

Б.Ф. Левицкий, В.В. Чернюк (СССР).– № 4806326/29; Заявлено 30.03.90; Опубл. 23.08.92, Бюл. № 31.– 4 с. 5. Чернюк В. Водовитуск періодичної дії // IV naukowa konferencja Rzeszowsko-Lwowska "Problemy budownictwa i inzynierii srodowiska". Cz. II. Inzynieria Srodowiska. – Rzeszow, 1995. – S. 9–14. 6. Константинов Ю. М. Гидравлика: Учебник.– К.: Вища шк., 1988. – 398 с. 7. Чернюк В. В. Метод розрахунку напірних розподільчих трубопроводів // Прикладна гідромеханіка (Ін-т гідромеханіки НАН України, Київ).– 2008.– Т. 10 (82), № 3.– С. 65–76.

УДК 624.016

Э.Д. Чихладзе, М.А. Веревичева, Л.Б. Кравцив

Украинская государственная академия железнодорожного транспорта, г. Харьков

ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО И ПРЕДЕЛЬНОГО СОСТОЯНИЙ СТАЛЕБЕТОННОЙ КВАДРАТНОЙ КОЛОННЫ ПРИ СИЛОВЫХ И ТЕМПЕРАТУРНЫХ ВОЗДЕЙСТВИЯХ

ã Чихладзе Э.Д., Веревичева М.А., Кравцив Л.Б., 2010

Розглянуто сталобетонна колона квадратного перерізу під дією рівномірно розподіленого вертикального навантаження, власної ваги та інтенсивного температурного впливу. Для оцінки напружено-деформованого стану (НДС) колони розкрито контакт між бетонним ядром і сталеву обіймою. Як невідомі приймаються сили контактної взаємодії. НДС колони досліджено з урахуванням зміни модуля пружності й коефіцієнта поперечної деформації бетону залежно від рівня напруженого стану й температури в точці. Отримано замкнену систему диференціальних рівнянь для визначення НДС.

Ключові слова: сталобетонна колона, розподілене навантаження, температурний вплив, контактні сили.

The steel-concrete square column under the vertical distribute influences, the own weight and intensive thermal action is considered. For the estimate of the strained – stress state of the column is considered the contact between the concrete core and steel tube. In the capacity of unknown quantity we take the contact forces. The strained – stress state of the column is investigated with the taking into account the dependence of the modulus of elasticity and the Poisson's ratio of the level of strained – stress state and of the temperature at the point. The differential equation system for determination strained – stress state was obtained.

Keywords: steel-concrete column, distribute influences, thermal action, contact forces.

Введение. Настоящая работа, в которой рассматривается сталобетонная колонна квадратного сечения, является продолжением работ [1 – 7], посвященных изучению несущей способности сталобетонных конструкций с учетом нелинейности характеристик бетона и температурных воздействий. Эта задача, как и предыдущая, является актуальной в силу ряда причин: сталобетонные конструкции экономически выгодны; наличие стальной обжимающей обоймы обеспечивает повышение прочности бетона [1, 8]; с теоретической точки зрения, экспериментальные результаты [8, 9] требуют подтверждения и обоснования. Кроме этого, имеется ряд задач, не исследованных в полной мере, таких как обеспечение огнестойкости конструкций.

Постановка задачи. Рассматривается бетонная колонна квадратного сечения, заключенная в стальную обойму. Конструкция находится под действием равномерно распределенной нагрузки q , собственного веса и равномерного по высоте перепада температур T_f (рис. 1, а). Нагрузка может

быть приложена отдельно к бетонному ядру, к обойме и одновременно к ядру и обойме. При оценке НДС учитываются изменение модулей упругости бетона E_b и стали E_s и коэффициентов поперечной деформации ν_b, ν_s в зависимости от уровня напряженного состояния [1; 10].

