

Научные основы определения несущей способности трубобетонных колонн с учетом предельно допустимой деформации

Владимир Иванович Римшин^{1,2}, Анатолий Леонидович Кришан^{2,3},
Мария Анатольевна Астафьева^{2,3}, Михаил Алексеевич Лихидько³

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

² Научно-исследовательский институт строительной физики Российской академии
архитектуры и строительных наук (НИИСФ РААСН); г. Москва, Россия;

³ Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова (МГТУ им. Г.И. Носова);
г. Магнитогорск, Россия

АННОТАЦИЯ

Введение. Сжатые трубобетонные элементы заняли достойное место в мировой практике строительства. В России также начал проявляться повышенный интерес к практическому применению трубобетонных колонн (ТБК), особенно при проектировании высотных зданий. Данные конструкции обладают такими ценными качествами, как высокая прочность и пластический характер разрушения, обусловленный большими осевыми деформациями в предельном состоянии. В действующих нормативных документах по проектированию ТБК в России, а также за рубежом содержатся только указания по расчету их прочности на основании метода предельных усилий, а в таком расчете деформативные свойства конструкций не учитываются. Несущую способность необходимо определять не только с учетом ее прочности, но и с возможной необходимостью ограничения осевой деформации. Решению этой задачи на примере центрально сжатых элементов посвящено данное исследование.

Материалы и методы. Рассмотрен расчет прочности коротких ТБК в условиях центрального сжатия по методу предельных усилий. Известно, что осевые деформации трубобетонных колонн могут достигать слишком больших величин, неприемлемых для эксплуатационной пригодности несущего каркаса. Расчет производится с возможностью ограничения предельных осевых деформаций заранее определенной величиной.

Результаты. Получена формула для установления осевых деформаций колонн в предельном состоянии по прочности, которые принимаются равными деформациям бетонного ядра при максимальных напряжениях. Проверка точности этой формулы выполнена по результатам сопоставлений вычисленных значений деформаций с опубликованными экспериментальными данными.

Выводы. Полученные зависимости позволяют оценить деформативность рассчитываемой конструкции и расширяют область применения метода предельных усилий на трубобетонные элементы, в которых предельно допустимая деформация не превышает 25 % от деформации бетонного ядра при максимальном напряжении.

КЛЮЧЕВЫЕ СЛОВА: трубобетонная колонна, центральное сжатие, прочность, предельно допустимая деформация, деформация ядра при максимальном напряжении, метод предельных усилий, осевые деформации конструкции

ДЛЯ ЦИТИРОВАНИЯ: Римшин В.И., Кришан А.Л., Астафьева М.А., Лихидько М.А. Научные основы определения несущей способности трубобетонных колонн с учетом предельно допустимой деформации // Вестник МГСУ. 2026. Т. 21. Вып. 1. С. 44–53. DOI: 10.22227/1997-0935.2026.1.44-53

Автор, ответственный за переписку: Владимир Иванович Римшин, v.rimshin@niisf.ru.

Scientific basis for determining the load-bearing capacity of pipe-concrete columns, taking into account the maximum permissible deformation

Vladimir I. Rimshin^{1,2}, Anatoly L. Krishan^{2,3}, Maria A. Astafieva^{2,3}, Mikhail A. Likhidko³

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

² Scientific Research Institute of Building Physics of the Russian Academy of Architecture
and Building Sciences (NIISF RAASN); Moscow, Russian Federation;

³ Magnitogorsk State Technical University named after G.I. Nosov; Magnitogorsk, Russian Federation

ABSTRACT

Introduction. Compressed concrete tube elements have already earned a well-deserved place in global construction practice. In Russia, there has also been increased interest in the practical application of concrete tube columns (CTC), particularly in the design of high-rise buildings. These structures possess valuable qualities such as high strength and ductile failure due to large axial deformations in the ultimate limit state. Current design regulations for CTC in Russia, as well as internationally, only contain instructions for calculating their strength using the ultimate limit method, and this calculation does not take into account the deformation properties of the structure. Bearing capacity must be determined not only by considering its strength but also the possible need to limit axial deformation. This paper addresses this issue using centrally compressed elements as an example.

Materials and methods. The strength calculation of short concrete tube columns under central compression using the ultimate limit method is considered. It is known that axial deformations of reinforced concrete columns can reach values that are unacceptable for the serviceability of the supporting framework. The calculation is performed with the option of limiting the ultimate axial deformations to a predetermined value.

Results. A formula was derived for determining the axial deformations of columns in the ultimate limit state, which are assumed to be equal to the deformations of the concrete core under maximum stress. The accuracy of this formula was verified by comparing the calculated deformation values with published experimental data.

Conclusions. The obtained relationships allow us to estimate the deformability of the calculated structure and expand the scope of application of the ultimate stress method to reinforced concrete elements in which the ultimate allowable deformation does not exceed 25 % of the concrete core deformation under maximum stress.

KEYWORDS: concrete filled steel tube column, axial compression, strength, ultimate allowable deformation, core deformation under maximum stress, method of ultimate forces, axial deformations of the structure

FOR CITATION: Rimshin V.I., Krishan A.L., Astafieva M.A., Likhidko M.A. Scientific basis for determining the load-bearing capacity of pipe-concrete columns, taking into account the maximum permissible deformation. *Vestnik MGSU* [Monthly Journal on Construction and Architecture]. 2026; 21(1):44-53. DOI: 10.22227/1997-0935.2026.1.44-53 (rus.).

Corresponding author: Vladimir I. Rimshin, v.rimshin@niisf.ru.

