

Решение теплотехнической задачи огнестойкости центрифугированных железобетонных колонн

© И.И. Полевода, Д.С. Нехань ✉

Государственное учреждение образования «Университет гражданской защиты Министерства по чрезвычайным ситуациям Республики Беларусь» (Беларусь, 220118, г. Минск, ул. Машиностроителей, 25)

АННОТАЦИЯ

Введение. Сегодня в мировой строительной практике широкое применение нашли железобетонные колонны, изготовленные методом центрифугирования. Известные формулы расчета температур в сечении железобетонных конструкций для оценки их предела огнестойкости, успешно применяемые для однородных конструкций сплошного сечения, не корректны для центрифугированных железобетонных колонн ввиду наличия в них определенных конструктивных особенностей. Целью настоящей работы явилась разработка методики решения теплотехнической задачи для центрифугированных железобетонных колонн, а также адаптация существующих формул для их расчета.

Материалы и методы. Настоящая работа посвящена проблеме прогрева центрифугированных железобетонных колонн при пожаре. Для изучения влияния особенностей центрифугированных железобетонных колонн на их прогрев использовано компьютерное моделирование на базе платформы Ansys Workbench.

Результаты и их обсуждение. В ходе проведения теоретических исследований, основанных на результатах натурных огневых испытаний центрифугированных железобетонных колонн, проведена оценка влияния полости в колоннах, неоднородности центрифугированного бетона и тонкостенности указанных конструкций на прогрев их сечения. Для учета данных составляющих получены соответствующие поправочные коэффициенты. Для коэффициента K_{hol} , учитывающего увеличение температур в сечении полых железобетонных конструкций по сравнению со сплошными, получено уравнение регрессии на основании проведенного моделирования в разрезе полного факторного эксперимента. Коэффициент ускорения прогрева центрифугированных железобетонных конструкций за счет неоднородности бетона в поперечном сечении K_{het} является функцией толщины стенки изделия. Коэффициент K_{th} , учитывающий ускорение прогрева при раскрытии трещин в тонкостенных конструкциях, изменяется в диапазоне 1,00...1,40. При этом температура начала раскрытия трещин в бетоне составляет 550 °С.

Выводы. Разработана методика, позволяющая решить теплотехническую задачу огнестойкости центрифугированных железобетонных колонн. Произведена адаптация инженерной формулы по расчету температур в их поперечном сечении. Результаты компьютерного моделирования и расчета температур по адаптированной формуле показали приемлемую сходимость с экспериментальными данными.

Ключевые слова: предел огнестойкости; инженерная методика расчета; Ansys Workbench; компьютерное моделирование; прогрев сечения; температурный режим пожара; неоднородность бетона; полые конструкции; тонкостенность; теплообмен

Для цитирования: Полевода И.И., Нехань Д.С. Решение теплотехнической задачи огнестойкости центрифугированных железобетонных колонн // Пожаровзрывобезопасность/Fire and Explosion Safety. 2021. Т. 30. № 2. С. 49–70. DOI: 10.22227/PVB.2021.30.02.49-70

✉ Нехань Денис Сергеевич, e-mail: denis_nechany@mail.ru

A solution to the thermal problem of fire resistance of spun reinforced concrete columns

© Ivan I. Palevoda, Denis S. Nekhan ✉

State Educational Establishment "University of Civil Protection of the Ministry for Emergency Situations of the Republic of Belarus" (Mashinostroiteley St., 25, Minsk, 220118, Belarus)

ABSTRACT

Introduction. Spun reinforced concrete columns are widely used in the present-day international construction practice. Known formulas, used to calculate temperatures of cross sections of reinforced concrete structures, needed to assess their fire resistance limit, are successfully applied to homogeneous structures that have solid sections. However, they are inapplicable to spun reinforced concrete columns due to their structural features. The purpose of this work is to develop a method for solving a thermal problem of spun reinforced concrete columns and adapt existing calculation formulas.

Materials and methods. This work addresses the heating of spun reinforced concrete structures in case of fire. Ansys Workbench was employed to perform the computer simulation needed to study the influence of the characteristics of spun reinforced concrete columns on their heating.