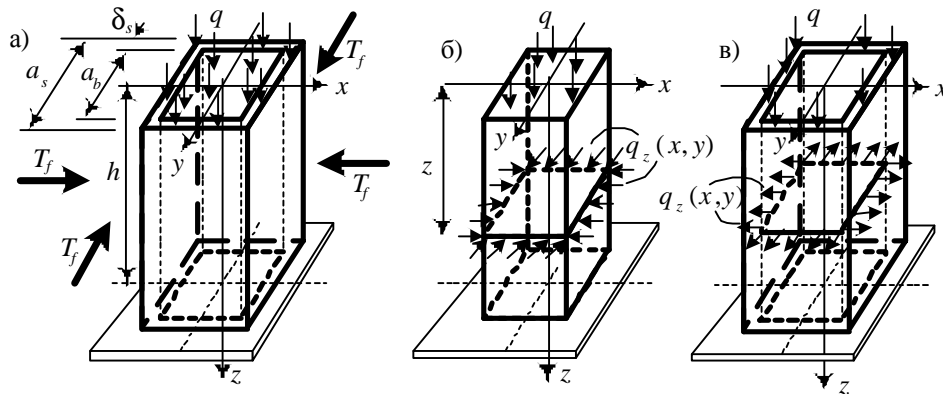


Рис. 1. Расчетная схема консольной сталебетонной колонны: а – колонна; б – бетонное ядро; в – стальная обойма

Для оценки напряженно-деформированного состояния (НДС) сечения колонны раскрываем контакт между бетонным ядром и стальной обоймой. В качестве неизвестных принимаем интенсивность сил контактного взаимодействия ядра и обоймы $q_z(x, y)$. Для их определения в каждом сечении z используем условие равенства перемещений на границе контакта:

$$q_z(x, y)(\delta_s - \delta_b) - (u_s - u_b) = 0, \quad (1)$$

где u_b, u_s – перемещения на границе контакта от вертикальной нагрузки соответственно в бетонном ядре и стальной обойме; δ_b, δ_s – перемещения точек на границе ядра и обоймы от «единичной» нагрузки $\bar{q}_z(x, y)$ [1] (рис. 2):

$$\bar{q}_z(x, y) = \begin{cases} 1 & \text{при } x = y = a_b/2; \quad x = y = -a_b/2; \\ & x = a_b/2, \quad y = -a_b/2; \quad x = -a_b/2, \quad y = a_b/2 \\ 1/x^2 - a_b/2 < x < a_b/2; \quad 1/y^2 - a_b/2 < y < a_b/2 \end{cases}$$

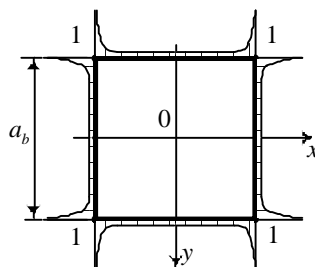


Рис. 2. «Единичная» нагрузка $\bar{q}_z(x, y)$

Для определения коэффициентов и свободных членов уравнений (1) решим отдельно задачи определения НДС для бетонного ядра (рис. 1, б) и стальной обоймы (рис. 1, в).

Зная в каждой точке границы ядра и обоймы контактные силы $q_z(x, y)$, с учетом уровня НДС определяем предельные напряжения в точках [10]. Критерием наступления предельного состояния стали считаем достижение $\bar{\sigma}_{s1}$ по Мизесу [1], критерием наступления предельного состояния в бетоне считаем достижение предельного напряжения $\bar{\sigma}_{b1}$ [1].

Напряженно-деформированное состояние в бетонном ядре и стальной обойме от вертикальной нагрузки

При действии только вертикальной нагрузки q элементы объемной силы принимают значения

$$\begin{aligned} Z &= \rho g, \\ Y &= 0, \\ X &= 0. \end{aligned}$$

Уравнения равновесия в сечении [11] принимают вид

$$\begin{aligned} \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} &= \rho g, \\ \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} &= 0, \\ \frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} &= 0. \end{aligned}$$

Учитывая полученные выражения для напряжений и соотношения Коши, связывающие деформации и напряжения [11], получаем дифференциальные уравнения относительно перемещений:

$$\frac{\partial}{\partial z} \left[(\lambda + 2G) \frac{\partial u_z}{\partial z} + \lambda \left(\frac{\partial u_y}{\partial y} + \frac{\partial u_x}{\partial x} \right) - 3\alpha K \Delta T \right] = \rho g, \quad (2)$$

$$\frac{\partial}{\partial x} \left[(\lambda + 2G) \frac{\partial u_x}{\partial x} + \lambda \left(\frac{\partial u_y}{\partial y} + \frac{\partial u_z}{\partial z} \right) - 3\alpha K \Delta T \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[G \left(\frac{\partial u_x}{\partial y} + \frac{\partial u_y}{\partial x} \right) \right] = 0, \quad (3)$$

$$\frac{\partial}{\partial y} \left[(\lambda + 2G) \frac{\partial u_y}{\partial y} + \lambda \left(\frac{\partial u_x}{\partial x} + \frac{\partial u_z}{\partial z} \right) - 3\alpha K \Delta T \right] + \frac{\partial}{\partial x} \left[G \left(\frac{\partial u_x}{\partial y} + \frac{\partial u_y}{\partial x} \right) \right] = 0. \quad (4)$$