ВВЕДЕНИЕ

В мировой практике строительства сжатые трубобетонные элементы уже заняли достойное место [1–4]. Сейчас и в России начал проявляться повышенный интерес к практическому применению трубобетонных колонн (ТБК), особенно при проектировании высотных зданий [5, 6]. Этому способствует ряд положительных качеств таких конструкций. Наиболее ценными среди них являются высокая прочность и пластический характер разрушения, вызванный большими осевыми деформациями в предельном состоянии. Сочетание двух этих качеств обеспечивает необходимость в повышенных затратах энергии для разрушения колонн, что положительно сказывается на устойчивости зданий к прогрессирующему разрушению. Наиболее ярко отмеченные преимущества проявляются в центрально сжатых ТБК круглого сечения. При высоких напряжениях здесь создаются благоприятные условия объемного сжатия бетонного ядра. В осевом направлении сжимающие напряжения обусловлены действием внешней нагрузки, а в трансверсальном направлении — радиальными напряжениями на контакте стальной трубы-оболочки с ядром, обеспечивающими эффект косвенного армирования бетона. Это и приводит к значительному повышению прочности и предельных деформаций бетонного ядра.

Действующие нормативные документы по проектированию ТБК в России, а также Австралии, Бразилии, Европе, Канаде, КНР, США и Японии содержат указания по расчету их прочности на основании метода предельных усилий. В таком расчете деформативные свойства конструкций не учитываются. Между тем в предельном состоянии осевые деформации ТБК могут достигать 2–4 % и более [7]. Эти

деформации не позволяют обеспечивать нормальную эксплуатацию здания. Поэтому даже при расчете по предельным усилиям требуется вычислять осевые деформации конструкции. Несущую способность целесообразно определять не только с учетом ее прочности, но и с возможной необходимостью ограничения осевой деформации. Решению этой задачи на примере центрально сжатых элементов посвящена данная работа.

МАТЕРИАЛЫ И МЕТОДЫ

В расчете принимается допущение о совместности деформаций бетонного ядра и стальной трубы на всех стадиях напряженно-деформированного состояния ТБК вплоть до разрушения. При малых напряжениях эта совместность обеспечена сцеплением между бетоном и сталью, прочность которого в конструкциях круглого сечения из тяжелого бетона достигает 1–2 МПа [8]. К моменту преодоления сил сцепления взаимодействие между бетонным ядром и стальной трубой обусловлено силами трения, которые возникают благодаря увеличивающемуся с ростом осевых напряжений боковому давлению бетона на трубу. Коэффициент трения при этом достаточно большой — 0,5–0,6.

Из многочисленных экспериментов [8] известно, что труба уже при относительно небольших осевых деформациях, обычно находящихся в пределах $\varepsilon_{pz} = (0,85/0,95) \cdot \sigma_{y,p} / E_p$ ($\sigma_{y,p}$ — предел текучести; E_p — модуль упругости стали), переходит в состояние текучести. При дальнейшем увеличении нагрузки осевые деформации трубы следуют за деформациями бетона [9]. Поэтому в предельном состоянии

осевые деформации конструкции определяют деформации бетонного ядра.

Бетонное ядро к этому моменту находится в состоянии объемного сжатия. Диаграмму деформирования объемно сжатого бетонного ядра в расчетах стоит принимать криволинейной. Согласно исследованию [10], аналитическая зависимость связи напряжения с деформацией, наиболее близко совпадающей с опытными данными, имеет следующий вид:

$$\sigma_{bz} = \left[2 \frac{\varepsilon_{bz}}{\varepsilon_{b00}} - \left(\frac{\varepsilon_{bz}}{\varepsilon_{b00}} \right)^2 \right] \cdot R_{bp}, \quad (1)$$

где σ_{bz} и ε_{bz} — текущие напряжения и деформации бетона; ε_{b00} — деформация в вершине диаграммы объемно сжатого бетона; R_{bp} — прочность объемно сжатого бетона.

Прочность R_{bp} достаточно точно определяется по формуле, полученной в работе [11] и имеющей вид:

$$R_{bp} = R_b \left[1 + \left(0,25\bar{\sigma} + \frac{\bar{\sigma}-2}{4} + \sqrt{\left(\frac{\bar{\sigma}-2}{4} \right)^2 + \frac{\bar{\sigma}}{b}} \right) \right], \quad (2)$$

где R_b — расчетное сопротивление бетона при одноосном сжатии; $\bar{\sigma}$ — относительная величина бокового давления со стороны стальной оболочки

на бетонное ядро в предельном состоянии, рассчитываемая по формуле:

$$\bar{\sigma} = 0,49e^{-(a+b)\rho^{0,8}};$$

a и b — коэффициенты материала для тяжелого бетона, принимаемые $a = 0,144$ и $b = 0,288$; ρ — конструктивный коэффициент трубобетона, вычисляемый по формуле:

$$\rho = \frac{\sigma_{y,p} A_p}{R_b A};$$

A_p и A — площади поперечных сечений трубы и ядра.

Для расчета деформации ε_{b00} предложено немало различных формул. Наиболее известные из них представлены в табл. 1.

По структуре приведенных формул очевиден их эмпирический характер. Все они получены для определенных условий проводимых экспериментов и поэтому имеют ограниченную область применения. Кроме того, в большинстве из них не учитывается влияние на деформации таких важных механических характеристик бетона, как его прочность при одноосном сжатии и начальный модуль упругости. Это отрицательно отражается на достоверности расчетов.

Теоретически более обоснованную формулу можно получить из сопоставления диаграмм дефор-

