforcement, strength, deformability.*

REFERENCES

1. Krishan A.L., Krishan M.A., Sabirov R.R. Perspektivy primeneniya trubobetonnykh kolonn na stroitel'nykh ob'yektakh Rossii // Vestnik Magnitogorskogo gosudarstvennogo tekhnicheskogo universiteta im. G.I. Nosova. Magnitogorsk. 2014. № 1 (45). S. 137-140.
2. Fattah A.M. Behaviour of concrete columns under various confinement effects. Doctor Diss. (Philosophy). Kansas. 2012. 399 p. (In USA)
3. Han L.-H., He S.H., and Liao F.Y. Performance and calculations of concrete filled steel tubes (CFST) under axial tension. Journal of Constructional Steel Research. 2011. Vol. 67. № 11, pp. 1699-1709.
4. Ramdane K.E., Watanabe F., Nishiyama M. and Assa B. Experimental and Analytical Work on Confined HSC, Proceedings of the 5th International Symposium on Utilization of HS/HP Concrete. Norway: Sandefjord. 1999. Vol. 1, pp. 566-577.
5. Subramanian N. Design of confinement reinforcement for RC columns. The Indian Concrete Journal. 2011. Vol.85, № 6, pp. 19-29.
6. Waton S., Zahn F.A., Park R. Confining Reinforcement for Concrete Columns. Journal of Structural Engineering. 1994 Vol. 120, № 6, pp. 1798-1824.
7. Lai M., Ho J. Confinement effect of ring-confined concrete-filled-steel-tube columns under uni-axial load. Journal Engineering Structures. 2014. Vol. 67, pp. 123-141.
8. Liang, Q.Q., Fragomeni, S.S. Nonlinear analysis of circular concrete-filled steel tubular short columns under eccentric loading. Journal of Constructional Steel Research. 2010. Vol. 66, pp.159-169.
9. Muguruma, H., Watanabe, S., Katsuta, S., Tanaka, S. A stress-strain model of confined concrete. JCA Cement and Concrete. Japan: Tokyo. 1980. Vol. 34, pp. 429-432.
10. Krishan A.L. Trubobetonnyye kolonny s predvaritel'no obzhatym yadrom: Monografiya. Rostov-na-Donu: Rost. gos. stroit. un-t, 2011. 372 s.
11. Hamidian M.R., Jumaat M.Z., Alengaram U.J., Ramil Sulong N.H., Shafiq P. Pitch spacing effect on the axial compressive behavior of spirally reinforced concrete-filled steel tube (SRCFT). Journal Thin-Walled Structures. 2016. Vol. 100, pp. 212-223.
12. Han L.-H., Li W., Bjorhovde R. Developments and advanced applications of concrete filled steel tubular (CFST) structures. Journal of Constructional Steel Research. 2014. № 100, pp. 211-228.
13. Jayasooriya R., Thambiratnam D.P., Perera N.J. Blast response and safety evaluation of a composite column for use as key element in structural systems. Engineering Structures. 2014. Vol. 61, № 1, pp. 31-43.
14. Krishan A.L., Krishan M.A., 2014. Strength of axially loaded concrete-filled steel tubular columns with circular cross-section. Electronic magazine "Advances of Environmental Biology". 2014. Vol. 8, № 6, pp. 1991-1994, <http://www.aensiweb.com/old/aeb/2014/1991-1994.pdf> (data obrashcheniya 07.05.18).
15. Uy B., Tao Z., Han L.H. Behaviour of short and slender concrete-filled stainless steel tubular columns. J Constr Steel Res. 2011. Vol. 67, № 3, pp. 360-378.
16. Xiamuxi A., Hasegawa A. A study on axial compressive behaviors of reinforced concrete filled tubular steel columns. Journal of Constructional Steel Research. 2012. Vol.76, pp.144-154.
17. Krishan A.L., Astaf'yeva M.A., Sabirov R.R. Raschet i konstruirovaniye trubobetonnykh kolonn. Monografiya. Saarbrücken, Deutschland: Palmarium Academic Publishing, 2016. 261 s.
18. Krishan A.L., Chernyshova E.P., Sabirov R.R. On Deformation Charting for Concrete Filled Steel Tube Columns Concrete Core and Steel Shell. Applied Mechanics and Materials. Yonsei University in Seoul, South. 2017. <https://www.scientific.net/AMM> (data obrashcheniya 07.05.18).
19. Krishan A.L., Chernyshova E.P., Sabirov R.R. The Bearing Capacity of the Pre-Compressed Concrete Filled Steel Tube Columns. Defect and Diffusion Forum. Japan: Kokushikan University, Tokyo. 2018. Vol. 382, pp. 261-266. <http://dx.doi.org/10.4028/www.scientific.net/DDF.382.261>. (data obrashcheniya 07.05.18).
20. Karpenko N.I. Obshchiye modeli mekhaniki zhelezobetona. M: Stroyizdat, 1996. 416 s.
21. Krishan A.L., Astaf'yeva M.A., Rimshin V.I. Predel'nyye odnositel'nyye deformatsii tsentral'no-szhatykh zhelezobetonnykh elementov. Yestestvennyye i tekhnicheskiye nauki. 2014. № 9-10 (77). S. 370-372.
22. Bondarenko V.M., Rimshin V.I. Dissipativnaya teoriya silovogo soprotivleniya zhelezo-betona. Moskva, 2015.
23. Krishan A.L., Troshkina E.A., Rimshin V.I., Rahmanov V.A., Kurbatov V.L. Load-bearing capacity of short concrete-filled steel tube columns of circular cross section. Research Journal of Pharmaceutical, Biological and Chemical Sciences. 2016. T. 7. № 3. S. 2518-2529.
24. Rimshin V.I., Krishan A.L., Mukhametzyanov A.I. Postroyeniye diagrammy deformirovaniya odnoosno szhatogo betona. Vestnik MGSU. 2015. № 6. S. 23-31.

23. Bondarenko V.M., Rimshin V.I. Kvazilineynyye uravneniya silovogo soprotivleniya i s - e diagramma betona. Stroitel'naya mekhanika inzhenernykh konstruksiy i sooruzheniy. 2014. № 6. S. 40-44.
24. Mosakov B.S., Kurbatov V.L., Rimshin V.I. Osnovy tekhnologicheskoy mekhaniki tyazhelykh betonov. Mineral'nyye Vody, 2017.
25. Krishan A.L., Rimshin V.I., Zaikin A.I. Raschet prochnosti szhatykh zhelezobetonnykh elementov s kosvennym armirovaniyem. V sbornike: Beton i zhelezobeton - vzglyad v budushcheye nauchnyye trudy III Vse-rossiyskoy (II Mezhdunarodnoy) konferentsii po betonu i zhelezobetonu: v 7 tomakh. 2014. S. 308-314

Krishan A.L.

Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk

Doctor of Technical Sciences, Professor

E-mail: kris_al@mail.ru

Rimshin V. I.

Research Institute of Building Physics of RAACS, Moscow

Corresponding member of Russian Academy of Architecture and Construction Sciences, Doctor of Technical Sciences, Professor

E-mail: v.rimshin@niisf.ru

As

tafeva M.A.

Nosov Magnitogorsk State Technical University, Magnitogorsk

Post-Graduate Student of the Department of Industrial and Civil Engineering

E-mail: skymanika@mail.ru