
СТРОИТЕЛЬНЫЕ КОНСТРУКЦИИ, ЗДАНИЯ И СООРУЖЕНИЯ. ОСНОВАНИЯ И ФУНДАМЕНТЫ

BUILDING CONSTRUCTIONS, BUILDINGS AND STRUCTURES. BASES AND FOUNDATIONS

Известия вузов. Строительство. 2022. № 11. С. 15–27.

ISSN 0536-1052

News of Higher Educational Institutions. Construction. 2022; (11): 15–27.

ISSN 0536-1052

Научная статья

УДК 624.016: 624.047.2

DOI: 10.32683/0536-1052-2022-767-11-15-27

УЧЕТ ИЗМЕНЕНИЯ КОЭФФИЦИЕНТА ПУАССОНА БЕТОНА ПРИ НЕЛИНЕЙНОМ ДЕФОРМИРОВАНИИ ТРУБОБЕТОННЫХ СТОЕК

Глеб Леонидович Горынин¹, Вера Алексеевна Снигирева¹,
Арсений Глебович Горынин², Александр Владимирович Иванов¹

¹Сургутский государственный университет, Сургут, Россия

²Новосибирский государственный университет, Новосибирск, Россия

Аннотация. Трубобетонные стойки являются конструкциями, характер работы которых определяется значениями коэффициентов Пуассона бетона и стали. При этом коэффициент Пуассона бетона является переменной величиной, возрастающей при увеличении нагрузок, что качественно влияет на взаимодействие стали и бетона в составе трубобетонных стоек и работу конструкций в целом. Однако в современных методиках расчета уделяется недостаточно внимания данному вопросу. Работа посвящена моделированию пространственного напряженно-деформированного состояния предварительно напряженной трубобетонной стойки и бетонной стойки в стальной обойме под действием осевого сжатия с учетом изменения модуля деформации и коэффициента Пуассона бетона в процессе нагружения. Выполнено сравнение предельных напряженно-деформированных состояний для данных стоек при неизменном и меняющемся коэффициентах Пуассона бетона. Проанализировано влияние изменения коэффициента Пуассона бетона на несущую способность трубобетонных стоек и их конструктивные особенности.

Ключевые слова: трубобетонные конструкции, предварительно напряженная трубобетонная стойка, бетонная стойка в стальной обойме, коэффициент Пуассона бетона, нелинейное деформирование бетона

Для цитирования: Горынин Г.Л., Снигирева В.А., Горынин А.Г., Иванов А.В. Учет изменения коэффициента Пуассона бетона при нелинейном деформировании трубобетонных стоек // Известия вузов. Строительство. 2022. № 11. С. 15–27. DOI: 10.32683/0536-1052-2022-767-11-15-27.

Original article

ACCOUNTING FOR CHANGES IN THE POISSON RATIO OF CONCRETE DURING NONLINEAR DEFORMATION OF CONCRETE-FILLED STEEL TUBES COLUMNS

Gleb L. Gorynin¹, Vera A. Snigireva¹, Arseniy G. Gorynin², Alexandr V. Ivanov¹

¹Surgut State University, Surgut, Russia

²Novosibirsk State University, Novosibirsk, Russia

Abstract. Concrete-filled steel tube column are structures, the nature of which is determined by the Poisson's ratios of concrete and steel. At the same time, the Poisson's ratio of concrete is a variable value that increases with increasing loads, which qualitatively affects the interaction of steel and concrete in the composition of concrete-filled steel tube columns and the operation of structures as a whole. However, in modern calculation methods, insufficient attention is paid to this issue. The article is devoted to modeling the spatial stress-strain state of a prestressed concrete-filled steel tube column and a concrete column in a steel cage under the action of axial compression, taking into account the change in the deformation modulus and Poisson's ratio of concrete during loading. A comparison is made of the limiting stress-strain states for these structures at a constant and varying Poisson's ratio of concrete. The effect of changing the Poisson's ratio of concrete on the bearing capacity of concrete-filled steel tube columns and their design features is analyzed.

Keywords: concrete-filled steel tube constructions, prestressed concrete-filled steel tube column, concrete column in a steel cage, Poisson's ratio of concrete, non-linear deformation of concrete

For citation: Gorynin G.L., Snigireva V.A., Gorynin A.G., Ivanov A.V. Accounting for changes in the Poisson ratio of concrete during nonlinear deformation of concrete-filled steel tubes columns. *News of Higher Educational Institutions. Construction*. 2022; (11): 15–27. (In Russ.). DOI: 10.32683/0536-1052-2022-767-11-15-27.

Введение. Традиционные трубобетонные конструкции обладают главным конструктивным недостатком: при нагружении традиционных трубобетонных стоек наблюдается отрыв стальной трубы от бетонного ядра, это вызвано тем, что коэффициент Пуассона стали превышает начальный коэффициент Пуассона бетона [1, 2]. В связи с этим в кандидатской диссертации В.А. Снигиревой [3] были представлены лишённые этого недостатка альтернативные варианты стоек, а именно бетонная стойка в стальной обойме и предварительно напряжённая трубобетонная стойка, и выполнено моделирование их пространственного напряжённо-деформированного состояния. Предполагалась неизменность коэффициента Пуассона бетона в процессе деформирования.