Граничные условия имеют следующий вид.

Для бетонного ядра:

$$\begin{aligned} x = \pm a_b/2, z < h: \quad \sigma_x = 0, \tau_{xy} = 0, \sigma_z = q + \rho g z; \\ y = \pm a_b/2, z < h: \quad \sigma_y = 0, \tau_{xy} = 0, \sigma_z = q + \rho g z. \end{aligned} \quad (5)$$

Для стальной обоймы:

$$\begin{aligned} x = \pm a_b/2, x = \pm a_s/2, z < h: \quad \sigma_x = 0, \tau_{xy} = 0, \sigma_z = q + \rho g z; \\ y = \pm a_b/2, y = \pm a_s/2, z < h: \quad \sigma_y = 0, \tau_{xy} = 0, \sigma_z = q + \rho g z. \end{aligned} \quad (6)$$

В основаниях консольной колонны:

$$\begin{aligned} z = 0: \quad \sigma_x = 0, \tau_{xy} = 0, \sigma_z = q; \\ z = h: \quad u_x = u_y = u_z = 0. \end{aligned} \quad (7)$$

Уравнения (2) – (4) совместно с граничными условиями (5), (7) представляют собой замкнутую систему дифференциальных уравнений для определения перемещений в точках ядра от вертикальной нагрузки и перепада температур; уравнения (2) – (4) с граничными условиями (6), (7) являются системой уравнений для определения перемещений точек обоймы.

Напряженно-деформированное состояние в бетонном ядре от единичной нагрузки

Приложим на гранях бетонного ядра распределенную нагрузку $\bar{q}_z(x, y)$, которая передается от обоймы. В этом случае напряжение $\sigma_z = 0$, и НДС определяется решением системы уравнений на плоскости:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left[(\lambda + 2G) \frac{\partial u_x}{\partial x} + \lambda \left(\frac{\partial u_y}{\partial y} + \frac{\partial u_z}{\partial z} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[G \left(\frac{\partial u_x}{\partial y} + \frac{\partial u_y}{\partial x} \right) \right] = 0; \quad (8)$$

$$\frac{\partial}{\partial y} \left[(\lambda + 2G) \frac{\partial u_y}{\partial y} + \lambda \left(\frac{\partial u_x}{\partial x} + \frac{\partial u_z}{\partial z} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial x} \left[G \left(\frac{\partial u_x}{\partial y} + \frac{\partial u_y}{\partial x} \right) \right] = 0. \quad (9)$$

Граничные условия имеют следующий вид:

$$\begin{aligned} x = 0: \quad u_x = 0, \partial u_y / \partial x = 0, \\ x = \pm a_b / 2: \quad \sigma_x = \bar{q}_z(x, y), \\ y = 0: \quad u_y = 0, \partial u_x / \partial y = 0, \\ y = \pm a_b / 2: \quad \sigma_y = \bar{q}_z(x, y). \end{aligned} \quad (10)$$

Таким образом, получена замкнутая система уравнений (8) – (10) для определения перемещений в ядре от единичной нагрузки.