Табл. 1. Предлагаемые формулы для расчета осевых деформаций бетона

Table 1. Suggested formulas for calculating axial deformations of concrete

Автор формулы, источник The author of the formula, the source	Формула Formula
J. Mander, M. Priestley, R. Park [12]	$\varepsilon_{b00} = \varepsilon_{b0} \left(1 + k \frac{\sigma_b}{R_b} \right),$ <p>где ε_{b0} — деформация одноосно сжатого бетона; k — коэффициент бокового давления ($k = 20,5$); σ_b — боковое давление на бетон ε_{b0} — deformation of uniaxially compressed concrete; k — lateral pressure coefficient ($k = 20,5$); σ_b — lateral pressure on concrete</p>
I. Imran, S. Pantazopoulou [13]	$\varepsilon_{b00} = 5\varepsilon_{b0} \left(\frac{R_{bp}}{R_b} - 0,8 \right)$
S. Marques, D. Marques, J. Silva [14]	$\varepsilon_{b00} = \varepsilon_{b0} \left(1 + 5k_1 k_2 \frac{\sigma_b}{R_b} \right);$ $k_1 = 6,7\sigma_b^{-0,17}; k_2 = 40/R_b \leq 1$
A. Xiamuxi, A. Hasegawa [7]	$\varepsilon_{b00} = k_{eb} \varepsilon_{b0};$ $k_{eb} = 0,94e^{3,9\gamma_p}; \gamma_p = \frac{N_p}{N_p + N_b};$ $N_p = R_p A_p; N_b = R_b A_b,$ <p>где R_p, R_b — расчетные сопротивления трубы и бетона сжатию; A_p, A_b — площади сечения трубы и бетона R_p, R_b — calculated resistance of pipe and concrete to compression; A_p, A_b — cross-sectional areas of pipe and concrete</p>
Ding F., Yu Z., Bai Y., Gong Y. [15]	$\varepsilon_{b00} = \varepsilon_{b0} \left(1 + 3,4 \frac{\sigma_b}{R_b} \right) \left[1 + 4,8(A_1 - 1) \left(\frac{\sigma_b}{R_b} \right)^{0,5} \right];$ $A_1 = 9,1R_b^{-4,9}$

Окончание табл. 1 / End of the Table 1

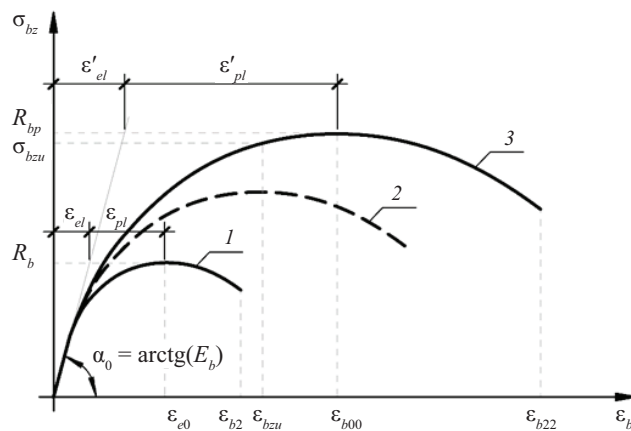
Автор формулы, источник The author of the formula, the source	Формула Formula
Liang Q.Q., Fragomeni S. [9]	$\varepsilon_{b00} = \varepsilon_{b0} \left(1 + k \frac{\sigma_b}{R_b} \right),$ $\sigma_b = \begin{cases} 0,7(v_e - v_s) \frac{2t}{D-2t} R_p, & \text{если / when } \frac{D}{t} \leq 47 \\ (0,006241 - 0,0000357 \frac{D}{t}) R_p, & \text{если / when } 47 \leq \frac{D}{t} \leq 150 \end{cases};$ $\varepsilon_{b0} = \begin{cases} 0,002, & \text{если / when } \gamma_c R_b \leq 28 \text{ МПа / МПа} \\ 0,002 + \frac{R_b - 28}{54000}, & \text{если / when } 28 \text{ МПа} \leq R_b \leq 82 \text{ МПа / МПа} \\ 0,003, & \text{если / when } R_b \geq 28 \text{ МПа / МПа} \end{cases}$ <p>где v_e, v_s — коэффициент Пуассона для трубобетонного элемента и полой стальной трубы согласно работе [15] v_e, v_s — Poisson's ratio for a pipe-concrete element and a hollow steel pipe, respectively, according to [15]</p>

мирования одноосно и трехосно сжатого бетонного ядра трубобетонного элемента (рис.). С ростом осевых напряжений диаграмма деформирования бетонного ядра постепенно трансформируется. До осевых напряжений $\sigma_{bz} = (0,5/0,6)R_b$ бетон находится в условиях одноосного сжатия. В таких условиях реализуется диаграмма 1. Обусловлено это тем, что в квазиупругой стадии работы (при $\sigma_{bz} \leq 0,4R_b$) прочности R_{bp} , коэффициент поперечных деформаций бетона меньше, чем у стальной трубы. В результате радиальное напряжение на контакте бетона со стальной оболочкой отсутствует. При дальнейшем росте напряжений σ_{bz} в бетоне наблюдается интенсивный процесс микротрещинообразования, что приводит к постепенному росту коэффициента его поперечных деформаций. Когда значение этого коэффициента становится больше коэффициента Пуассона стальной трубы бетонное ядро переходит в состоя-

ние трехосного сжатия. В этом состоянии с постепенным ростом радиального напряжения увеличиваются прочность и предельная деформативность бетона, что приводит к постоянной трансформации диаграммы его деформирования. В результате можно построить множество промежуточных диаграмм 2, каждая из которых связывает текущие деформации с соответствующими напряжениями в бетонном ядре. К моменту разрушения объемно сжатого бетона напряжение в вершине диаграммы достигнет прочности R_{bp} , а соответствующая деформация — величины ε_{b00} .

Полные деформации бетона в вершине диаграммы одноосного сжатия ε_{b0} упрощенно представим в виде суммы упругой ε_{el} и пластической ε_{pl} деформации:

$$\varepsilon_{b0} = \varepsilon_{el} + \varepsilon_{pl}$$



Диаграммы деформирования бетонного ядра в условиях одноосного сжатия (1) и трехосного сжатия в промежуточном (2) и предельном (3) состояниях

Deformation diagrams of a concrete core under uniaxial compression (1) and triaxial compression in the intermediate (2) and ultimate (3) states

Деформацию бетона ε_{b00} при напряжении R_{bp} можно записать через аналогичные составляющие:

$$\varepsilon_{b00} = \varepsilon_{el,3} + \varepsilon_{pl,3}. \quad (3)$$

Важно заметить, что для рассматриваемых диаграмм начальный модуль упругости бетона E_b один и тот же. Поэтому величины упругих деформаций ε_{el} и $\varepsilon_{el,3}$ прямо пропорционально зависят от R_b и R_{bp} , так как $\varepsilon_{el} = R_b/E_b$ и $\varepsilon_{el,3} = R_{bp}/E_b$.