Следует отметить, хотя коэффициент Пуассона и модуль деформации — две механические характеристики, определяющие поведение упругого материала, они занимают неравноправное положение в существующих нормативных методиках расчёта строительных конструкций. Расчёты основаны на использовании только одной константы, модуля деформации. Создается впечатление, что коэффициент Пуассона — второстепенная характеристика материала, значение которой не влияет на поведение конструкции. Однако трубобетонные стойки служат примерами таких конструкций, у которых значения разности коэффициентов Пуассона бетона и стали определяют прин-

ципиальный характер работы стоек и являются необходимой информацией для их расчета [3, 4].

Коэффициент Пуассона бетона имеет свойство меняться в процессе нелинейного деформирования при возрастании нагрузок [5]. Причем таким образом, что в начале деформирования он меньше коэффициента Пуассона стали, а в процессе деформирования уже начинает превышать коэффициент Пуассона стали. В связи с этим процесс деформирования трубобетонных стоек приобретает качественно новые черты, исследованию которых посвящена данная работа.

Учет изменения коэффициента Пуассона бетона. Значение коэффициента Пуассона бетона при одноосном сжатии определяется по экспериментальному графику зависимости поперечных деформаций от продольных. Выделяют понятия: секущий и касательный коэффициенты Пуассона. Под секущим коэффициентом понимается отношение поперечных деформаций бетона к продольным при соответствующем нагружении

$$\nu_{\text{сек}}^C = -\frac{\varepsilon_{rr}}{\varepsilon_{zz}}$$

Касательный коэффициент представляет отношение бесконечно малых приращений поперечных деформаций бетона к продольным при соответствующем нагружении

$$\nu_{\text{кас}}^C = -\frac{d\varepsilon_{rr}}{d\varepsilon_{zz}}$$

Н.И. Карпенко предложены аналитические зависимости, позволяющие определять касательный и секущий коэффициенты Пуассона с использованием эмпирических коэффициентов, учитывающих нелинейность деформирования бетона [6]. На рис. 1 показана графическая зависимость касательного коэффициента Пуассона бетона класса В35 от осевых напряжений при начальном значении, равном 0,2. Аппроксимируем данный график двухступенчатой кусочно-постоянной функцией с разрывом в точке с $\sigma_{zz} = 0,6R_b$, где терпит излом диаграмма одноосного сжатия бетона согласно СП 63.13330.2018 «Бетонные и железобетонные конструкции. Основные положения» (рис. 2, а). Таким образом получаем $\nu = 0,255$ и $\nu_1 = 0,41$.

Моделирование сложного напряженно-деформированного состояния бетона. В СП 63.13330.2018 «Бетонные и железобетонные конструкции. Основные положения» в качестве расчетной диаграммы деформирования бетона при одноосном сжа-

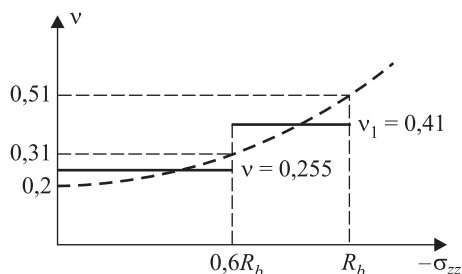


Рис. 1. График зависимости коэффициента Пуассона бетона от осевых напряжений (кривая штрихпунктирная линия – аналитическая зависимость Н.И. Карпенко; сплошные прямые – кусочно-постоянная аппроксимация)

Fig. 1. Graph of the dependence of the Poisson's ratio of concrete on axial stresses (dashed line curve – analytical dependence of N.I. Karpenko; solid lines – piecewise constant approximation)

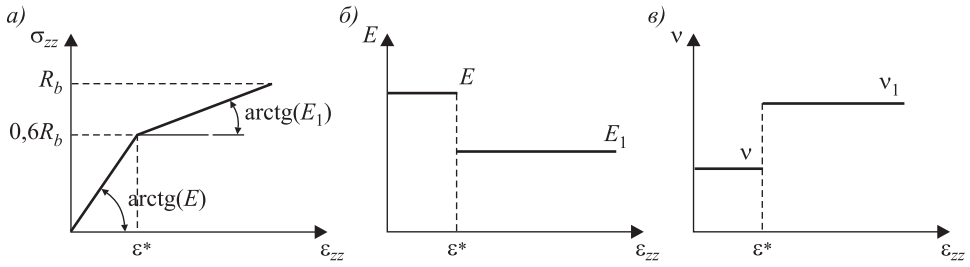


Рис. 2. Диаграмма деформирования бетона при одноосном сжатии (напряжения и деформации используются без учета знака, R_b – расчетное сопротивление бетона одноосному осевому сжатию) (а); зависимости касательных модулей деформации и коэффициента Пуассона бетона от деформаций (б, в)

Fig. 2. Diagram of concrete deformation under uniaxial compression (stresses and deformations are used without taking into account the sign, R_b – the calculated resistance of concrete to uniaxial axial compression) (a); the dependence of tangential deformation modules and the Poisson's ratio of concrete on deformations (b, c)

тии предлагается двухлинейная диаграмма (рис. 2, а). Согласно этой диаграмме, касательный модуль деформации является кусочно-постоянной функцией, что отражено на рис. 2, б.

