

РАСЧЕТ ПРОЧНОСТИ ЦЕНТРАЛЬНО-СЖАТЫХ ТРУБОБЕТОННЫХ ЭЛЕМЕНТОВ

Резван И.В.

*ГОУ ВПО Ростовский государственный строительный университет, Ростов-на-Дону
Ростов-на-Дону, Россия (344022, г.Ростов-на-Дону, ул.Социалистическая, 162) rezvan.pec@gmail.com*

Обозначены основные преимущества использования трубобетонных колонн в качестве коротких центрально-сжатых элементов. Приведена обобщенная форма записи зависимостей для определения несущей способности трубобетонных элементов. Представлена зависимость упрочнения бетонного ядра трубобетонных элементов от усилий бокового обжатия, полученная автором в результате ряда экспериментов, проведенных на базе РГСУ. На основе условия Генки – Мизеса для тонкостенного стального цилиндра установлена связь между продольными, радиальными и тангенциальными составляющими главных напряжений стальной оболочки трубобетонного элемента в состоянии текучести. Даны определения масштабного и силового факторов, влияющих на эффективность трубобетонной конструкции. Предложена формула прочности коротких центрально-сжатых трубобетонных элементов, отражающая физическую сущность явления совместной работы стальной оболочки и бетонного ядра. В указанной формуле запись продольных и тангенциальных составляющих главных напряжений предлагается в форме произведения предела текучести оболочки и соответствующего коэффициента нагружения. Установлена взаимосвязь коэффициентов через масштабный фактор. По результатам статистической обработки экспериментальных данных для упрощенных инженерных расчетов предложена постоянная величина продольного нагружения оболочки. Определены границы эффективности поперечных сечений трубобетонных колонн посредством ограничения значений жесткости оболочки как отношения прочностного и масштабного факторов.

Ключевые слова: трубобетон, несущая способность.

CALCULATION OF THE SUSTAINING CAPACITY OF THE CENTRALLY LOADED COMPOSITE COLUMNS

Rezvan I.V.

*Rostov State Civil Engineering University, Rostov-on-Don
Rostov-on-Don, Russia (344022, Rostov-on-Don, Sotsialisticheskaya str., 162) rezvan.pec@gmail.com*

Main advantages of use of the composite columns as short centrally compressed elements are designated. The generalized form of the dependences for determining the sustaining capacity of the composite columns is cited. The dependence of the concrete core strengthening of the composite columns from the passive lateral compression obtained by the author in a series of experiments conducted on the basis of RSBU is introduced. Based on the Hencky-Mises condition for thin-walled steel cylinder the dependences between the longitudinal, radial and tangential components of the principal stresses in the yield state of the steel envelopment of the composite columns are obtained. Definitions of the power and scaling factors that influence the effectiveness of the composite columns are given. The dependences for determining the sustaining capacity of the composite columns reflecting the physical essence of the phenomenon of collaboration steel shell and concrete core is proposed. In the formula the longitudinal and tangential components of the principal stresses are spelled as products of the yield strength of the shell and the corresponding loading factor. The interrelation of the loading factors is showed through the scale factor. A constant longitudinal loading factor for simplified engineering calculations is suggested according to the results of statistical processing of experimental data. The effectiveness boundaries of the composite columns cross-sections are defined by limiting values of the shell rigidity as a proportion of the power and scale factors.

Keywords: composite columns, sustaining capacity.

На протяжении целого века трубобетон успешно применяется в строительстве, а многочисленные исследователи как в России, так и за рубежом отмечают ряд преимуществ использования трубобетона в центрально-сжатых элементах по сравнению с желе-

зобетонными аналогами. К ним относят отказ от опалубочных и арматурных работ, а соответственно и упрощение процесса бетонирования при отсутствии внутреннего арматурного каркаса, повышение скорости производства работ и снижение издержек. Также очень важный вклад в положительный образ трубобетонных элементов вносит квази-пластический характер разрушения в случае превышения допустимых нагрузок на конструкции, тогда как разрушение железобетонных колонн, в особенности из высокопрочного бетона, имеет зачастую молниеносный взрывообразный характер. Таким образом, перегруженный трубобетонный элемент перед разрушением оставляет возможность эвакуации, повышая уровень безопасности зданий и сооружений. Однако основным преимуществом, как известно, является прирост в несущей способности до 35 % и более вследствие упрочнения бетонного ядра, обжатого оболочкой.