Логично предположить, что соотношение пластических деформаций $\varepsilon_{el,3}$ и ε_{pl} также зависит от отношения R_{bp} к R_b . Из многочисленных экспериментов известно, что увеличение предельных деформаций бетона при объемном сжатии по сравнению с одноосным сжатием заметно выше, чем прирост его прочности. Например, европейские нормы EN 1992-1-1 и EN 1994-1-1 предлагают использовать в расчетах следующую формулу:

$$\varepsilon_{b00} = \varepsilon_{b0} \left(\frac{R_{bp}}{R_b} \right)^2. \quad (4)$$

Следовательно, пластические деформации $\varepsilon_{el,3}$ с ростом напряжений от R_b до R_{bp} увеличиваются более интенсивно, чем упругие. Тогда связь деформаций $\varepsilon_{pl,3}$ и ε_{pl} можно представить в виде зависимости, имеющей вид:

$$\varepsilon_{pl,3} = \varepsilon_{pl} \left(\frac{R_{bp}}{R_b} \right)^n, \quad (5)$$

где $n > 1$.

Формулу (5) можно записать и так:

$$\varepsilon_{pl,3} = \left(\varepsilon_{b0} - \frac{R_b}{E_b} \right) \left(\frac{R_{bp}}{R_b} \right)^n.$$

Уравнение (3) после подстановки в него упругой и пластической составляющих деформаций имеет следующий вид:

$$\varepsilon_{b00} = \frac{R_{bp}}{E_b} + \left(\varepsilon_{b0} - \frac{R_b}{E_b} \right) \cdot \left(\frac{R_{bp}}{R_b} \right)^n. \quad (6)$$

После введения обозначения $\alpha_b = R_{bp}/R_b$ формулу (6) можно записать так:

$$\varepsilon_{b00} = \varepsilon_{b0} \alpha_b^n - \frac{R_b}{E_b} (\alpha_b^n - \alpha_b). \quad (7)$$

РЕЗУЛЬТАТЫ

Полученная формула принципиально верно отражает физический смысл процесса деформирования объемно сжатого бетона. Учтено влияние на величину ε_{b00} основных факторов, а именно:

- деформации бетона в вершине соответствующей диаграммы при одноосном сжатии ε_{b0} ;
- соотношения прочностей R_{bp}/R_b ;
- прочности бетона при осевом сжатии R_b ;
- начального модуля упругости бетона E_b .

Деформацию ε_{b0} и начальный модуль упругости E_b (МПа) для тяжелого бетона можно определять в зависимости от его класса по прочности на сжатие B ($15 \leq B \leq 100$) по следующим формулам [8]:

$$\varepsilon_{b0} = (1,2 + 0,16 \sqrt{B})/1000;$$

$$E_b = (55\,250 - 122\,000/\sqrt{B}) \cdot \beta,$$

где β — коэффициент, учитывающий вид крупного заполнителя.

Показатель степени n для коэффициента α_b определяется по результатам анализа опубликованных экспериментальных данных [7, 8, 16–20]. Статистическая обработка этих данных показала, что наи-

Табл. 2. Сопоставление теоретических и опытных деформаций

Table 2. Comparison of theoretical and experimental deformations

Ссылка Link	Номер Number	D , мм mm	t , мм mm	R_p , МПа MPa	R_b , МПа MPa	R_{b3} , МПа MPa	ε_{b0} , %	$\varepsilon_{b00}^{\text{exp}}$, %	$\varepsilon_{b00}^{\text{exp}}/\varepsilon_{b00}^{\text{th1}}$	$\varepsilon_{b00}^{\text{exp}}/\varepsilon_{b00}^{\text{th2}}$
[23]	1	153	1,5	345	53,4	72,9	0,237	0,481	1,05	1,09
	2	250	2,5	326	53,4	72,0	0,237	0,457	1,03	1,06
	3	372	3,6	320	53,4	71,6	0,237	0,387	0,88	0,91
	4	469	4,7	291	53,4	70,6	0,237	0,405	0,95	0,98
	5	157	2,5	326	53,4	79,2	0,237	0,564	1,01	1,08
	6	282	4,4	322	53,4	78,6	0,237	0,477	0,87	0,93
	7	153	3,6	320	53,4	87,5	0,237	0,591	0,83	0,93
	8	235	5,7	290	53,4	85,6	0,237	0,582	0,86	0,96

Окончание табл. 2 / End of the Table 2

Ссылка Link	Номер Number	D , мм mm	t , мм mm	R_p , МПа MPa	R_b , МПа MPa	R_{b3} , МПа MPa	ε_{b0} , %	$\varepsilon_{b00}^{\text{exp}}$, %	$\varepsilon_{b00}^{\text{exp}}/\varepsilon_{b00}^{\text{th1}}$	$\varepsilon_{b00}^{\text{exp}}/\varepsilon_{b00}^{\text{th2}}$
[7]	9	150	1,2	304	24,7	36,7	0,200	0,600	1,10	1,37
	10	150	1,2	323	29,8	42,9	0,207	0,580	1,13	1,34
	11	150	3,2	299	14,4	33,3	0,181	2,550	1,34	2,65
	12	150	3,2	314	20,1	42,1	0,192	1,730	1,19	2,06
	13	150	4,5	296	14,4	38,0	0,181	2,700	0,94	2,15
[21]	14	165,2	3,7	366	31,6	61,2	0,210	0,870	0,75	1,11
	15	165,2	3,7	366	41,3	73,9	0,223	0,820	0,90	1,15
	16	165,2	3,7	366	56,2	92,4	0,240	0,690	0,96	1,06
	17	230	2,3	361	23,6	38,9	0,198	0,670	0,92	1,25
[22]	18	100	1,9	282	58,3	85,5	0,242	0,573	1,06	1,10
	19	150	1,9	282	58,3	78,7	0,242	0,540	1,21	1,23
	20	200	1,9	282	58,3	74,8	0,242	0,445	1,11	1,12
	21	250	1,9	282	58,3	72,4	0,242	0,450	1,21	1,21
	22	100	2,0	404	58,3	94,5	0,242	0,625	0,91	0,98
	23	150	2,0	404	58,3	85,6	0,242	0,575	1,06	1,10
	24	200	2,0	404	58,3	80,6	0,242	0,464	0,98	1,00
	25	250	2,0	404	58,3	77,3	0,242	0,405	0,94	0,95
	26	150	2,0	404	61,2	88,9	0,245	0,464	0,88	0,90
	[15]	27	300	2,0	341,7	25,1	36,5	0,200	0,380	0,73
28		219	4,7	350	36,3	65,8	0,216	0,980	1,03	1,38
29		165	2,7	350	53,5	81,5	0,237	0,900	1,51	1,64
30		200	3,0	303,5	41,6	63,5	0,223	0,535	0,89	1,03
31		100	3,0	303,5	41,6	77,1	0,223	1,100	1,09	1,44
32		179	5,5	249	37,1	67,6	0,218	0,750	0,77	1,04
33		174	3,0	266	38,5	60,0	0,219	0,510	0,80	0,96
Среднее значение / Average value									1,00	1,21
Стандартное отклонение / Standard deviation									0,17	0,39
Медиана / Median									0,96	1,09