В работах [3, 7] для моделирования трехосного нелинейного поведения бетона используется модель гипопругого тела, где были получены следующие результаты. Весь процесс деформирования бетона разбивается на три этапа ($i = 0, 1, 2$, i – порядковый номер этапа деформирования), при этом значения напряжений и перемещений бетонного ядра выражены через приращения:

$$\begin{aligned} \sigma_{rr}^C &= \sigma_{rr_{i^*}}^C + \Delta\sigma_{rr_i}^C, \quad \sigma_{\theta\theta}^C = \sigma_{\theta\theta_{i^*}}^C + \Delta\sigma_{\theta\theta_i}^C, \quad \sigma_{zz}^C = \sigma_{zz_{i^*}}^C + \Delta\sigma_{zz_i}^C, \\ \varepsilon_{rr}^C &= \varepsilon_{rr_{i^*}}^C + \Delta\varepsilon_{rr_i}^C, \quad \varepsilon_{\theta\theta}^C = \varepsilon_{\theta\theta_{i^*}}^C + \Delta\varepsilon_{\theta\theta_i}^C, \quad \varepsilon_{zz}^C = \varepsilon_{zz_{i^*}}^C + \Delta\varepsilon_{zz_i}^C, \\ \begin{cases} \Delta\sigma_{rr_i}^C &= (\lambda_i^C + 2\mu_i^C)\Delta\varepsilon_{rr_i}^C + \lambda_i^C(\Delta\varepsilon_{\theta\theta_i}^C + \Delta\varepsilon_{zz_i}^C); \\ \Delta\sigma_{\theta\theta_i}^C &= (\lambda_i^C + 2\mu_i^C)\Delta\varepsilon_{\theta\theta_i}^C + \lambda_i^C(\Delta\varepsilon_{rr_i}^C + \Delta\varepsilon_{zz_i}^C); \\ \Delta\sigma_{zz_i}^C &= (\lambda_i^C + 2\mu_i^C)\Delta\varepsilon_{zz_i}^C + \lambda_i^C(\Delta\varepsilon_{rr_i}^C + \Delta\varepsilon_{\theta\theta_i}^C), \end{cases} \end{aligned} \quad (1)$$

где $\sigma_{\alpha\alpha_{i^*}}^C$, $\varepsilon_{\alpha\alpha_{i^*}}^C$ – значения напряжений и деформаций в бетоне в момент начала этапа с номером i (очевидно, что $\sigma_{\alpha\alpha_{0^*}}^C = \varepsilon_{\alpha\alpha_{0^*}}^C = 0$); $\Delta\sigma_{\alpha\alpha_{i^*}}^C$, $\Delta\varepsilon_{\alpha\alpha_{i^*}}^C$ – приращения напряжений и деформаций на этапе с номером i ; ($\alpha \in \{r, \theta, z\}$).

С учетом изменения коэффициента Пуассона бетона (рис. 2, в) для различных этапов деформирования бетона справедливы следующие соотношения:

$$\begin{aligned} i = 0: \theta \leq \theta^*, \quad S_2^D \leq S_2^{D^*}, \quad \mu_0^C &= \frac{E^C}{2(1+\nu^C)}, \quad k_0^C = \frac{E^C}{3(1-2\nu^C)}, \\ \lambda_0^C &= \frac{E^C \nu^C}{(1-2\nu^C)(1+\nu^C)}; \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 i = 1: \theta > \theta^*, S_2^D \leq S_2^{D*}, \mu_1^C &= \frac{E^C}{2(1+\nu^C)}, k_1 = \frac{E_1^C}{3(1-2\nu_1^C)}, \\
 \lambda_1^C &= \frac{E_1^C(1+\nu^C)(1+3\nu_1^C) - E^C(1+\nu_1^C)}{3(1-2\nu_1^C)(1+\nu^C)(1+\nu_1^C)}; \\
 i = 2: \theta > \theta^*, S_2^D > S_2^{D*}, \mu_2^C &= \frac{E_1^C}{2(1+\nu_1^C)}, k_2 = \frac{E_1^C}{3(1-2\nu_1^C)}, \\
 \lambda_2^C &= \frac{E_1^C \nu_1^C}{(1-2\nu_1^C)(1+\nu_1^C)}, \quad (2)
 \end{aligned}$$

где λ_i, μ_i – касательные модули Ламе;

k_i – касательный модуль объемного расширения бетона;

$\theta = \varepsilon_{\alpha\alpha}$ – первый инвариант тензора деформаций (объемная деформация);

S_2^D – второй инвариант тензора дивергента напряжений, для него справедлива формула при осесимметричном напряженном состоянии

$$S_2^D = \frac{1}{3} [(\sigma_{rr} - \sigma_{\theta\theta})^2 + (\sigma_{rr} - \sigma_{zz})^2 + (\sigma_{zz} - \sigma_{\theta\theta})^2];$$

θ^*, S_2^{D*} – значения инвариантов в точке излома диаграммы одноосного сжатия (рис. 2, а):

$$\theta^* = (1-2\nu)\varepsilon_{zz}^*, S_2^{D*} = \frac{2}{3}(0,6R_b)^2.$$

Задачи о сжатии бетонной стойки в стальной обойме и предварительно напряженной трубобетонной стойки. Считаем, что задача является осесимметричной, поэтому уравнения равновесия для стали и бетона имеют вид:

$$\begin{cases} \frac{\partial \sigma_{rr}^S}{\partial r} + \frac{\sigma_{rr}^S - \sigma_{\theta\theta}^S}{r} = 0, \\ \frac{\partial \sigma_{zz}^S}{\partial z} = 0, \end{cases} \quad \begin{cases} \frac{\partial \sigma_{rr}^C}{\partial r} + \frac{\sigma_{rr}^C - \sigma_{\theta\theta}^C}{r} = 0, \\ \frac{\partial \sigma_{zz}^C}{\partial z} = 0, \end{cases} \quad (3)$$