Напряженно-деформированное состояние в стальной обойме от единичной нагрузки

Приложим на гранях стальной обоймы «единичную» нагрузку $\bar{q}_z(x, y)$, которая передается от ядра. В этом случае $\sigma_z = 0$, $\tau_{xy} = 0$, и система уравнений равновесия [11] принимает вид:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left[(\lambda + 2G) \frac{\partial u_x}{\partial x} + \lambda \left(\frac{\partial u_y}{\partial y} + \frac{\partial u_z}{\partial z} \right) \right] = 0; \quad (11)$$

$$\frac{\partial}{\partial y} \left[(\lambda + 2G) \frac{\partial u_y}{\partial y} + \lambda \left(\frac{\partial u_x}{\partial x} + \frac{\partial u_z}{\partial z} \right) \right] = 0. \quad (12)$$

Граничные условия имеют следующий вид:

$$\begin{aligned} x = 0: \quad u_x = 0, \partial u_y / \partial x = 0, \\ x = \pm a_b / 2: \quad \sigma_x = q_z(x, y), \\ y = 0: \quad u_y = 0, \partial u_x / \partial y = 0, \\ y = \pm a_b / 2: \quad \sigma_y = q_z(x, y). \end{aligned} \quad (13)$$

Таким образом, как и ранее, получена замкнутая система уравнений (11) – (13) для определения перемещений в обойме от единичной нагрузки.

Математическая модель теплообмена в сечении при высокой температуре

В соответствии с [3] бетон рассматривается как трехфазная среда: твердый скелет, жидкая и газовая фазы в порах. При допущениях [3] теплообмен в микропористых средах с размерами пор $r_i \leq 10^{-7}$ м типа плотных тяжелых бетонов с пористостью порядка 20-30% можно описать следующей системой уравнений:

$$\rho_1 c_1 (\partial T_1 / \partial t) = \text{div} (\lambda_1 \nabla T_1) - n_2 \alpha_{12} (T_1 - T_2); \quad (14)$$

$$\rho_2 c_2 (\partial T_2 / \partial t) = -r_i M_2 \xi + n_2 \alpha_{12} (T_1 - T_2); \quad (15)$$

$$(\partial \rho_2 / \partial t) = -M_2 \xi; \quad (\partial \rho_3 / \partial t) = \text{div} (K_3 \rho_3 \nabla p) + M_2 \xi, \quad (16)$$

где c_i , λ_i , ρ_i , T_i – соответственно удельная теплоемкость, коэффициент теплопроводности, плотность и температура i -й фазы; α_{12} – коэффициент межфазового теплообмена между 1-й и 2-й фазами; n_2 – число капилляров, заполненных водой, в единице объема; r_i – удельная теплота парообразования; K_3 – коэффициент фильтрации пара по порам; M_2 – молярная масса воды; ξ – источник, определяющий приток (убыль) числа молекул пара в расчете на единицу времени и единицу объема; p – внутривещное давление; t – время.

В этой системе не учитываются конвективный и молекулярный теплоперенос в жидкой фазе, теплообмен между жидкой и газовой фазами (считается $\alpha_{23} \ll \alpha_{12}$) и фильтрация жидкости по порам. Теплофизические характеристики принимаются зависящими от температуры в точке в каждый момент времени.

Испарение влаги происходит на некотором узком участке, разделяющем сухую и влажную области внутри бетона. При этом в сухой области свободная влага находится в виде пара с температурой выше 100°C . Во влажной области температура не превосходит 100°C . Граница зоны испарения медленно движется внутрь влажной области. В связи с этим представим некоторую поверхность Σ , которая разбивает всю область бетона на две части: обращенную в сторону огневого воздействия; и влажную, содержащую свободную влагу и имеющую температуру не выше 100°C .

В сухой области $n_2 = 0$, $\rho_2 = 0$, $\xi = 0$, и система уравнений (14) – (16) принимает вид

$$\rho_1 c_1 (\partial T_1 / \partial t) = \text{div} (\lambda_1 \nabla T_1); \quad (17)$$

$$(\partial \rho_3 / \partial t) = \text{div} (K_3 \rho_3 \nabla p). \quad (18)$$

Во влажной области $T_2 = T_1 = T$, $\rho_2 = \rho_{20} = \text{const}$, $\xi = 0$. В этом случае система уравнений (14) – (16) имеет вид

$$(\rho_1 c_1 + \rho_2 c_2) (\partial T_1 / \partial t) = \text{div} (\lambda_1 \nabla T_1); \quad (19)$$

$$(\partial \rho_3 / \partial t) = \text{div} (K_3 \rho_3 \nabla p). \quad (20)$$

Так как $c_1 \approx c_2$ и обычно $\rho_2 \ll \rho_1$, то с достаточной точностью уравнение (19) можно заменить уравнением (17).