лучшему соответствию экспериментам отвечает значение $n = 3,2$. Однако следует заметить, что вопрос о назначении величины показателя степени n нуждается в дополнительном исследовании.

В табл. 2 приведены результаты сопоставления теоретических деформаций $\varepsilon_{b00}^{\text{th1}}$, вычисленных по формуле (7), с опытными $\varepsilon_{b00}^{\text{exp}}$, опубликованными в исследованиях [7, 15, 21–23]. Анализ полученных результатов свидетельствует об удовлетворительном соответствии теоретических значений опытными данным. Величина стандартного отклонения 17 % при среднем значении отношения $\varepsilon_{b00}^{\text{exp}}/\varepsilon_{b00}^{\text{th1}}$ рав-

ном 1, для деформаций является вполне приемлемой. Для сравнения здесь же приведены результаты сопоставлений с экспериментами значений деформаций $\varepsilon_{b00}^{\text{th2}}$, вычисленных по формуле (4). Очевидно, что использование формулы EN 1994-1-1 приводит к большим погрешностям в расчете. Основная причина данного факта — игнорирование влияния прочности и модуля упругости исходного бетона.

Если не учитывать возможное ограничение осевых деформаций ТБК, то их несущую способность (в таком случае прочность) можно установить с использованием метода предельных усилий. При осе-

вом сжатии прочность может быть рассчитана по формуле:

$$N = R_{bp}A + \sigma_{pz}A_p, \quad (8)$$

где σ_{pz} — сжимающее напряжение осевого направления в стальной трубе.

Прочность объемно сжатого бетона R_{bp} можно определить по формуле (2). Для расчета сжимающего напряжения в стальной трубе σ_{pz} в работе [8] получена формула:

$$\sigma_{pz} = R_b \frac{A}{A_p} (\sqrt{\rho^2 - 3\bar{\sigma}^2} - \bar{\sigma}).$$

В предельном состоянии напряжения в бетоне R_{bp} и стали σ_{pz} рассчитываются в зависимости от относительной величины бокового давления $\bar{\sigma}$, что соответствует фактическому характеру силового сопротивления конструкции.

При необходимости ограничения осевой деформации предлагается действовать согласно следующим рекомендациям:

- если предельно допустимая деформация ε_{bzu} , назначаемая проектировщиком по результатам статического расчета несущего каркаса здания или сооружения, составляет менее 75 % от деформации ε_{b00} , достоверный расчет по предельным усилиям затруднителен и следует переходить к деформационному расчету прочности;

- при $0,75\varepsilon_{b00} \leq \varepsilon_{bzu} \leq \varepsilon_{b00}$ необходимо определить максимально допустимые осевые напряжения в бетонном ядре σ_{bzu} по формуле:

$$\sigma_{bzu} = \left[2 \frac{\varepsilon_{bzu}}{\varepsilon_{b00}} - \left(\frac{\varepsilon_{bzu}}{\varepsilon_{b00}} \right)^2 \right] \cdot \gamma_b R_{bp}. \quad (9)$$

Коэффициент γ_b учитывает следующее обстоятельство. При деформации $\varepsilon_{bzu} < \varepsilon_{b00}$ точка с соответствующим ей напряжением $\sigma_{bzu} < R_{bp}$ не лежит на кривой 3 (см. рис.), а принадлежит некой графической зависимости $\sigma_{bz} - \varepsilon_{bz}$, располагаемой немного

ниже. Координаты вершины этой промежуточной зависимости при использовании метода предельных усилий рассчитать невозможно, так как они будут зависеть от бокового давления, величина которого неизвестна. По результатам численного анализа, выполненного с помощью нелинейной деформационной модели, для нахождения коэффициента γ_b получена формула:

$$\gamma_b = 0,75 + 0,25 \left(\frac{\varepsilon_{bzu}}{\varepsilon_{b00}} \right)^2.$$

Напряженное состояние стальной трубы-оболочки в диапазоне деформаций $0,75\varepsilon_{b00} \leq \varepsilon_{bzu} < \varepsilon_{b00}$ изменяется незначительно. Сжимающее напряжение σ_{pz} при таких деформациях можно принять постоянным. В этой связи определение несущей способности центрально сжатой ТБК при необходимости ограничения осевой деформации выполняется по формуле (9) с заменой R_{bp} на полученное значение σ_{bzu} .

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Прочность центрально сжатых ТБК можно с достаточной для практики точностью устанавливать по методу предельных усилий. Однако при определенных конструктивных параметрах такие элементы к моменту разрушения могут иметь слишком большие осевые деформации, неприемлемые для проектируемых объектов. Предложенные в работе формулы позволяют оценить деформативность рассчитываемой конструкции. Кроме того, предлагаемая методика расширяет область применения метода предельных усилий на ТБК, в которых деформации бетонного ядра при максимальном напряжении превышают предельно допустимую деформацию не более чем на 25 %. Если имеет место большее превышение вычисленной деформации над предельно допустимой рекомендуется переходить к расчету несущей способности с использованием деформационной модели.