Results and discussion. In the course of the theoretical studies, the effect, produced by column cavities, the heterogeneity of spun concrete and thin walls of these structures on the heating of their cross sections was assessed with regard for the results of full-scale fire tests of spun reinforced concrete columns. Correction coefficients were obtained in order to take account of these factors. A regression equation was derived as a result of the simulation performed in the context of a full-scale factorial experiment involving coefficient k_{hol} , which takes into account the rising temperature of hollow reinforced concrete structures in comparison with solid ones. k_{net} heating acceleration coefficient is applicable to spun reinforced concrete structures due to the heterogeneity of concrete in the cross section. This coefficient represents a function of the wall thickness. Coefficient k_{th} , which allows for the heating acceleration in the course of crack opening in thin-walled structures, varies in the range of 1.00...1.40. The concrete cracking temperature is 550 °C.

Conclusion. A new method allows to solve the thermal problem of fire resistance of spun reinforced concrete columns. The engineering formula used to calculate the temperature in a cross-section was adapted. The results of computer-aided simulation and calculation of temperature values, performed using the adapted formula, show acceptable convergence with the experimental data.

Keywords: fire resistance limit; engineering calculation methodology; Ansys Workbench; computer-aided simulation; section heating; time-temperature curve; concrete heterogeneity; hollow constructions; thinness of walls; heat transfer

For citation: Palevoda I.I., Nekhan D.S. A solution to the thermal problem of fire resistance of spun reinforced concrete columns. *Pozharovzryvobezopasnost/Fire and Explosion Safety*. 2021; 30(2):49-70. DOI: 10.22227/PVB.2021.30.02.49-70 (rus).

✉ Denis Sergeevich Nekhan, e-mail: denis_nechany@mail.ru

Введение

Центрифугирование бетона при изготовлении железобетонных изделий является высокоэффективным методом, повышающим несущую способность конструкций и обеспечивающим ряд технологических и эксплуатационных преимуществ, заключающихся в снижении расходов бетона и стали, энергоемкости конструкций, стоимости перевозок и др. Именно поэтому изготовленные данным методом железобетонные конструкции применяются для строительства одно- и многоэтажных зданий гражданского и промышленного назначения в Республике Беларусь, а также ближнем и дальнем зарубежье. При этом наибольшее распространение во внедрении получили центрифугированные железобетонные колонны¹ [1–7].

Пожар — катастрофа, преследующая человечество на протяжении его существования. На сегодняшний день наибольший вред жизни и здоровью людей, интересам общества и государства наносят пожары, происходящие в повседневной среде обитания людей, а именно в зданиях и сооружениях. В ряде случаев, когда строительные конструкции перестают выполнять свои функции при пожаре, происходят обрушения, сопровождающиеся человеческими жертвами и колоссальным материальным ущербом^{2, 3, 4}.

¹ Informationen rund um Schleuderbeton. Varinorm AG. URL: <http://schleuderbeton.de/vorteile.htm> (дата обращения: 04.01.2021).

² В результате обрушения здания в Тегеране погибли 30 пожарных. URL: <https://lenta.ru/news/2017/01/19/teheranbuilding/> (дата обращения: 04.01.2021).

³ В Екатеринбурге произошло частичное обрушение склада из-за пожара. URL: <https://tass.ru/proisshiestviya/9940553> (дата обращения: 04.01.2021).

⁴ Brazil fire: São Paulo building collapses in huge blaze. URL: <https://www.bbc.com/news/world-latin-america-43960778> (дата обращения: 04.01.2021).

[8]. С целью предотвращения преждевременных обрушений при пожаре функционирует система противопожарной защиты, базовым элементом которой является огнестойкость [9]. В этой связи для строительных конструкций введен ряд характеристик, одной из которых является предел огнестойкости. Предел огнестойкости колонн характеризуется временем потери ими своей несущей способности.