Наиболее адекватные современные зависимости для расчета несущей способности центрально-сжатых трубобетонных элементов можно представить в обобщенном виде:

$$N = cR_b A_b + \alpha R_c A_c, \quad (1)$$

где

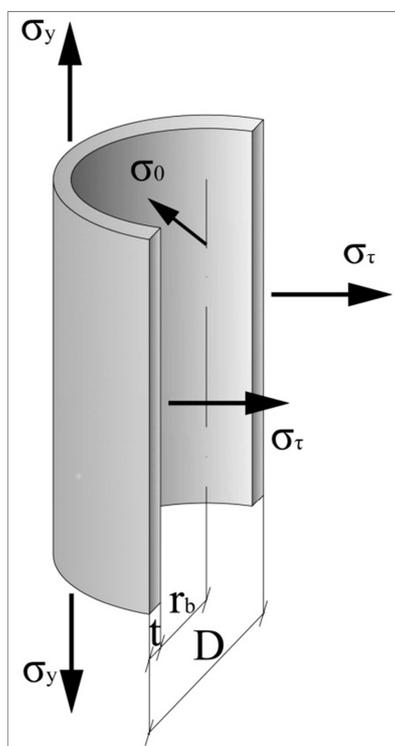
A_b, R_b – площадь сечения и цилиндрическая прочность бетонного ядра;

A_c, R_c – площадь сечения и предел текучести стальной оболочки;

$c = \frac{R_{b,3}}{R_b}$ – коэффициент, повышающий напряжения сжатия, достигаемые бетонным ядром в условиях объемного сжатия по сравнению с его призмной прочностью;

α – понижающий коэффициент, учитывающий перераспределение напряжений в стальной оболочке, вследствие ее распора бетонным ядром.

В ходе серии экспериментальных исследований авторами установлен характер зависимости упрочнения бетонного ядра трубобетонных элементов от напряжений бокового обжатия и исходной призмной прочности бетона следующего вида:



$$R_{b,3} = R_b + 5,0\sigma_0 - 1,25 \frac{\sigma_0^2}{R_b}, \quad (2)$$

тогда

$$c = 1 + \frac{5,0\sigma_0}{R_b} - 1,25 \left(\frac{\sigma_0}{R_b} \right)^2. \quad (3)$$

В тоже время связь между продольными, радиальными и тангенциальными составляющими главных напряжений в состоянии текучести стальной оболочки

дана условием Генки – Мизеса для тонкостенного стального цилиндра:

$$(\sigma_y - \sigma_\tau)^2 + (\sigma_\tau - \sigma_0)^2 + (\sigma_0 - \sigma_y)^2 = 2R_c^2, \quad (4)$$

где $\alpha R_c = \sigma_y$.

После соответствующих преобразований (1) примет вид:

$$N = \left(R_b + 5\sigma_0 - 1,25 \frac{\sigma_0^2}{R_b} \right) A_b + \sigma_y A_c. \quad (5)$$

Поскольку для трубобетона:

$$\sigma_\tau = \frac{\sigma_0 r_b}{t}, \quad (6)$$

уравнение Генки – Мизеса для тонкостенного стального цилиндра примет вид нелинейной зависимости между продольной и радиальной составляющей напряжений в стальной оболочке:

$$\left(\sigma_y - \frac{r_b}{t} \sigma_0 \right)^2 + \left(\frac{r_b}{t} \sigma_0 - \sigma_0 \right)^2 + (\sigma_0 - \sigma_y)^2 = 2R_c^2. \quad (7)$$

Для упрощения преобразований обозначим отношение радиуса бетонного ядра к толщине стенки оболочки как масштабный фактор:

$$m = \frac{r_b}{t}, \quad (8)$$

тогда (6) примет вид:

$$(\sigma_y - m\sigma_0)^2 + (m\sigma_0 - \sigma_0)^2 + (\sigma_0 - \sigma_y)^2 = 2R_c^2. \quad (9)$$

Решив данное уравнение относительно σ_0 для следующих граничных условий:

$$-R_c \leq \sigma_y \leq 0, \quad \sigma_0 \geq 0, \quad |\sigma_y| \downarrow \quad |\sigma_0| \uparrow,$$

$$\text{при } |\sigma_y| = R_c \quad \sigma_0 = 0, \quad \text{при } \sigma_y = 0 \quad \sigma_0 = \max,$$