СПИСОК ИСТОЧНИКОВ

1. Bhure N. Steel Concrete Composite Construction : a Review // International Journal for Research in Applied Science and Engineering Technology. 2018. Vol. 6. Issue 11. Pp. 564–566. DOI: 10.22214/ijraset.2018.11089
2. Chen L., Fakharian P., Eidgahee D.R., Haji M., Arab A.M.A., Nouri Y. Axial compressive strength predictive models for recycled aggregate concrete filled circular steel tube columns using ANN, GEP, and MLR // Journal of Building Engineering. 2023. Vol. 77. P. 107439. DOI: 10.1016/j.jobe.2023.107439
3. Hossain K.M.A., Chu K., Anwar M.S. Axial load behavior of ultrahigh strength concrete-filled steel tube columns of various geometric and reinforcement con-

4. Zhu J.Y., Chan T.M. Experimental investigation on octagonal concrete filled steel stub columns under uniaxial compression // Journal of Constructional Steel Research. 2018. Vol. 147. Pp. 457–467. DOI: 10.1016/j.jcsr.2018.04.030

5. Ведерникова А.А. Совершенствование методики расчета трубобетонных элементов обратным численно-аналитическим методом и ее применение // Инженерный вестник Дона. 2023. № 11 (107). С. 437–449. EDN WFWKPH.

6. Хазов П.А., Помазов А.П. Экспериментальное исследование продольного и поперечного из-

гиба трубобетонных стержней // Жилищное строительство. 2023. № 12. С. 66–72. DOI: 10.31659/0044-4472-2023-12-66-71. EDN ANFJDO.

7. *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. DOI: 10.1016/j.jcsr.2012.03.023

8. *Кришан А.Л., Римшин В.И., Астафьева М.А.* Сжатые трубобетонные элементы. Теория и практика. М. : Издательство АСВ, 2020. 321 с.

9. *Liang Q.Q., Fragomeni S.* Nonlinear analysis of circular concrete-filled steel tubular short columns under axial loading // *Journal of Constructional Steel Research*. 2009. Vol. 65. Issue 12. Pp. 2186–2196. DOI: 10.1016/j.jcsr.2009.06.015

10. *Han L.H., Li W., Bjorhovde R.* Developments and advanced applications of concrete-filled steel tubular (CFST) structures: Members // *Journal of Constructional Steel Research*. 2014. Vol. 100. Pp. 211–228. DOI: 10.1016/j.jcsr.2014.04.016

11. *Кришан А.Л., Римшин В.И., Астафьева М.А., Лихидько М.А.* Прочность центрально сжатых трубобетонных элементов // *Вестник МГСУ*. 2025. Т. 20. № 8. С. 1154–1164. DOI: 10.22227/1997-0935.2025.8.1154-1164. EDN WVLQYX.

12. *Mander J.B., Priestley M.J.N., Park R.* Theoretical Stress-Strain Model for Confined Concrete // *Journal of Structural Engineering*. 1988. Vol. 114. Issue 8. Pp. 1804–1826. DOI: 10.1061/(asce)0733-9445(1988)114:8(1804)

13. *Imran I., Pantazopoulou S.J.* Experimental study of plain concrete under triaxial stress // *ACI Materials Journal*. 1996. Vol. 93. Issue 6. DOI: 10.14359/9865

14. *Marques S.P.C., Marques D.C.D.S.C., da Silva L.J., Cavalcante M.A.A.* Model for Analysis of Short Columns of Concrete Confined by Fiber-Reinforced Polymer // *Journal of Composites for Construction*. 2004. Vol. 8. Issue 4. Pp. 332–340. DOI: 10.1061/(asce)1090-0268(2004)8:4(332)

15. *Ding F., Yu Z., Bai Y., Gong Y.* Elasto-plastic analysis of circular concrete-filled steel tube stub col-

umns // *Journal of Constructional Steel Research*. 2011. Vol. 67. Issue 10. Pp. 1567–1577. DOI: 10.1016/j.jcsr.2011.04.001

16. *Wang Y., Chen P., Liu C., Zhang Y.* Size effect of circular concrete-filled steel tubular short columns subjected to axial compression // *Thin-Walled Structures*. 2017. Vol. 120. Pp. 397–407. DOI: 10.1016/j.tws.2017.09.010

17. *Nishiyama I., Morino S., Sakino K., Nakahara H.* Summary of research on concrete-filled structural steel tube column system carried out under the US-JAPAN Cooperative Research Program on composite and hybrid structures. Japan, 2002. 176 p.

18. *Patel V.I., Hassanein M.F., Thai H.T., Al Abadi H., Elchalakani M., Yai B.* Ultra-high strength circular short CFST columns: Axisymmetric analysis, behaviour and design // *Engineering Structures*. 2019. Vol. 179. Pp. 268–283. DOI: 10.1016/j.engstruct.2018.10.081

19. *Samarakkody D.I., Thambiratnam D.P., Chan T.H., Moragasipitiya P.H.* Differential axial shortening and its effects in high rise buildings with composite concrete filled tube columns // *Construction and Building Materials*. 2017. Vol. 143. Pp. 659–672. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2016.11.091

20. *Lai M.H., Ho J.C.M.* A theoretical axial stress-strain model for circular concrete-filled-steel-tube columns // *Engineering Structures*. 2016. Vol. 125. Pp. 124–143. DOI: 10.1016/j.engstruct.2016.06.048

21. *He L., Lin S., Jiang H.* Confinement Effect of Concrete-Filled Steel Tube Columns with Infill Concrete of Different Strength Grades // *Frontiers in Materials*. 2019. Vol. 6. DOI: 10.3389/fmats.2019.00-071

22. *Han L.H., Yao G.H., Zhao X.L.* Tests and calculations for hollow structural steel (HSS) stub columns filled with self-consolidating concrete (SCC) // *Journal of Constructional Steel Research*. 2005. Vol. 61. Issue 9. Pp. 1241–1269. DOI: 10.1016/j.jcsr.2005.01.004

23. *Wang Y., Chen P., Liu C., Zhang Y.* Size effect of circular concrete-filled steel tubular short columns subjected to axial compression // *Thin-Walled Structures*. 2017. Vol. 120. Pp. 397–407. DOI: 10.1016/j.tws.2017.09.010

Поступила в редакцию 12 ноября 2025 г.