Одним из этапов теоретической оценки предела огнестойкости является проведение теплотехнического расчета, заключающегося в определении температурного поля в конструкции. Известна методика расчета температур в сечении железобетонных конструкций^{5, 6} [10], которая успешно применяется при расчете однородных конструкций сплошного сечения. Центрифугированные железобетонные конструкции имеют ряд отличительных особенностей. Поскольку прессующее давление, действующее на бетонную смесь в процессе центрифугирования, максимально у стенок формы и минимально на внутренней поверхности изделия, уплотнение бетонной смеси происходит неравномерно по толщине изделия. Действие центробежной силы сказывается на стремлении более тяжелых компонентов бетонной смеси расположиться ближе к стенкам формы, а более легких — к внутренней поверхности. В результате в поперечном сечении конструкций возникает неоднородность физико-механических и тепло-

⁵ Методические рекомендации по расчету огнестойкости и огнестойкости железобетонных конструкций : (МДС 21-2.2000) : одобрены конструкторской секцией Научно-технического совета ГУП «НИИЖБ» (от 27 апреля 2000 г., протокол № 4/2000).

⁶ Конструкции строительные. Порядок расчета пределов огнестойкости : (ТКП 45–2.02–110–2008 (02250)) : утвержден и введен в действие приказом Министерства архитектуры и строительства Республики Беларусь от 12 июня 2008 г. № 197.

физических свойств бетона [11–17], что, очевидно, влияет на предельную сопротивляемость конструкций огневому воздействию. Сами конструкции, являющиеся по сути тонкостенными, характеризуются наличием внутренней воздушной полости, что обеспечивает возможность использования ее в качестве шахты, для отвода дождевой воды или прокладки в ней инженерных коммуникаций⁷. Анализ прогрева полого и сплошного сечений железобетонных колонн при пожаре указывает на существенную разность температур в заданных точках конструкции [18]. Наличие бетонного ядра в сечении сплошных конструкций способствует отводу вглубь нее теплоты, получаемой при пожаре, в отличие от полых. При этом нагрев бетона в тонкостенных изделиях до заданных температур способствует раскрытию трещин и более ускоренному прогреву их сечения [18]. Все это наталкивает на необходимость использования иных подходов при определении температурного поля в их поперечном сечении, а также адаптации существующей методики. Проблеме прогрева центрифугированных железобетонных колонн при пожаре посвящена настоящая работа.

Основная часть

Использование метода конечных элементов при проведении теплотехнического расчета позволяет наиболее точно оценить температурное поле в изделии. Одной из платформ для воссоздания данного метода при решении теплотехнических задач явля-

ется Ansys Workbench [19–21], позволяющая снизить трудоемкость и повысить точность расчетов.

Объектом моделирования являются центрифугированные железобетонные колонны кольцевого сечения. В работе рассматривается прогрев сечения данных конструкций. Параметры теплообмена между огневой средой и конструкцией при назначении граничных условий задавали в соответствии с СН 2.01.03-2019⁸. Теплофизические характеристики бетона в моделировании принимали согласно ТКП EN 1992-1-2-2009⁹, арматурной стали — согласно ТКП EN 1993-1-2-2009¹⁰. Свойства материалов задавали в блоке Engineering Data. Начальный временной шаг расчета (Initial Time Step) задавался не более 15 с (соответствует временному интервалу обработки экспериментальных данных в проведенных испытаниях [18]). В модуле Transient Thermal данной платформы назначали следующие условия однозначности (рис. 1).

⁸ Воздействия на конструкции. Общие воздействия. Воздействия для определения огнестойкости: (СН 2.01.03–2019): утверждены и введены в действие постановлением Министерства архитектуры и строительства от 16 декабря 2019 г. № 69.

⁹ Еврокод 2. Проектирование железобетонных конструкций. Ч. 1–2. Общие правила определения огнестойкости: (ТКП EN 1992-1-2–2009 (02250)): утвержден и введен в действие приказом Министерства архитектуры и строительства Республики Беларусь от 10 декабря 2009 г. № 404.

¹⁰ Еврокод 3. Проектирование стальных конструкций. Ч. 1–2. Общие правила определения огнестойкости: (ТКП EN 1993-1-2–2009 (02250)): утвержден и введен в действие приказом Министерства архитектуры и строительства Республики Беларусь от 10 декабря 2009 г. № 404.

⁷ См. сн. 1.