а для определения деформаций справедливы равенства:

$$\varepsilon_{rr}^S = \frac{dU^S}{dr}, \varepsilon_{\theta\theta}^S = \frac{U^S}{r}, \varepsilon_{zz}^S = \frac{dW^S}{dz}, \varepsilon_{rr}^C = \frac{dU^C}{dr}, \varepsilon_{\theta\theta}^C = \frac{U^C}{r}, \varepsilon_{zz}^C = \frac{dW^C}{dz}. \quad (4)$$

Для бетонной стойки в стальной обойме и предварительно напряженной стойки справедливы краевые условия (рис. 3)

$$W^C = W^S = 0 \text{ (при } z = 0); \sigma_{rr}^S = 0 \text{ (при } r = R_H)$$

и условия сопряжения бетона–стали

$$\begin{aligned}
 \sigma_{rr}^C &= \sigma_{rr}^S = -p_0; U^C = U^S; \\
 \sigma_{rz}^C &= \sigma_{r\theta}^C = \sigma_{\theta z}^C = \sigma_{rz}^S = \sigma_{r\theta}^S = \sigma_{\theta z}^S = 0 \text{ (при } r = R_{BH}). \quad (5)
 \end{aligned}$$

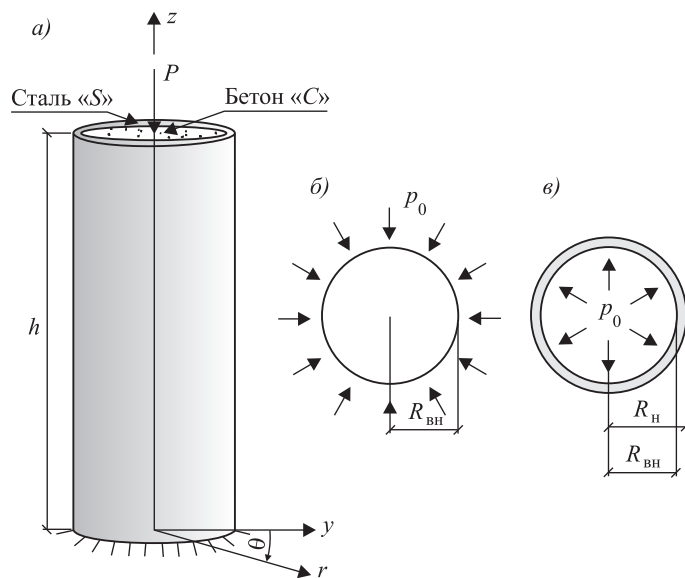


Рис. 3. Расчетная схема трубобетонной стойки
 а – общий вид; б – сечение бетонного ядра стойки; в – сечение стальной трубы стойки

Fig. 3. Design scheme of the concrete-filled steel tube column
 a – general view; b – section of the concrete core of the rack; c – section of steel pipe rack

Помимо вышеописанных условий справедливы условия на торце при $z = h$:

для бетонной стойки в стальной обойме и предварительно напряженной стойки на 1-й стадии работы

$$\int_{F^C} \sigma_{zz}^C dF^C = -p^C F^C = -P; \quad (6)$$

для предварительно напряженной стойки на 2-й стадии работы вместо условия (6) справедливо условие

$$\int_F \sigma_{zz} dF = -p^S F^S - p^C F^C = -P. \quad (7)$$

Для описания напряженно-деформированного состояния стальной трубы используются следующие уравнения:

$$\begin{cases} \sigma_{rr}^S = (\lambda^S + 2\mu^S) \varepsilon_{rr}^S + \lambda^S (\varepsilon_{\theta\theta}^S + \varepsilon_{zz}^S), \\ \sigma_{\theta\theta}^S = (\lambda^S + 2\mu^S) \varepsilon_{\theta\theta}^S + \lambda^S (\varepsilon_{rr}^S + \varepsilon_{zz}^S), \\ \sigma_{zz}^S = (\lambda^S + 2\mu^S) \varepsilon_{zz}^S + \lambda^S (\varepsilon_{rr}^S + \varepsilon_{\theta\theta}^S), \end{cases} \quad (8)$$

$$\lambda^S = \frac{E^S \nu^S}{(1-2\nu^S)(1+\nu^S)}, \quad \mu^S = \frac{E^S}{2(1+\nu^S)}.$$

Для описания напряженно-деформированного состояния бетонного ядра используются уравнения (1), (2).

В диссертации [3] в параграфах 4.3, 4.5 сформулированы задачи, аналогичные задачам (1)–(8) при постоянном коэффициенте Пуассона бетона, там

же получены решения этих задач. В частности, формулы для напряжений, возникающих в бетонном ядре и стальной обойме:

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_{rr}^C = -p_0; \\ \sigma_{zz}^C = -p^C; \\ \sigma_{\theta\theta}^C = -p_0; \end{array} \right. \left\{ \begin{array}{l} \sigma_{rr}^S = \frac{p_0 R_{\text{вн}}^2 (r^2 - R_{\text{н}}^2)}{(R_{\text{н}}^2 - R_{\text{вн}}^2) r^2}; \\ \sigma_{zz}^S = -p^S; \\ \sigma_{\theta\theta}^S = \frac{p_0 R_{\text{вн}}^2 (r^2 + R_{\text{н}}^2)}{(R_{\text{н}}^2 - R_{\text{вн}}^2) r^2}. \end{array} \right. \quad (9)$$