Принята в доработанном виде 18 ноября 2025 г.

Одобрена для публикации 1 декабря 2025 г.

ОБ АВТОРАХ: **Владимир Иванович Римшин** — доктор технических наук, профессор, профессор кафедры жилищно-коммунального хозяйства, советник РААСН; **Национальный исследовательский Московский государственный строительный университет (НИУ МГСУ)**; 129337, г. Москва, Ярославское шоссе, д. 26; заведующий лабораторией мониторинга жилищно-коммунального хозяйства и радиационной безопасности в строительстве; **Научно-исследовательский институт строительной физики Российской академии архитектуры и строительных наук (НИИСФ РААСН)**; 127238, г. Москва, Локомотивный проезд, д. 21; SPIN-код: 9629-5322, РИНЦ ID: 420903, Scopus: 56258934600, ResearcherID: P-4928-2015, ORCID: 0000000290844105; v.rimshin@niisf.ru;

Анатолий Леонидович Кришан — главный научный сотрудник лаборатории мониторинга жилищно-коммунального хозяйства и радиационной безопасности в строительстве; **Научно-исследовательский институт строительной физики Российской академии архитектуры и строительных наук (НИИСФ РААСН)**; 127238, г. Москва, Локомотивный проезд, д. 21; доктор технических наук, профессор, профессор кафедры проектирования и строительства зданий, советник РААСН; **Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова (МГТУ им. Г.И. Носова)**; 455000, г. Магнитогорск, ул. Ленина, д. 38; SPIN-код: 8162-5048, РИНЦ ID: 535561, Scopus: 56200412900, ResearcherID: AAY-2235-2020, ORCID: 000000025851152X; kris_al@mail.ru;

Мария Анатольевна Астафьева — старший научный сотрудник лаборатории мониторинга жилищно-коммунального хозяйства и радиационной безопасности в строительстве; **Научно-исследовательский институт строительной физики Российской академии архитектуры и строительных наук (НИИСФ РААСН)**; 127238, г. Москва, Локомотивный проезд, д. 21; кандидат технических наук, доцент, доцент кафедры проектирования и строительства зданий; **Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова (МГТУ им. Г.И. Носова)**; 455000, г. Магнитогорск, ул. Ленина, д. 38; SPIN-код: 3756-6776, РИНЦ ID: 880101, Scopus: 57204739579, ResearcherID: ABA-4430-2021, ORCID: 0000-0003-1354-0324; skymanika@mail.ru;

Михаил Алексеевич Лихидько — аспирант кафедры проектирования и строительства зданий; **Магнитогорский государственный технический университет им. Г.И. Носова (МГТУ им. Г.И. Носова)**; 455000, г. Магнитогорск, ул. Ленина, д. 38; SPIN-код: 5186-8602, РИНЦ ID: 1038214, likhidkom@yandex.ru.

Вклад авторов: все авторы сделали эквивалентный вклад в подготовку публикации.

Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

REFERENCES

1. Bhure N. Steel Concrete Composite Construction : a Review. *International Journal for Research in Applied Science and Engineering Technology*. 2018; 6(11):564-566. DOI: 10.22214/ijraset.2018.11089
2. Chen L., Fakharian P., Eidgahee D.R., Haji M., Arab A.M.A., Nouri Y. Axial compressive strength predictive models for recycled aggregate concrete filled circular steel tube columns using ANN, GEP, and MLR. *Journal of Building Engineering*. 2023; 77:107439. DOI: 10.1016/j.jobe.2023.107439
3. Hossain K.M.A., Chu K., Anwar M.S. Axial load behavior of ultrahigh strength concrete-filled steel tube columns of various geometric and reinforcement configurations. *Infrastructures*. 2021; 6(5):66. DOI: 10.3390/infrastructures6050066
4. Zhu J.Y., Chan T.M. Experimental investigation on octagonal concrete filled steel stub columns under uniaxial compression. *Journal of Constructional Steel Research*. 2018; 147:457-467. DOI: 10.1016/j.jcsr.2018.04.030
5. Vedernikova A.A. Development and implementation of the concrete filled steel tube elements inverse numerical-analytical method. *Engineering journal of Don*. 2023; 11(107):437-449. EDN WFKVPH. (rus.).
6. Khazov P.A., Pomazov A.P. Experimental study of longitudinal and transverse bending of pipe concrete rods. *Housing Construction*. 2023; 12:66-72. DOI: 10.31659/0044-4472-2023-12-66-71. EDN ANFJDO. (rus.).
7. Xiamuxi A., Hasegawa A. A study on axial compressive behaviors of reinforced concrete filled tubular steel columns. *Journal of Constructional Steel Research*. 2012; 76:144-154. DOI: 10.1016/j.jcsr.2012.03.023
8. Krishan A.L., Rimshin V.I., Astafeva M.A. Compressed Pipe Concrete Elements. *Theory and Practice*. Moscow, ASV Publishing House, 2020; 321. (rus.).
9. Liang Q.Q., Fragomeni S. Nonlinear analysis of circular concrete-filled steel tubular short columns under axial loading. *Journal of Constructional Steel Research*. 2009; 65(12):2186-2196. DOI: 10.1016/j.jcsr.2009.06.015
10. Han L.H., Li W., BJORHOVDE R. Developments and advanced applications of concrete-filled steel tubular (CFST) structures: Members. *Journal of Constructional Steel Research*. 2014; 100:211-228. DOI: 10.1016/j.jcsr.2014.04.016
11. Krishan A.L., Rimshin V.I., Astafieva M.A., Likhidko M.A. Strength of centrally compressed concrete tube elements. *Vestnik MGSU* [Monthly Journal on Construction and Architecture]. 2025; 20(8):1154-1164. DOI: 10.22227/1997-0935.2025.8.1154-1164. EDN WVLQYX. (rus.).
12. Mander J.B., Priestley M.J.N., Park R. Theoretical Stress-Strain Model for Confined Concrete. *Journal of Structural Engineering*. 1988; 114(8):1804-1826. DOI: 10.1061/(asce)0733-9445(1988)114:8(1804)
13. Imran I., Pantazopoulou S.J. Experimental study of plain concrete under triaxial stress. *ACI Materials Journal*. 1996; 93(6). DOI: 10.14359/9865
14. Marques S.P.C., Marques D.C.D.S.C., da Silva L.J., Cavalcante M.A.A. Model for Analysis of Short Columns of Concrete Confined by Fiber-Reinforced