На поверхности Σ температура T_1 и плотность пара ρ_3 непрерывны, а тепловой поток $\lambda \partial T / \partial s$ и поток массы j_3 разрывны, т.е.

$$\text{на } \Sigma: [T] = 0, [\rho_3] = 0; \quad (21)$$

$$[\lambda (\partial T / \partial s)] = r_t \rho_{20} (ds/dt), [j_3 \cdot \mathbf{n}] = \rho_{20} (ds/dt), \quad (22)$$

где \mathbf{n} – нормаль к поверхности Σ , направленная в сторону движения Σ ; $s = s(t, \mathbf{r})$ – уравнение движения точки \mathbf{r} на поверхности Σ ; ρ_{20} – начальные размазанные плотности жидкости, определяемые по начальным условиям, например, при 3% содержании влаги $\rho_{20} = 0.03\rho_1$.

Граничные условия на нагреваемой поверхности ставятся следующим образом.

Так как толщина стали δ_s по сравнению с размером сечения a_b (рис. 1) незначительна, то предполагаем, что температура стали по толщине листа постоянна и равна T_s .

Выпишем выражения для теплового потока $Q_{f-ст}$ от нагреваемой среды к стальному листу [12]:

$$Q_{f-ст} = \alpha_{ст} (T_f - T_s) + \varepsilon_{ст-f} \sigma \left[\left(\frac{T_f}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_s}{100} \right)^4 \right], \quad (23)$$

где $\alpha_{ст}$ – коэффициент конвективного теплообмена между сталью и нагреваемой средой; $\varepsilon_{ст-f}$ – приведенная степень черноты системы «горячая среда – сталь»; σ – коэффициент излучения абсолютно черного тела, $\sigma = 5.67 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \text{ К}^4)$; T_0 – температура бетонной плиты на границе со стальным листом, К.

В выражении (23) первое слагаемое задает конвективный теплообмен между горячей средой и сталью, второе – радиационный.

На границе бетона и стали выполняется условие

$$T_0 = T_s, \quad (24)$$

и тепловой поток от стали к бетону $Q_{ст-б}$ равен нулю.

Значение T_s определяется из условия равенства тепловых потоков

$$Q_{f-ст} = Q_{ст-б},$$

что дает

$$\alpha_{ст}(T_f - T_s) + \varepsilon_{ст-f} \sigma \left[\left(\frac{T_f}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_s}{100} \right)^4 \right] = 0.$$

Это выражение является уравнением четвертой степени относительно температуры стали T_s . В процессе численной реализации уравнение относительно T_s решается методом половинного деления.

Для плотности пара на нагреваемой поверхности

$$\rho_3 = \rho_f \Phi_3, \quad \rho_f = p_0 M / (RT_f), \quad (25)$$

где $p_0 = 1 \text{ ат}$ – нормальное давление; Φ_3 – объемная доля газовой фазы; M – молярная масса пара; R – газовая постоянная.

На основе теплофизических и химических процессов [13], происходящих в бетоне при огневом воздействии, можно сформулировать следующий критерий разрушения бетона как материала дополнительно к условиям предельного состояния.

Первый процесс обусловлен испарением свободной воды. Он происходит при температуре бетона, не превышающей 100°C . На этапе испарения свободной влаги разрушение бетона может произойти за счет высокого внутрипорового давления p . Эта величина контролируется при решении задачи (19) – (22). Согласно [9], растрескивание бетона происходит при выполнении условий

$$ds/dt \geq [K_3 / \eta_{\text{пара}}] [(p_{\text{max}} - p_0) / \Delta s], \quad (\Pi / (1 - \Pi))(p_{\text{max}} - p_0) \geq R_{bt}, \quad (26)$$

где $\eta_{\text{пара}}$ – коэффициент динамической вязкости пара, Π – пористость бетона, R_{bt} – расчетное сопротивление бетона при растяжении.

Второй процесс связан с распадом молекул цементного камня при температурах $100^\circ\text{C} - 800^\circ\text{C}$. Его результатом является выделение химически связанной воды. На этом этапе происходит разрушение бетона вследствие изменения его химической структуры. Согласно [13], уже при температуре 600°C происходит стопроцентная дегидратация SH и дегидратация $80\% C_{1,62}SH_{1,5}$. Таким образом, эту температуру можно считать температурой разрушения бетона. При 800°C распадаются оба соединения.