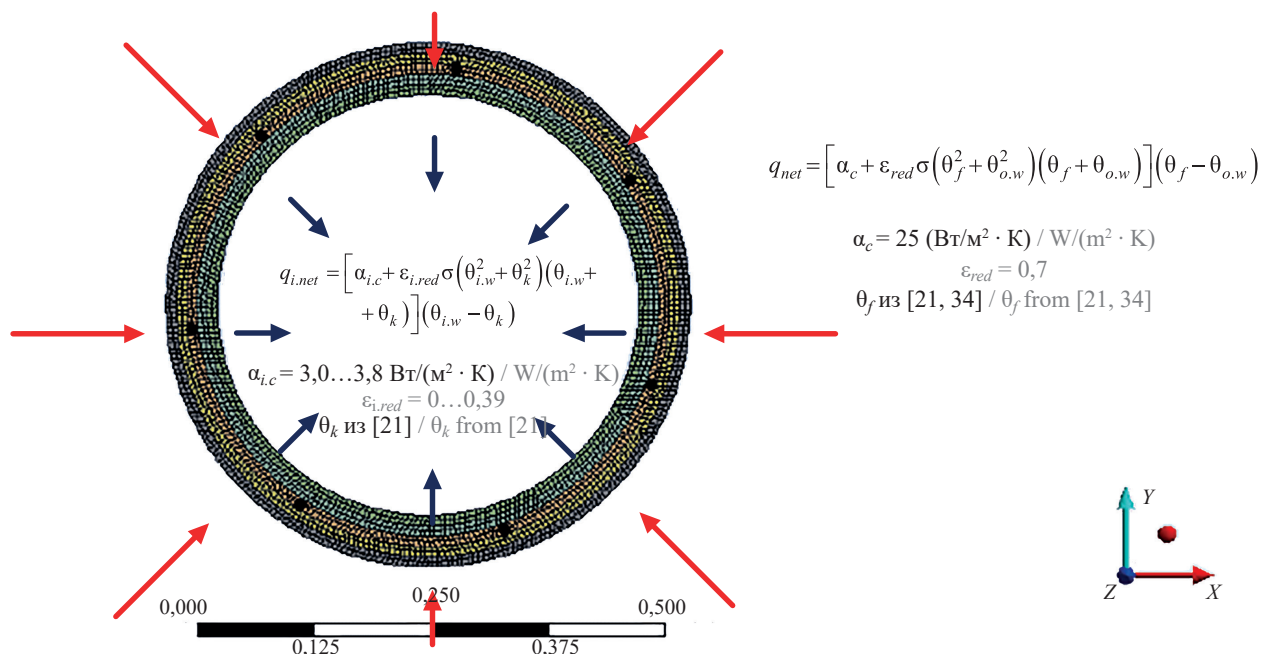


Рис. 1. Расчетная модель нагрева железобетонной колонны кольцевого сечения

Fig. 1. The analytical model for the heating of a reinforced concrete column that has an annular section

Начальные условия. Наружный диаметр колонн составляет 560 мм, толщина стенки — 55 мм, толщина защитного слоя для продольной арматуры — 20 мм. Арматурные стержни диаметром 12 мм в количестве 7 шт. расположены в бетонном сечении осесимметрично. Плотность бетона в конструкции $\rho_c = 2500 \text{ кг/м}^3$ при весовой влажности $W = 2,2 \%$ [18]. Поперечное спиральное армирование в виде проволоки диаметром 4 мм в модели не учитывалось. Температура конструкции θ_w и газовой среды в ее полости θ_g во всех точках в начальный момент времени одинаковы:

$$\theta_{w0} = \theta_{g0} = \theta_w(x, y, z, 0) = \theta_g(x, y, z, 0) = 5^\circ \text{C}. \quad (1)$$

Граничные условия. Поперечное сечение конструкции подвергается равномерному тепловому воздействию по всему наружному периметру конструкции. Температура греющей среды (пожара) изменяется аналогично испытаниям [18] (в моделировании принимали температуры греющей среды на отметке, соответствующей высоте установки термоэлектрических преобразователей (ТП) в сечении колонн (2200 мм от уровня верхнего среза фундамента)).