получим функцию зависимости радиальных главных напряжений стальной оболочки сжатого трубобетонного элемента от продольных:

$$\sigma_0 = \frac{(m+1)\sigma_y + \sqrt{(m+1)^2\sigma_y^2 + 4(m^2 - m + 1)(R_c^2 - \sigma_y^2)}}{2(m^2 - m + 1)}. \quad (10)$$

Подставив значения (10) и (8) в (5), получим возможность в зависимости от масштабного и прочностного факторов материалов, составляющих сечение, построить спектр кривых теоретического предела прочности на центральное сжатие для трубобетонных элементов круглого сечения как набор функций, основной переменной в которых является уровень продольного нагружения стальной оболочки

$$N = f(\alpha), \quad (11)$$

$$\alpha = \frac{\sigma_y}{R_c}, \quad (12)$$

а под прочностным фактором подразумевается отношение предела призмочной прочности бетона ядра к пределу текучести стали оболочки:

$$p = \frac{R_c}{R_b}. \quad (13)$$

Фактический предел прочности трубобетонного элемента будет являться точкой, принадлежащей соответствующей кривой. При этом при $\alpha=100\%$ кривые покажут предел прочности железобетонных образцов, а для $\alpha=0$ предел прочности трубобетонного образца с оболочкой, не воспринимающей продольные усилия, т.е. рассеченной на кольца. Для некоторых образцов, испытанных авторами, данные кривые примут следующий вид (рис.1):