Для применения этой методики необходимо рассчитать температурно-влажностные поля в бетонном элементе с конечными размерами. Численное решение краевых задач (19) – (22) осуществляется разностной аппроксимацией уравнений и граничных условий.

На первом этапе решается задача определения температурного поля с учетом процессов испарения влаги и диффузии образовавшегося пара через микропоры (то есть с учетом подвижной границы парообразования), а также находится внутрипоровое давление. Задача определения поля температур на этом этапе принципиально отличается от задачи, в которой учитывается только теплопроводность. При интенсивном прогреве части бетона, обращенной к огневому воздействию, зона испарения довольно медленно (как было показано, по диффузионному закону (22)) движется от горячей поверхности вглубь влажной области. При достижении зоной испарения не нагреваемой поверхности процесс испарения свободной влаги заканчивается, что и определяет завершение первого этапа расчета температурного поля в бетонном элементе.

На втором этапе оценки времени разрушения рассчитывается нагрев после испарения свободной воды. Для этого решается задача, учитывающая только теплопроводность [14], где в качестве начального распределения температур берется температурное поле, установившееся после испарения свободной влаги. На этом этапе необходимо проводить оценку степени дегидратации влаги из цементного камня в сухой области согласно реакциям [13].

Алгоритм решения задачи. Задача рассматривается на заданном интервале по времени. Задачи определения температурно-влажностного поля и оценки напряженного состояния решаются численно разностной аппроксимацией дифференциальных краевых задач по времени и по плоскости.

С заданным шагом по времени рассчитывается температурно-влажностное поле в каждой точке разностной сетки сечения (19) – (22), (24), (25). Если выполняется условие растрескивания бетона (26) на достаточно большой заданной части сечения, считается, что колонна выходит из работы.

Если условие (26) не выполняется, производится расчет напряженно-деформированного состояния. Для этого с помощью критерия А.В. Яшина [10] определяются модуль упругости бетона E_b , коэффициент поперечных деформаций бетона ν и предельное напряжение $\bar{\sigma}_{b1}$ в каждой точке разностной сетки. Согласно критерию Мизеса [1] определяются соответствующие характеристики стали: E_s , ν_s , $\bar{\sigma}_{s1}$. Для данной температуры эти значения пересчитываются с учетом коэффициентов условий работы [3].

Решая задачу (2) – (7) с полученными механическими характеристиками в бетонном ядре и стальной обойме, находим значения перемещений u_b, u_s на границе контакта от вертикальной нагрузки соответственно в бетонном ядре и стальной обойме.

Решением задачи (8) – (10) определяем δ_b – перемещения точек бетонного ядра на границе ядра и обоймы от «единичной» нагрузки $\bar{q}_z(x, y)$.

Решением задачи (11) – (13) определяем δ_s – перемещения точек обоймы на границе ядра и обоймы от «единичной» нагрузки $\bar{q}_z(x, y)$.

Решаем задачу (1) и находим $q_z(x, y)$ – интенсивность сил контактного взаимодействия ядра и обоймы $q_z(x, y)$.

Находя решение задачи (2) – (7) при значениях $X = Y = q_z(x, y)$ на границе сечения, получаем значения напряжений в каждой точке сечения.

Если в некоторой заданной области бетонного ядра выполняется условие разрушения $\sigma_z \geq \bar{\sigma}_{b1}$ или в стальной обойме выполняется условие разрушения $\sigma_z \geq \bar{\sigma}_{s1}$, считаем, что колонна вышла из работы.

Если условия разрушения не выполняются, переходим к расчету на следующем шаге по времени.

Выводы. Получена замкнутая система дифференциальных уравнений для определения напряженно-деформированного состояния в сталебетонной колонне квадратного сечения с учетом силового и температурного воздействий.

Приведены математическая модель и вычислительная схема для расчета температурно-влажностных полей в сечении бетонного элемента.

Сформулирован алгоритм решения задачи. Полученное решение позволяет оценить прочность колонны по предельному состоянию под действием нагрузки и с точки зрения дегидратации бетона при интенсивном нагреве.