Для бетонной стойки в стальной обойме и предварительно напряженной стойки на 1-й стадии работы:

$$p^S = 0, P = P_{i*} + \Delta P, p^C = p_{i*}^C + \Delta p_i^C, p_0 = p_{0_{i*}} + \Delta p_{0_{i*}},$$

$$\Delta p_{0_{i*}} = \Delta p_i^C \frac{J_i}{L_i + K}, \Delta p_i^C = \frac{\Delta P_i}{F^C},$$

где
$$K = \frac{\mu^S (3\lambda^S + 2\mu^S) + (\lambda^S)^2}{2\mu^S (\lambda^S + \mu^S) (3\lambda^S + 2\mu^S)} \cdot \frac{R_{\text{вн}}^2}{R_{\text{н}}^2 - R_{\text{вн}}^2} + \frac{R_{\text{н}}^2}{2\mu^S (R_{\text{н}}^2 - R_{\text{вн}}^2)},$$

$$L_i = \frac{\mu_i^C (3\lambda_i^C + 2\mu_i^C) + (\lambda_i^C)^2}{2\mu_i^C (3\lambda_i^C + 2\mu_i^C) (\lambda_i^C + \mu_i^C)}, J_i = \frac{\lambda_i^C}{2\mu_i^C (3\lambda_i^C + 2\mu_i^C)}. \quad (10)$$

Здесь $p_{i*}^C, p_{0_{i*}}$ – осевое и радиальное давления на бетон в момент начала этапа деформирования бетона с номером i ;

P_{i*} – значения внешней сжимающей силы, при которой в бетоне начинается этап деформирования с номером i ;

ΔP – приращение осевой сжимающей силы на этапе деформирования бетона с номером i .

Для предварительно напряженной стойки на 2-й стадии работы:

$$P = P_d + \Delta P, p^C = p_d^C + \Delta p_i^C, p_0 = p_{0d} + \Delta p_{0_{i*}}, p^S = \Delta p_i^S, \quad (11)$$

где P_d, p_d^C, p_{0d} – значения сжимающей силы на стойку, давления на бетонное ядро и давления обжатия бетонного ядра соответственно в момент перехода стойки с 1-й на 2-ю стадию работы. Приращения давлений определяются согласно формулам:

$$\Delta p_{0_{i*}} = \Delta P \frac{YJ_i - H_i D}{F^C (Y(K + L_i) - D(2J_i + \alpha)) + F^S (H_i(K + L_i) - J_i(2J_i + \alpha))},$$

$$\Delta p_i^C = \Delta P \frac{Y(K + L_i) - D(2J_i + \alpha)}{F^C (Y(K + L_i) - D(2J_i + \alpha)) + F^S (H_i(K + L_i) - J_i(2J_i + \alpha))},$$

$$\Delta p_i^S = \Delta P \frac{H_i(K + L_i) - J_i(2J_i + \alpha)}{F^C (Y(K + L_i) - D(2J_i + \alpha)) + F^S (H_i(K + L_i) - J_i(2J_i + \alpha))},$$

где

$$Y = \frac{\lambda^S + \mu^S}{\mu^S (3\lambda^S + 2\mu^S)}, D = \frac{\lambda^S}{2\mu^S (3\lambda^S + 2\mu^S)}, \alpha = \frac{\lambda^S}{\mu^S (3\lambda^S + 2\mu^S)} \cdot \frac{R_{\text{ВН}}^2}{R_{\text{Н}}^2 - R_{\text{ВН}}^2},$$

$$H_i = \frac{(\lambda_i^C + \mu_i^C)}{\mu_i^C (3\lambda_i^C + 2\mu_i^C)}. \quad (12)$$

Легко видеть, что формулы (9)–(12) остаются справедливыми и при переменном коэффициенте Пуассона бетона, при условии, что значения величин, входящих в эти формулы, меняются в связи с изменением констант $\mu_i^C, k_i, \lambda_i^C$ из уравнений (2).

В [3] получены графики, описывающие напряженно-деформированное состояние предварительно напряженной трубобетонной стойки без учета изменения коэффициента Пуассона бетона для стойки с параметрами

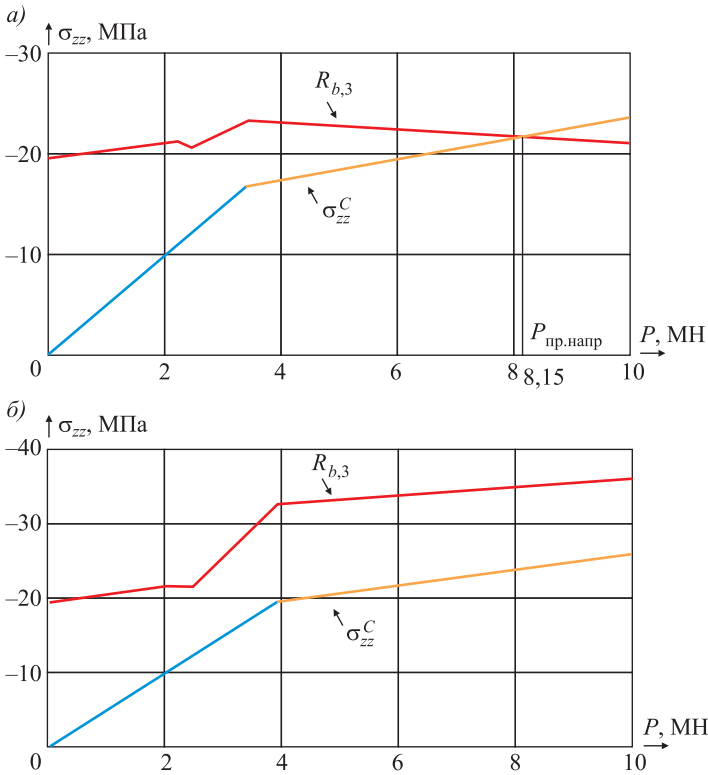


Рис. 4. Зависимость осевых напряжений σ_{zz}^C в бетонном ядре и расчетного сопротивления обжатого бетона на сжатие $R_{b,3}$ от осевой сжимающей силы P