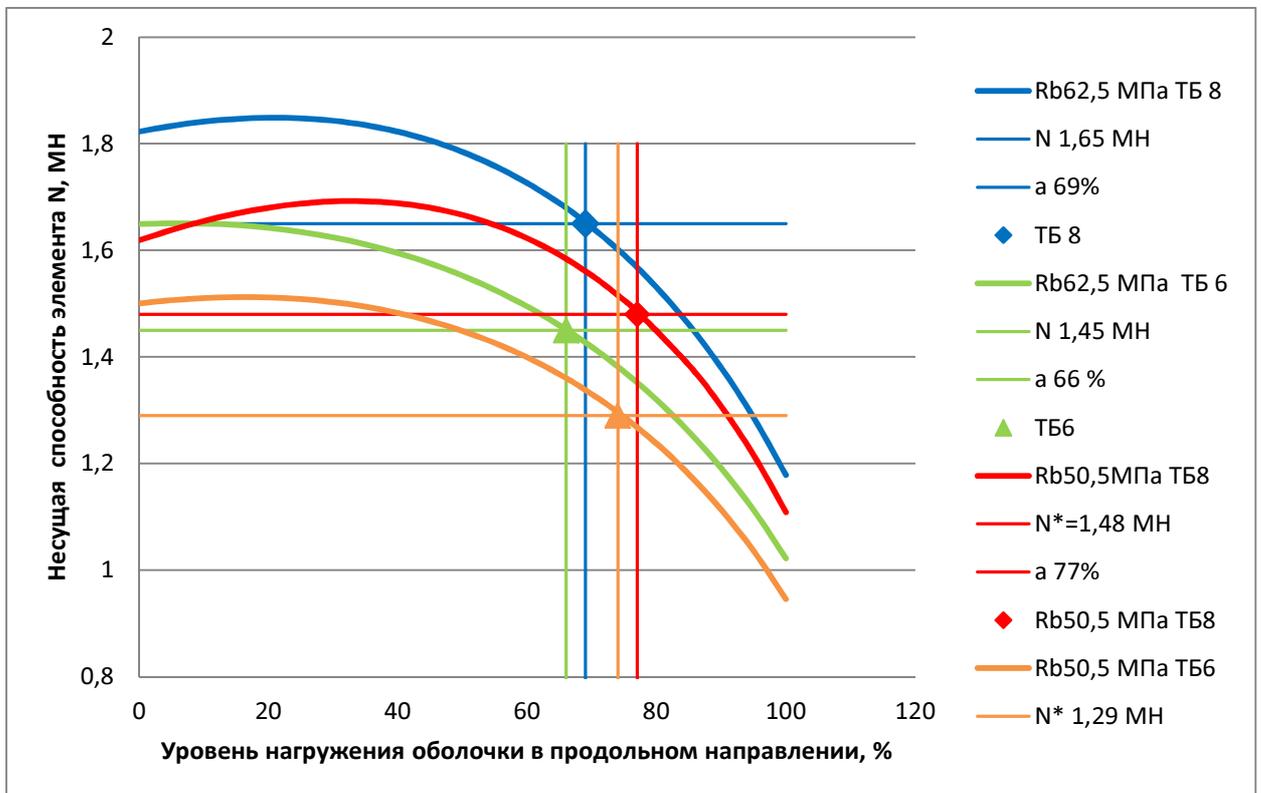


Рис. 2. Теоретический предел несущей способности трубобетона при различном уровне нагружения оболочки в продольном направлении. Наружный диаметр образцов $D=102$ мм, сталь С 345, толщина стенки $t=6$ мм, $t=8$ мм, цилиндрическая прочность $R_b=62,5$ МПа и $R_b=50,5$ МПа.

Запишем (5), подставив в нее (6) и (8):

$$N = \left(R_b + 5 \frac{\sigma_\tau}{m} - \frac{1,25}{R_b} \left(\frac{\sigma_\tau}{m} \right)^2 \right) A_b + \sigma_y A_c, \quad (14)$$

где аналогично $\sigma_y \in (0; R_c)$, причем

$$\sigma_\tau = f(\sigma_y). \quad (15)$$

Аналогично (12) представим, что

$$\beta = \frac{\sigma_{\tau}}{R_c}, \quad (16)$$

тогда из (10) очевидно

$$\beta = f(\alpha, m). \quad (17)$$

Построим спектр кривых

$$\beta = f(\alpha); \quad \alpha = f(\beta) \quad (18)$$

для некоторых значений m (рис. 3–4).