Способ нагрева наружной поверхности колонн определяется граничными условиями 3-го рода:

$$\begin{aligned} q_{\text{net}} &= \alpha(\theta_f - \theta_{o.w}) = (\alpha_c + \alpha_r)(\theta_f - \theta_{o.w}) = \\ &= [\alpha_c + \varepsilon_{\text{red}} \sigma (\theta_f^2 + \theta_{o.w}^2)(\theta_f + \theta_{o.w})](\theta_f - \theta_{o.w}) = \quad (2) \\ &= -\lambda_{c.o.w} \left(\frac{\partial \theta}{\partial n} \right)_{c.o.w}, \end{aligned}$$

где q_{net} — результирующий удельный тепловой поток, Вт/м²;

α — суммарный коэффициент теплоотдачи между наружной поверхностью конструкции и греющей средой, Вт/(м²·°C);

θ_f — температура греющей среды, К (согласно [18]);

$\theta_{o.w}$ — температура наружной поверхности конструкции, К;

α_c — коэффициент теплоотдачи конвекцией¹¹, 25 Вт/(м²·°C);

α_r — коэффициент теплоотдачи излучением, Вт/(м²·°C);

ε_{red} — приведенная степень черноты для системы «греющая среда – обогреваемая поверхность конструкции»¹², $\varepsilon_{\text{red}} = 0,7$;

$\sigma = 5,67 \cdot 10^{-8} \text{ Вт/(м}^2 \cdot \text{°C)}$ — постоянная Стефана–Больцмана;

$\lambda_{c.o.w}$ — теплопроводность бетона наружной поверхности колонны, Вт/(м·°C).

Контактные взаимодействия арматуры с бетоном определялись граничными условиями 4-го рода:

$$\lambda_c \left(\frac{\partial \theta}{\partial n} \right)_c = \lambda_s \left(\frac{\partial \theta}{\partial n} \right)_s, \quad (3)$$

где индексы c и s относятся к бетону и арматуре соответственно.

¹¹ См. сн. 8.

¹² То же.

Таблица 1. Влияние размера ячейки на результаты моделирования и трудозатраты

Table 1. Influence of cell size on simulation results and labor input

| Размер ячейки, мм Cell size, mm | | Число элементов Number of elements | Число узлов Number of assembly units | Время, затраченное на решение, с Solution time, s | Отклонение результата относительно значения, полученного при минимальном размере ячейки, % Deviation of the result from the value obtained for the minimal cell size, % | |
|------------------------------------|------------------------------|---------------------------------------|---|--|--|--------------------------------------|
| Бетон Concrete | Арматура Reinforcing bars | | | | Бетон Concrete | Арматура Reinforcing bars |
| 11 | 4 | 877 | 3238 | 90...129 | от –3,3 до 0,4 from –3.3 to 0.4 | от –7,2 до –6,4 from –7.2 to –6.4 |
| 5,5 | 2,4 | 3144 | 9254 | 181...218 | от –2,7 до 0,3 from –2.7 to 0.3 | от –4,2 до –3,6 from –4.2 to –3.6 |
| 2,75 | 1,2 | 13 159 | 32 294 | 605...643 | от –2,2 до 0,2 from –2.2 to 0.2 | от –1,8 до 0,9 from –1.8 to 0.9 |
| 1,1 | 0,48 | 78 305 | 171 250 | 1598...3986 | — | — |

Примечание. Знак «–» перед числом обозначает отклонение в меньшую сторону, отсутствие знака — отклонение в большую сторону.

Note. The “–” sign before the number means a downward bias, while its absence means an upward bias.

Размеры конечных элементов. При определении размеров конечных элементов производились предварительное моделирование с различными размерами ячеек бетона и арматуры и сопоставление временных затрат и отклонений полученных результатов (табл. 1). При этом предпочтение (*Physics Preference*) отдавалось вычислительной гидродинамике (*CFD*).

Таким образом, в настоящей работе с целью недопущения существенных погрешностей размеры ячеек (*Mesh*) приняты: для бетона — 2,75 мм (1/20 толщины стенки), для арматуры — 1,2 мм (1/10 диаметра).

Влияние газовой среды в полости на прогрев колонны. Для разработки теоретических методов расчета предела огнестойкости центрифугированных железобетонных конструкций важно оценить максимально возможное число факторов, оказывающих влияние на конечный результат. Поэтому было принято решение на первоначальном этапе оценить влияние газовой среды в полости колонны на результаты моделирования. Для этого производили моделирование прогрева с учетом теплообмена между внутренней поверхностью колонны и газовой средой в ее полости и без него. При этом рассматривали варианты наличия в полости только воздуха или только водяного пара при теплообмене в неограниченном и ограниченном пространстве [22].