1. Чихладзе Э.Д., Арсланханов А.Д. Расчет сталебетонных элементов прямоугольного сечения на прочность при осевом сжатии // Бетон и железобетон. – 1993. – №3. – С. 13–15.
2. Чихладзе Э.Д., Веревичева М.А. Исследование напряженно-деформированного состояния сталебетонных колонн с учетом пространственной работы бетонного ядра // Строительная механика и расчет сооружений. – 2007. – №1. – С. 24–28.
3. Огнестойкость бетонных и сталебетонных конструкций / Под ред. Э.Д. Чихладзе. – Харьков: ХарГАЖТ, 2000. – Вып. 40. – 97 с.
4. Берестянская С.Ю. Напряженно-деформированное состояние сталебетонных плит при силовых и температурных воздействиях: Дис. ... канд. техн. наук: 05.23.01 – Харьков, 2002. – 214 с.

5. Веревичева М.А. Исследование процесса разрушения сталебетонных конструкций при интенсивных температурных воздействиях: Дис. ... канд. техн. наук: 05.23.01. – Харьков, 1998. – 144 с. 6. Жакин И.А. Несущая способность сталебетонных колонн при силовых и интенсивных температурных воздействиях: Дис. ... канд. техн. наук: 05.23.01 – Харьков, 2004. – 145 с. 7. Кравцов Л.Б. Напряженно-деформированное состояние сталебетонных и железобетонных изгибаемых элементов при силовых и температурных воздействиях: Дис. ... канд. техн. наук: 05.23.01 – Харьков, 2008. – 85 с. 8. Стороженко Л.И., Плахотный П.И., Черный А.Я. Расчет трубобетонных конструкций. – К.: Будівельник, 1991. – 119 с. 9. Гроздов В.Т., Теряник В.В. О прочности и деформативности колонн, усиленных обоймой // Изв. ВУЗов. Строительство. – 1989. – №3. 10. Яшин А.В. Теория деформирования бетона при простом и сложном нагружениях // Бетон и железобетон. – 1986. – № 8. – С. 39 – 42. 11. Тимошенко С.П., Гудьер Дж. Теория упругости / Пер. с англ. – М.: Наука, 1975. – 576 с. 12. Исаченко В.П., Осипов В.А., Сукомел А.С. Теплопередача. – М.: Энергоиздат, 1981. – 417 с. 13. Бартелеми Б., Крюппа Ж. Огнестойкость строительных конструкций / Пер. с фр. – М.: Стройиздат, 1985. – 216 с. 14. Дульнев Г.Н., Парфенов В.Г., Сигалов А.В. Применение ЭВМ для решения задач теплопроводности. – М.: Высш. шк., 1990. – 206 с.

УДК 624.016.073.001

Э.Д. Чихладзе, А.Г. Кислов, А.В. Крухмалёв
Харьковский национальный автомобильно-дорожный университет, г. Харьков

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ СТАЛЕЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ БАЛОК

© Чихладзе Э.Д., Кислов А.Г., Крухмалёв А.В., 2010

Проведены экспериментальные исследования сталежелезобетонных балок, составленных их двутавра №16 и железобетонной плиты размерами 220x60x1200 мм. В качестве объединительных средств элементов конструкции использовались различные типы анкеров: петлевые, стержневые, жесткие. Испытание производилось на действие сосредоточенной нагрузки, приложенной посередине длины балки через траверсу. Произведена оценка сходимости данных экспериментальных исследований с данными теоретических расчетов.

Ключевые слова: сталежелезобетонная балка, анкерный упор, деформация, датчики сопротивления.

Experimental investigations of steel-reinforced concrete beams, composed of double-T №16 and the reinforced concrete slab the size 220x60x1200mm. As a means of unifying elements of design used in various types of anchors: loop, rod, rigid. The test was carried out on the action of concentrated load applied in the middle of the length of the beam through the traverse. An assessment of the convergence of these experimental studies with the data of theoretical calculations.

Keywords: steel-reinforced concrete beam expander stress, strain, sensors resistance.

Введение. Более широкое использование в строительстве и мостостроении [1; 2] сталежелезобетонных конструкций сдерживается ввиду недостаточной разработанности методов расчета и проектирования с учетом особенностей взаимодействия железобетонной плиты и двутавра выполняющего роль жесткой арматуры. В связи с этим выполнены описанные ниже экспериментальные исследования работы сталежелезобетонных балок с различными типами анкерных упоров.