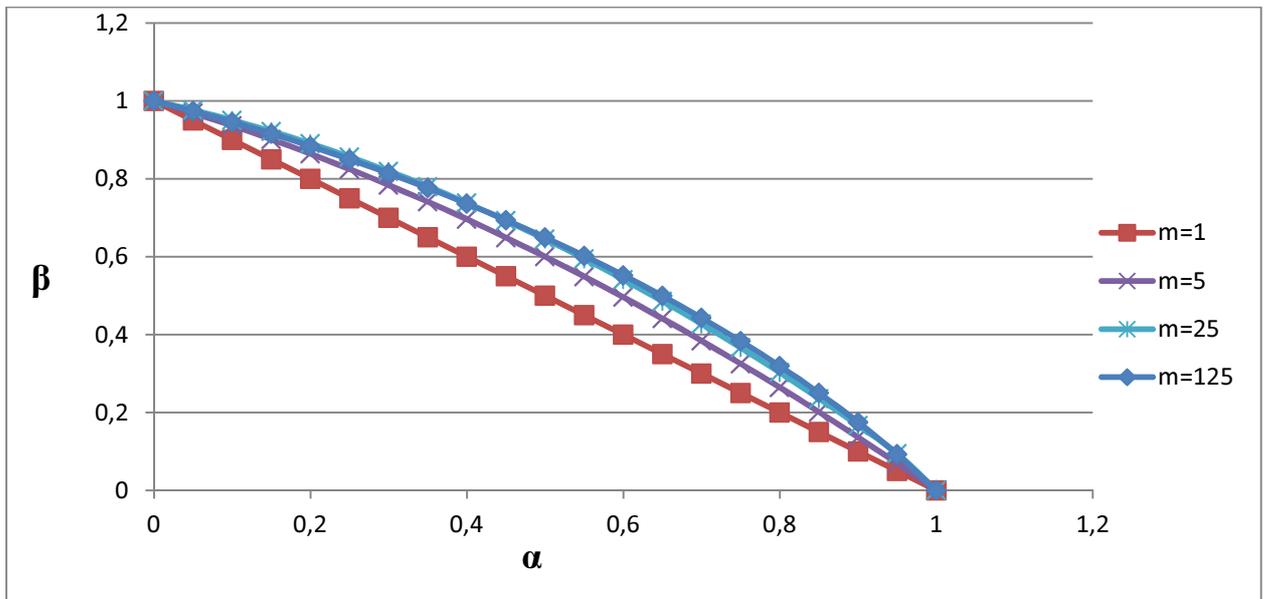


Рис.3.а $\beta = f(\alpha)$

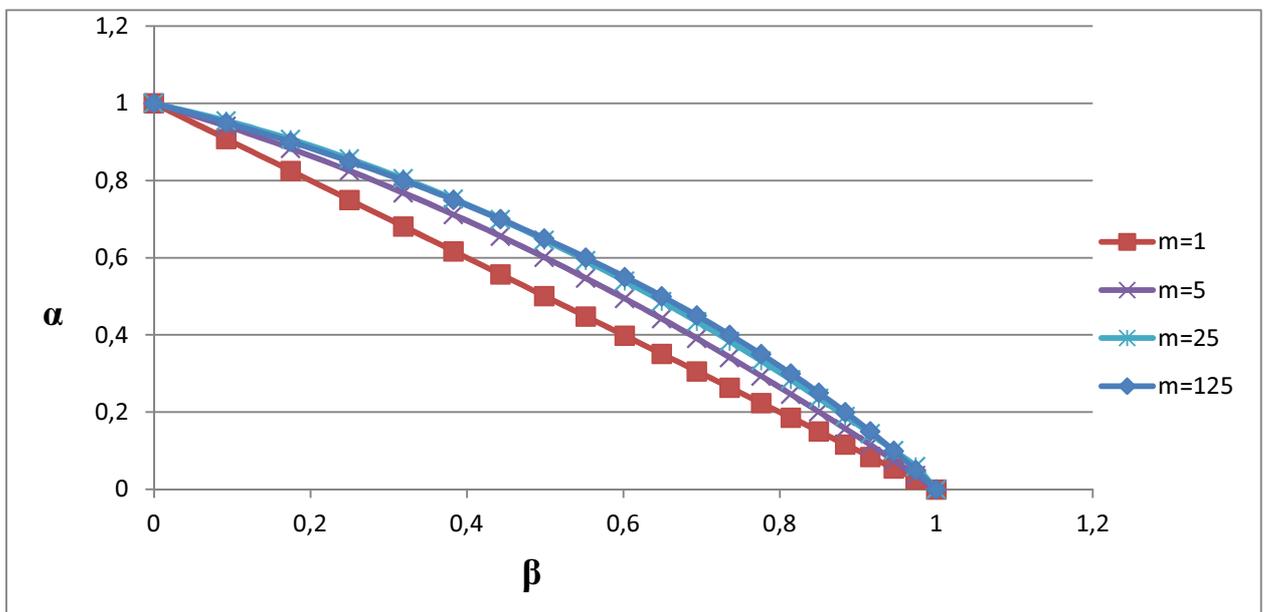


Рис.4.а $\alpha = f(\beta)$

Итак, из рис. 3–4 очевидно, что для большинства возможных значений масштабного фактора с некоторым запасом подойдет кривая, характерная для $m=5$, а для тонкостенных элементов – кривая, соответствующая $m=25$, тогда коэффициенты можно связать следующими упрощенными функциями:

$$\alpha = 1 - 0,6\beta - 0,4\beta^2, m \in [5; 25]; \quad \alpha = 1 - 0,44\beta - 0,54\beta^2, m \geq 25; \quad (19)$$

$$\beta = 1 - 0,6\alpha - 0,4\alpha^2, m \in [5; 25]; \quad \beta = 1 - 0,44\alpha - 0,54\alpha^2, m \geq 25. \quad (20)$$

а формула прочности при центральном сжатии примет следующий вид:

$$N = \left(1 + \frac{5\beta R_c}{m R_b} - 1,25 \left(\frac{\beta R_c}{m R_b}\right)^2\right) R_b A_b + \alpha R_c A_c, \quad (21)$$

при подстановке в нее (13):

$$N = \left(1 + 5 \frac{\beta p}{m} - 1,25 \left(\frac{\beta p}{m}\right)^2\right) R_b A_b + \alpha R_c A_c, \quad (22)$$

Формулу прочности трубобетонных элементов можно записать в упрощенном виде, эмпирически определив уровень продольного нагружения стальной оболочки, статистически обработав данные многочисленных исследований (рис. 5).