Polymer. *Journal of Composites for Construction*. 2004; 8(4):332-340. DOI: 10.1061/(asce)1090-0268(2004)8:4(332)

15. Ding F., Yu Z., Bai Y., Gong Y. Elasto-plastic analysis of circular concrete-filled steel tube stub columns. *Journal of Constructional Steel Research*. 2011; 67(10):1567-1577. DOI: 10.1016/j.jcsr.2011.04.001

16. Wang Y., Chen P., Liu C., Zhang Y. Size effect of circular concrete-filled steel tubular short columns subjected to axial compression. *Thin-Walled Structures*. 2017; 120:397-407. DOI: 10.1016/j.tws.2017.09.010

17. Nishiyama I., Morino S., Sakino K., Nakahara H. *Summary of research on concrete-filled structural steel tube column system carried out under the US-JAPAN Cooperative Research Program on composite and hybrid structures*. Japan, 2002; 176.

18. Patel V.I., Hassanein M.F., Thai H.T., Al Abadi H., Elchalakani M., Yai B. Ultra-high strength circular short CFST columns: Axisymmetric analysis, behaviour and design. *Engineering Structures*. 2019; 179:268-283. DOI: 10.1016/j.engstruct.2018.10.081

19. Samarakkody D.I., Thambiratnam D.P., Chan T.H., Moragaspiya P.H. Differential axial shortening and its effects in high rise buildings with composite concrete filled tube columns. *Construction and Building Materials*. 2017; 143:659-672. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2016.11.091

20. Lai M.H., Ho J.C.M. A theoretical axial stress-strain model for circular concrete-filled-steel-tube columns. *Engineering Structures*. 2016; 125:124-143. DOI: 10.1016/j.engstruct.2016.06.048

21. He L., Lin S., Jiang H. Confinement Effect of Concrete-Filled Steel Tube Columns with Infill Concrete of Different Strength Grades. *Frontiers in Materials*. 2019; 6. DOI: 10.3389/fmats.2019.00071

22. Han L.H., Yao G.H., Zhao, X.L. Tests and calculations for hollow structural steel (HSS) stub columns filled with self-consolidating concrete (SCC). *Journal of Constructional Steel Research*. 2005; 61(9):1241-1269. DOI: 10.1016/j.jcsr.2005.01.004

23. Wang Y., Chen P., Liu C., Zhang Y. Size effect of circular concrete-filled steel tubular short columns subjected to axial compression. *Thin-Walled Structures*. 2017; 120:397-407. DOI: 10.1016/j.tws.2017.09.010

Received November 12, 2025.

Adopted in revised form on November 18, 2025.

Approved for publication on December 1, 2025.

B I O N O T E S : **Vladimir I. Rimshin** — Doctor of Technical Sciences, Professor, Professor of the Department of Housing and Public Utilities, Advisor to the Russian Academy of Architecture and Construction Sciences; **Moscow State University of Civil Engineering (National Research University) (MGSU)**; 26 Yaroslavskoe shosse, Moscow, 129337, Russian Federation; Chief Researcher of the Laboratory for Monitoring Housing and Public Utilities and Radiation Safety in Construction; Head of the Laboratory Monitoring of Housing and Communal Services and Radiation Safety in Construction; **Scientific Research Institute of Building Physics of the Russian Academy of Architecture and Building Sciences (NIISF RAASN)**; 21 Lokomotivny proezd, Moscow, 127238; Russian Federation; SPIN-code: 9629-5322, ID RSCI: 420903, Scopus: 56258934600, ResearcherID: P-4928-2015, ORCID: 0000000290844105; v.rimshin@niisf.ru;

Anatoly L. Krishan — Chief Researcher of the Laboratory for Monitoring Housing and Public Utilities and Radiation Safety in Construction; **Scientific Research Institute of Building Physics of the Russian Academy of Architecture and Building Sciences (NIISF RAASN)**; 21 Lokomotivny proezd, Moscow, 127238; Russian Federation; Doctor of Technical Sciences, Professor, Professor of the Department of Design and Construction of Buildings, Advisor to the Russian Academy of Architecture and Construction Sciences; **Magnitogorsk State Technical University named after G.I. Nosov**; 38 Lenin st., Magnitogorsk, 455000, Russian Federation; SPIN-code: 8162-5048, ID RSCI: 535561, Scopus: 56200412900, ResearcherID: AAY-2235-2020, ORCID: 000000025851152X; kris_al@mail.ru;

Maria A. Astafieva — Senior Researcher of the Laboratory Monitoring of Housing and Communal Services and Radiation Safety in Construction; **Scientific Research Institute of Building Physics of the Russian Academy of Architecture and Building Sciences (NIISF RAASN)**; 21 Lokomotivny proezd, Moscow, 127238; Russian Federation; Candidate of Technical Sciences, Associate Professor, Associate Professor of the Department of Design and Construction of Buildings; **Magnitogorsk State Technical University named after G.I. Nosov**; 38 Lenin st., Magnitogorsk, 455000, Russian Federation; SPIN-code: 3756-6776, ID RSCI: 880101, Scopus: 57204739579, ResearcherID: ABA-4430-2021, ORCID: 0000-0003-1354-0324; skymanika@mail.ru;

Mikhail A. Likhidko — postgraduate student of the Department of Design and Construction of Buildings; **Magnitogorsk State Technical University named after G.I. Nosov**; 38 Lenin st., Magnitogorsk, 455000, Russian Federation; SPIN-code: 5186-8602, ID RSCI: 1038214; likhidkom@yandex.ru.

Contribution of the authors: all authors have made an equivalent contribution to the preparation of the publication.

The authors declare that there is no conflict of interest.