a – при расчете с $\nu^C = 0,2$ (const), b – при расчете с учетом увеличения ν^C

Fig. 4. Dependence of axial stresses σ_{zz}^C in the concrete core and the calculated resistance of compressed concrete to compression $R_{b,3}$ on the axial compressive force P

a – when calculated with $\nu^C = 0,2$ (const), b – when calculated taking into account the increase in ν^C

$R_{\text{вн}} = 0,253 \text{ м}$, $R_{\text{н}} = 0,265 \text{ м}$, $h = 3,5 \text{ м}$, $d = 0,005 \text{ м}$, бетон класса В35 и сталь С245 (рис. 4, а; 5, а). Получим аналогичные графики с учетом возрастания коэффициента Пуассона бетона (рис. 4, б; 5, б).

Известно, что при трехосном сжатии происходит упрочнение бетона [8, 9]. Расчетное сопротивление бетона в обжатом состоянии определяется зависимостью [10]

$$R_{b,3} = R_b + 4p_0.$$

На рис. 4, а и 5, а: $P_{\text{об}}$ и $P_{\text{пр.напр}}$ – значения предельных сил (по условию прочности бетона $\sigma_{zz}^C \geq -R_b - 4p_0$, действующих на бетонную стойку в стальной обойме и предварительно напряженную труботетонную стойку соответственно (без учета изменения коэффициента Пуассона бетона), при этом напряжения в стальной трубе не достигают предела текучести. Однако при расчете с учетом возрастания коэффициента Пуассона бетона (рис. 4, б; 5, б) давление обжатия бетонного ядра трубой p_0 при переходе предварительно напряженной стойки на стадию 2 работы (включение стальной трубы в работу в продольном направлении) растет вследствие того, что

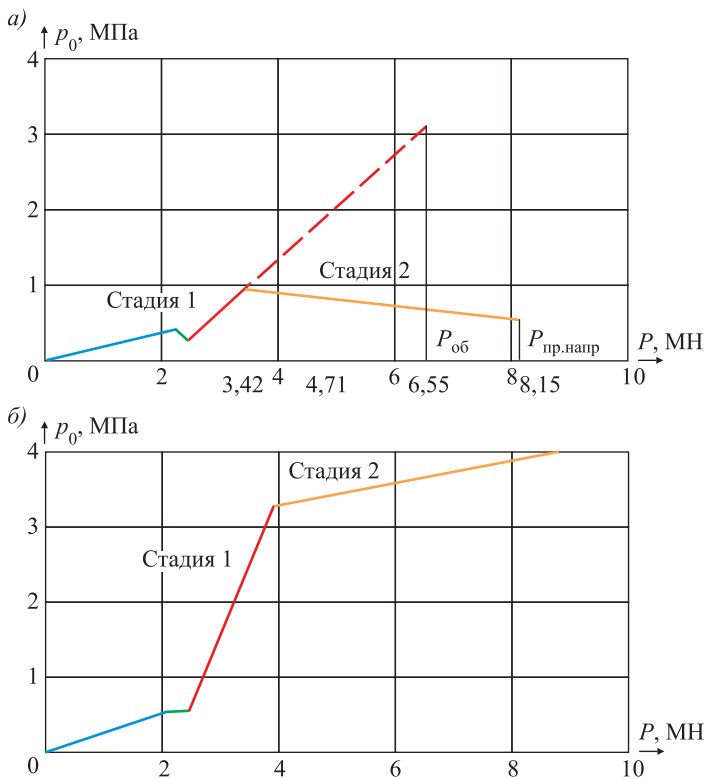


Рис. 5. Зависимость давления обжатия бетона p_0 от осевой сжимающей силы P

а – при расчете с $\nu^C = 0,2$ (const), б – при расчете с учетом увеличения ν^C

Fig. 5. The dependence of the compression pressure of concrete p_0 on the axial compressive force P

а – when calculated with $\nu^C = 0.2$ (const), б – when calculated taking into account the increase in ν^C

коэффициент Пуассона бетона превышает коэффициент Пуассона стали, это приводит к возрастанию расчетного сопротивления бетона на сжатие. Таким образом, при возрастании нагрузки осевые продольные напряжения в бетоне не могут достичь значения расчетного сопротивления бетона, т.е. бетон не разрушается, а напряженно-деформированное состояние в стальной трубе все же достигает состояния текучести, что и приводит к началу процесса разрушения трубобетонной стойки. Учет возрастания коэффициента Пуассона бетона позволяет сделать вывод, что предельным состоянием бетонной стойки в стальной обойме и предварительно напряженной трубобетонной стойки является выход стальной трубы в состояние текучести. Это качественно отличается от поведения данных трубобетонных стоек при постоянном коэффициенте Пуассона бетона.