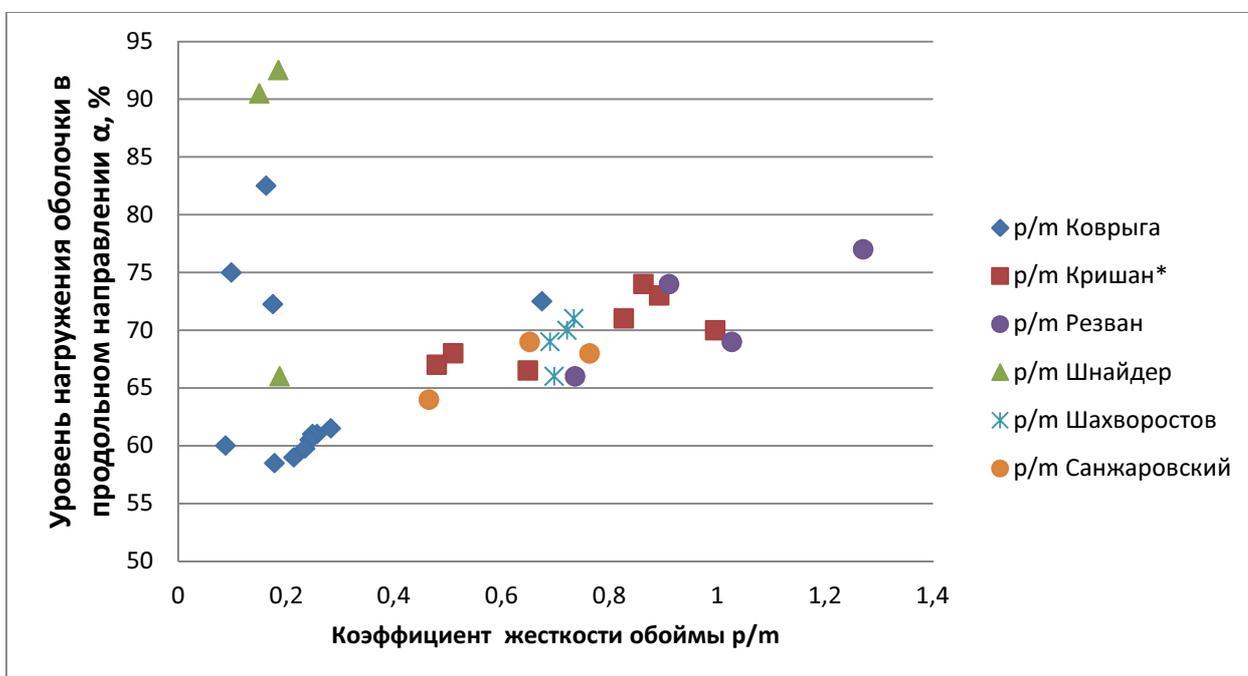


Рис.5. Зависимость уровня использования обоймы в продольном направлении от соотношения прочностного и масштабного факторов. Следует отметить, что левая восходящая часть графика фактически отражает не повышение уровня использования оболочки в продольном направлении, а усиление явлений локальной потери устойчивости оболочки вследствие недостаточной жесткости. В таких случаях зачастую происходит разрушение по наклонной трещине, характерное для не усиленных оболочкой бетонных цилиндров

* На графике приведены некоторые данные из диссертационных работ, выполненных под руководством А.Л. Кришана [1,2,5,6].

Итак, для инженерных расчетов с некоторым запасом при оптимальном коэффициенте жесткости обоймы $0,2 < \frac{p}{m} < 1,0$ можно согласно EN 1994-1-1[9] принять $\alpha=0,75$.

В то же время в соответствии с EN 1994-1-1 без учета приведенной гибкости элемента:

$$N = R_b \left(1 + 4,9 \frac{t}{D} \frac{R_c}{R_b} \right) A_b + 0,75 R_c A_c, \quad (22)$$

т.е.

$$\frac{t}{D} R_c = \sigma_0 = \frac{t}{r_b} \beta R_c, \quad (23)$$

откуда

$$\beta \leq 0,5. \quad (24)$$

Найдем значение β для $\alpha = 0,75$ из (20) для $m=5$:

$$\beta_1 = 1 - 0,6 * 0,75 - 0,4 * 0,75^2 = 0,325, \quad (25)$$

а также из (23)

$$\frac{1}{12} = \frac{1}{5} \beta_2; \beta_2 = \frac{5}{12} = 0,417, \quad (26)$$

$$\frac{\beta_1}{\beta_2} = 1,28. \quad (27)$$

Найдем значение β для $\alpha = 0,75$ из (20) для $m=25$:

$$\beta_1 = 1 - 0,44 * 0,75 - 0,54 * 0,75^2 = 0,366, \quad (28)$$

а также из (23)

$$\frac{1}{92} = \frac{1}{45} \beta_2; \beta_2 = \frac{45}{92} = 0,489, \quad (29)$$

$$\frac{\beta_1}{\beta_2} = 1,34. \quad (30)$$

Очевидно, что напряжения обжатия по ЕН выше полученных авторами в среднем на 30 %, при этом для образцов ТБ8 при $R_b=62,5$ МПа (рис.2) несущая способность при $\alpha=75$ % составила:

- по EN 1994-1-1 $N=1,75$ МН,

- по формулам авторов $N=1,59$ МН

при экспериментально достигнутой несущей способности 1,65 МН.