Для случая теплообмена в неограниченном пространстве отвод теплоты от внутренней поверхности конструкции был задан через граничные условия 3-го рода:

$$\begin{aligned} q_{i.net} &= \alpha_i (\theta_{i.w} - \theta_h) = (\alpha_{i.c} + \alpha_{i.r}) (\theta_{i.w} - \theta_h) = \\ &= [\alpha_{i.c} + \epsilon_{i.red} \sigma (\theta_{i.w}^2 + \theta_h^2) (\theta_{i.w} + \theta_h)] (\theta_{i.w} - \theta_h) = \quad (4) \\ &= -\lambda \dots \left(\frac{\partial \theta}{\partial n} \right)_{c.i.w}, \end{aligned}$$

где $q_{i.net}$ — результирующий удельный тепловой поток, передаваемый в полость колонны, Вт/м²;

α_i — суммарный коэффициент теплоотдачи между внутренней поверхностью конструкции и объемом газа в полости, Вт/(м²·°C);

$\theta_{i.w}$ — температура внутренней поверхности колонны, К;

θ_h — температура газовой среды в полости, К (согласно [18]);

$\alpha_{i.c}$ — коэффициент теплоотдачи путем конвекции в полость (3,8 Вт/(м²·°C) для варианта с наличием воздуха; 3,0 Вт/(м²·°C) — водяного пара [22]);

$\alpha_{i.r}$ — коэффициент теплоотдачи путем излучения в полость, Вт/(м²·°C);

$\epsilon_{i.red}$ — приведенная степень черноты для системы «внутренняя поверхность колонны — объем

газа в полости» (0 — для варианта с наличием воздуха, 0,39 — водяного пара [22]);

$\lambda_{c.i.w}$ — теплопроводность бетона внутренней поверхности колонны, Вт/(м·°C).

Для случая теплообмена в ограниченном пространстве в уравнении (4) коэффициент теплоотдачи путем конвекции $\alpha_{i.c}$ принимался равным 0. Вместо него вводился эквивалентный коэффициент теплопроводности газа за счет конвекции $\lambda_{g.eq.c}$, и дополнительно назначались граничные условия 4-го рода, описывающие контактное взаимодействие бетона на внутренней поверхности колонны с газовой средой в ее полости:

$$\lambda_{c.i.w} \left(\frac{\partial \theta}{\partial n} \right)_{c.i.w} = \lambda_{g.eq.c} \left(\frac{\partial \theta}{\partial n} \right)_{g.eq.c}, \quad (5)$$

где $\lambda_{g.eq.c}(\theta) = -2 \cdot 10^{-6} \theta^2 + 0,0014 \theta + 0,197$ — для воздуха, $\lambda_{g.eq.c}(\theta) = -4 \cdot 10^{-6} \theta^2 + 0,0026 \theta + 0,005$ — для водяного пара, Вт/(м·°C). [22]. Плотность и теплоемкость газов приняты согласно справочным данным¹³ [23].

В результате проведенного моделирования было выявлено, что температуры бетона на внутренней поверхности колонны и арматуры в теле колонны при учете теплообмена между внутренней поверхностью и газовой средой в полости практически не отличаются от температур для случая идеальной теплоизоляции внутренней поверхности колонны (табл. 2).

Увеличение температуры бетона на внутренней поверхности колонны в некоторых случаях при учете газовой среды в полости может быть связано с двумя составляющими. Первая составляющая — это несоответствие экспериментальных температур в газовой полости температурам на внутренней поверхности, получаемым в ходе конечно-элементного расчета в заданный момент времени. Вторая составляющая связана с неравномерностью прогрева внутренней поверхности колонны. В связи с этим теплоотдача в полость осуществляется не со всей внутренней поверхности колонны, а только с ее части, расположенной вблизи арматуры и прогревающейся наиболее интенсивно. Вследствие этого становится возможным нагрев оставшейся части внутренней поверхности колонны газовой средой в полости. Суммарное увеличение температур из-за этих двух составляющих имеет некоторый вклад лишь для бетона (с нижней границей теплопроводности) на внутренней поверхности колонны при варианте наличия в полости только водяного пара (см. табл. 2). Ввиду того, что внутренние слои сечения полых колонн имеют наименьшую долю площади от всего сечения конструкции, а увеличение температуры арматуры

¹³ Properties of air at 1 atm pressure. URL: https://www.me.psu.edu/cimbala/me433/Links/Table_A_9_CC_Properties_of_Air.pdf (дата обращения 20.01.2020).