Условие пластичности стальной трубы. Стальная труба в составе трубобетонных конструкций находится в сложном напряженном состоянии. При этом переход стали в состояние текучести не определяется значением одного только напряжения, как в случае простого напряженного состояния, а зависит от тензора напряжений в целом. Считаем, что для стали трубы стойки справедливо условие пластичности Мизеса [11], согласно которому переход материала в пластичное состояние происходит при достижении октаэдрическим касательным напряжением τ_0 некоторого предельного значения k :

$$\tau_0 = \frac{1}{3} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} \leq k,$$

где k определяется из рассмотрения случая простого растяжения ($\sigma_1 = \sigma_T$, $\sigma_2 = \sigma_3 = 0$):

$$k = \frac{\sqrt{2}}{3} \sigma_T.$$

Для стальной трубы предварительно напряженной трубобетонной стойки в принятых обозначениях условие, при котором сталь не достигает пластичности, принимает вид:

$$\frac{1}{3} \sqrt{(\sigma_{zz}^S - \sigma_{rr}^S)^2 + (\sigma_{rr}^S - \sigma_{\theta\theta}^S)^2 + (\sigma_{\theta\theta}^S - \sigma_{zz}^S)^2} < \frac{\sqrt{2}}{3} \sigma_T. \quad (13)$$

Для стальной трубы, являющейся лишь обоймой бетонного ядра $\sigma_{zz}^S = 0$, условие, при котором сталь не достигает пластичности, принимает вид:

$$\frac{1}{3} \sqrt{(\sigma_{rr}^S)^2 + (\sigma_{rr}^S - \sigma_{\theta\theta}^S)^2 + (\sigma_{\theta\theta}^S)^2} < \frac{\sqrt{2}}{3} \sigma_T. \quad (14)$$

Пример. Рассмотрим сравнительный расчет предварительно напряженной трубобетонной стойки и бетонной стойки в стальной обойме для разных размеров сечения и различной величины начального выступа бетонного ядра предварительно напряженной стойки d . При этом для анализа влияния толщины стенки трубы при постоянном диаметре бетонного ядра рассматриваются трубы с нестандартными размерами в некоторых случаях. Принимаем высоту стоек $h = 6$ м, бетон класса В35 и сталь С245. Результаты представлены в таблице, где $P_{\max 1}$ – значение предельной (по условию (13)) силы на

Примеры расчета предварительно напряженной трубобетонной стойки

Examples of calculation of prestressed concrete-filled steel tube column

Наружный диаметр трубы × толщина стенки, мм	d , мм	$P_{\max 1}$ (при $\nu^C = 0,255$; $\nu_1^C = 0,41$), МН	$P_{\max 2}$ (при $\nu^C = 0,2$ (const)), МН (при $d = 7$ мм)	$P_{\max 3}$ (при $\nu^C = 0,255$; $\nu_1^C = 0,41$), МН	$P_{\max 1}/P_{\max 3}$
530×10	5	7,59	8,12	7,57	1,07
	10	7,94			
	15	8,11			
	20	8,03			
534×12	10	8,72	8,93	8,07	1,10
	15	8,87			
	20	8,77			
630×10	10	10,45	10,69	10,20	1,05
	15	10,71			
	20	10,64			
634×12	10	11,36	11,64	10,81	1,07
	15	11,59			
	20	11,48			
720×10	10	13,00	13,23	12,91	1,04
	15	13,39			
	20	13,32			
732×16	10	16,15	16,56	14,99	1,10
	15	16,42			
	20	16,23			

предварительно напряженную трубобетонную стойку с постоянным коэффициентом Пуассона бетона, $P_{\max 2}$ – значение предельной (по условию (13)) силы на предварительно напряженную трубобетонную стойку с учетом изменения коэффициента Пуассона бетона, $P_{\max 3}$ – значение предельной (по условию (14)) силы на бетонную стойку в стальной обойме.

Согласно таблице несущая способность предварительно напряженной стойки на 4–10 % превышает несущую способность бетонной стойки в стальной обойме. Однако при проектировании предварительно напряженной трубобетонной стойки необходим расчет по подбору величины начального выступа бетонного ядра, а также принятие мер по конструктивному устройству этого выступа в процессе изготовления стойки, что не требуется для бетонной стойки в стальной обойме.

Выводы. 1. В предыдущих работах при расчете трубобетонных стоек без учета изменения коэффициента Пуассона бетона расчетная несущая способность предварительно напряженной стойки превышала несущую способность бетонной стойки в стальной обойме на 18–31 % [3, табл. 4.5.1], в данной работе с учетом возрастания коэффициента Пуассона бетона – только на 4–10 %. С другой стороны, для бетонной стойки в стальной обойме методика расчета и проектирования, а также технология изготовления

являются более простыми. Таким образом, бетонная стойка в стальной обойме при учете возрастания коэффициента Пуассона бетона становится конкурентоспособнее в сравнении с предварительно напряженной трубобетонной стойкой.

2. Учет изменения коэффициента Пуассона бетона практически не влияет на изменение несущей способности предварительно напряженной трубобетонной стойки. Однако оптимальная расчетная величина начального выступа бетонного ядра d увеличивается до 2 и более раз в сравнении с расчетом без учета изменения коэффициента Пуассона бетона.

3. При учете изменения коэффициента Пуассона бетона предельная нагрузка на трубобетонную стойку ограничивается значением октаэдрических касательных напряжений в стальной трубе (условие Мизеса), при этом бетонное ядро продолжает упрочняться до выхода стали трубы в текучесть.