Т.к. превышение теоретических значений прочности над практически недопустимо, то для инженерных расчетов несущей способности центрально-сжатых трубобетонных колонн рекомендуем применять (21), где при $0,2 < \frac{p}{m} < 1,0$:

$$\alpha = 0,75$$

$$\beta = 0,37 \text{ при } m \in [5; 25); \beta = 0,33 \text{ при } m \geq 25.$$

Литература

1. Аткишкин И. В. Длительная прочность сжатых трубобетонных элементов с внутренним стальным сердечником: дис... канд. техн. наук. – Магнитогорск, 2006.
2. Гареев М. Ш. Прочность сжатых сталетрубобетонных элементов с предварительно обжатым ядром: дис... канд. техн. наук. – Магнитогорск, 2004.
3. Кикин А.И., Санжаровский Р.С., Труль В.А. Конструкции из стальных труб, заполненных бетоном. – М.: Стройиздат, 1974. – 144 с.
4. Коврыга С. В. Прочность и деформативность при осевом сжатии стальных труб, заполненных бетоном: дис... канд. техн. наук. – М., 1992.
5. Кузнецов К.С. Прочность трубобетонных колонн с предварительно обжатым ядром из высокопрочного бетона: дис... канд. техн. наук. – Магнитогорск, 2007.
6. Сагадатов А.И. Напряженно-деформированное состояние сжатых трубобетонных элементов с внутренним стальным сердечником: дис... канд. техн. наук. – Магнитогорск, 2006.
7. Шахворостов А.И. Исследование напряженно-деформированного состояния трубобетона на напрягающем цементе: дис... канд. техн. наук. – М., 2000.
8. Schneider H. Zum Tragverhalten kurzer, umschnürter, kreisförmiger Druckglieder aus ungefaserten UHFB: Dis.... Dr.-Ing. – Leipzig, 2007.
9. EN 1994-1-1 Eurocode 4: Design of composite steel and concrete structures. Part 1-1: General rules and rules for buildings.

Literature

1. Atkishkin I.V. Long-term sustaining capacity of compressed composite columns with an internal steel core: dis... cand. tech. Science. Magnitogorsk, 2006.
2. Gareev M.S. compressive strength of composite columns with pre-compacted core: dis... cand. tech. Science. Magnitogorsk, 2004.
3. Kikin A.I., Sanzharovsky R.S., Trul V.A. Design of steel pipes filled with concrete. Moscow: Stroyizdat, 1974. - 144.
4. Kovryga S.V. Strength and deformation under axial compression of steel pipes filled with concrete: dis... cand. tech. Science. - Moscow, 1992.
5. Kuznetsov K.S. Durability of composite columns with pre-compacted core of high-strength concrete: dis... cand. tech. Science. - Magnitogorsk, 2007.
6. Sagadatov A.I. Stress-strain state of compressed composite columns with an internal steel core: dis... cand. tech. of Science. - Magnitogorsk, 2006.
7. Shahvorostov A.I. Investigation of the stress-strain state of composite columns with expansive cement: dis... cand. tech. Science. - Moscow, 2000.
8. Schneider H. Zum Tragverhalten kurzer, umschnürter, kreisförmiger Druckglieder aus ungefaserten UHFB: Dis... Dr.-Ing. – Leipzig, 2007.
9. EN 1994-1-1 Eurocode 4: Design of composite steel and concrete structures. Part 1-1: General rules and rules for buildings.

Рецензенты:

Маилян Д.Р., д. т. н., профессор, зав. кафедрой железобетонных конструкций ФГБОУ ВПО "Ростовский государственный строительный университет", г. Ростов-на-Дону.

Несветаев Г.В., д. т. н., профессор, зав. кафедрой технологии строительного производства ФГБОУ ВПО "Ростовский государственный строительный университет", г. Ростов-на-Дону.