Список источников

1. *Kuranovas A., Goode D., Kvedaras A., Zhong S.* Load-bearing capacity of concrete-filled steel columns // *Journal of civil engineering and management*. 2009. P. 21–33.
2. *Ekmekyapar T., Baraa J.M., AL-Eliwi.* Experimental behaviour of circular concrete filled steel tube column and design specifications // *Thin-Walled Structures*. 2016. Vol. 105. P. 220–230.
3. *Снигирева В.А.* Совершенствование методов моделирования и расчета предварительно напряженных трубобетонных стоек транспортных сооружений: Дис. ... канд. техн. наук. Омск: СибАДИ, 2022. 199 с.
4. *Snigireva V.A., Gorynin G.L.* The nonlinear stress-strain state of the concrete-filled steel tube structures // *Magazine of Civil Engineering*. 2018. Vol. 83, no. 7. P. 73–82.
5. *Маляин Д.Р., Несветаев Г.В., Халезин С.В., Горцевской А.А.* Деформационные свойства и параметрические точки бетонов каркасной структуры // *Инж. вестн. Дона*. 2018. № 2(49). С. 177.
6. *Карпенко Н.И.* Общие модели механики железобетона. М.: Стройиздат, 1996. 416 с.
7. *Горынин Г.Л., Снигирева В.А.* Математическое моделирование напряженно-деформированного состояния внецентренно сжатых предварительно напряженных трубобетонных стоек // *Известия вузов. Строительство*. 2020. № 11(743). С. 5–17.
8. *Берг О.Я., Соломенцев Г.Г.* Исследование напряженного и деформированного состояния бетона при трехосном сжатии // *Тр. Всесоюз. НИИ транспортного строительства*. 1969. Вып. 70. С. 106–123.
9. *Zhou J.J., Pan J.L., Leung C.K.Y., Li Z.J.* Experimental study on mechanical behavior of high performance concrete under multi-axial compressive stress // *Science China Technological Sciences*. 2014. Vol. 57, Issue 12. P. 2514–2522.
10. *Кикин А.И., Санжаровский Р.С., Труль В.А.* Конструкции из стальных труб, заполненных бетоном. М.: Стройиздат, 1974. 144 с.
11. *Работнов Ю.Н.* Сопrotивление материалов. М.: Физматгиз, 1963. 456 с.

References

1. *Kuranovas A., Goode D., Kvedaras A., Zhong S.* Load-bearing capacity of concrete-filled steel columns. *Journal of civil engineering and management*. 2009: 21–33.
2. *Ekmekyapar T., Baraa J.M., AL-Eliwi.* Experimental behaviour of circular concrete filled steel tube column and design specifications. *Thin-Walled Structures*. 2016; 105: 220–230.

3. Snigireva V.A. Improving the methods of modeling and calculation of prestressed concrete-filled steel tubes columns of transport structures: Diss. ... PhD. Omsk: SibADI, 2022. 199 p. (In Russ.).
4. Snigireva V.A., Gorynin G.L. The nonlinear stress-strain state of the concrete-filled steel tube structures. *Magazine of Civil Engineering*. 2018; 83(7): 73–82.
5. Mailyan D.R., Nesvetaev G.V., Khalezin S.V., Gortsevskoy A.A. Deformation properties and parametric points of frame structure concretes. *Inzhenernyy vestnik Dona = Engineering Journal of Don*. 2018; (2): 177. (In Russ.).
6. Karpenko N.I. General models of reinforced concrete mechanics. Moscow, 1996. 416 p. (In Russ.).
7. Gorynin G.L., Snigireva V.A. Mathematical modeling of the stress-strain state prestressed concrete-filled steel tube column under eccentric compression. *Izvestiya vuzov. Stroitel'stvo = News of Higher Educational Institutions. Construction*. 2020; (11): 5–17. (In Russ.).
8. Berg O.Ya., Solomentsev G.G. Study of the stressed and deformed state of concrete under triaxial compression. *Trudy Vsesoyuznogo NII transportnogo stroitel'stva = Proceedings of the All-Union Research Institute of Transport, Construction*. 1969; 70: 106–123. (In Russ.).
9. Zhou J.J., Pan J.L., Leung C.K.Y., Li Z.J. Experimental study on mechanical behavior of high performance concrete under multi-axial compressive stress. *Science China Technological Sciences*. 2014; 57(12): 2514–2522.
10. Kikin A.I., Sanzharovskiy R.S., Trul' V.A. Structures made of concrete-filled steel tubes. Moscow, 1974. 144 p. (In Russ.).
11. Rabotnov Yu.N. Strength of materials. Moscow, 1963. 456 p. (In Russ.).

Информация об авторах

Г.Л. Горынин – доктор физико-математических наук, профессор,
ggorynin@list.ru

В.А. Снигирева – кандидат технических наук, старший преподаватель,
snow-vera@mail.ru

А.Г. Горынин – аспирант

А.В. Иванов – аспирант

Information about the authors

G.L. Gorynin – DSc, Professor, ggorynin@list.ru

V.A. Snigireva – PhD, Senior Lecturer, snow-vera@mail.ru

A.G. Gorynin – Post-graduate Student

A.V. Ivanov – Post-graduate Student

Вклад авторов: все авторы сделали эквивалентный вклад в подготовку публикации. Авторы заявляют об отсутствии конфликта интересов.

Contribution of the authors: the authors contributed equally to this article. The authors declare no conflicts of interests.

Статья поступила в редакцию 20.09.2022
Одобрена после рецензирования 20.10.2022
Принята к публикации 30.10.2022

The article was submitted 20.09.2022
Approved after reviewing 20.10.2022
Accepted for publication 30.10.2022