составляет не более 0,2 %, данный факт допустимо не принимать во внимание.

Уменьшение температуры на внутренней поверхности конструкций составляет не более 2,5 % для всех рассматриваемых случаев, а арматуры — 1,0 %. Если учесть, что в полости при пожаре находится паровоздушная среда, то снижение температур в сечении колонн будет еще менее заметным.

Учет теплообмена между внутренней поверхностью колонны с одной стороны способствует незначительному снижению их предела огнестойкости, с другой — повышению. Вместе с тем данный учет усложняет модель и увеличивает трудозатраты. Поэтому в дальнейших исследованиях наличием газовой среды в полости пренебрегали и считали внутреннюю поверхность колонны идеально теплоизолированной.

Таблица 2. Влияние газовой среды в полости на значения температур арматуры и бетона на внутренней поверхности колонны
Table 2. Influence of the gaseous medium in a cavity on the temperature of reinforcing bars and concrete on the inner surface of a column

| Рассматриваемый случай The case under consideration | | Среднее отклонение температуры от значений, полученных для случая идеальной теплоизоляции внутренней поверхности, % Average temperature deviation from the values obtained for the case of ideal thermal insulation of the inner surface, % | |
|--|-----------------------------|--|------------------------------|
| | | Бетон на внутренней поверхности Concrete on the inner surface | Арматура Reinforcing bars |
| <i>Нижняя граница теплопроводности бетона¹</i> <i>The lower limit of thermal conductivity of concrete¹</i> | | | |
| Идеальная теплоизоляция внутренней поверхности Ideal thermal insulation of the inner surface | | — | — |
| Теплообмен в неограниченном пространстве Heat transfer in an unconfined space | Воздух Air | 0,7 | 0,1 |
| | Водяной пар Water vapour | 3,5 | 0,2 |
| Теплообмен в ограниченном пространстве Heat transfer in a confined space | Воздух Air | 0,1 | –0,2 |
| | Водяной пар Water vapour | 3,2 | 0,1 |
| <i>Верхняя граница теплопроводности бетона²</i> <i>The upper limit of thermal conductivity of concrete²</i> | | | |
| Идеальная теплоизоляция внутренней поверхности Ideal thermal insulation of the inner surface | | — | — |
| Теплообмен в неограниченном пространстве Heat transfer in an unconfined space | Воздух Air | –1,0 | –0,3 |
| | Водяной пар Water vapour | –2,5 | –1,0 |
| Теплообмен в ограниченном пространстве Heat transfer in a confined space | Воздух Air | 0,1 | –0,2 |
| | Водяной пар Water vapour | –2,0 | –0,9 |

Примечание. Знак «–» перед числом обозначает отклонение в меньшую сторону, отсутствие знака — отклонение в большую сторону.

Note. The “–” sign before a number means a downward bias, while its absence means an upward bias.

¹ См. сн. 9.

² То же.

Адаптация методики расчета температурного поля для полых колонн. Для расчета температур в сечении железобетонных конструкций круглого сечения, обогреваемых по всему периметру, применяется формула^{14, 15}:

$$\theta_w = \theta_{0w} + 1200(1-r)^2 \sqrt{\frac{D}{(D-2x)}}, \quad (6)$$

где D — диаметр конструкции, м;

x — расстояние от обогреваемой поверхности до рассматриваемой точки, м;

r — относительное расстояние^{16, 17}.

Для учета влияния наличия полости в железобетонных колоннах, обогреваемых по всему наружному периметру, на конечные температуры в их сечении был введен коэффициент k_{hol} , учитывающий увеличение температур в сечении полых железобетонных конструкций и определяемый как отношение температуры бетона в заданной точке полый колонны θ_{sec} к температуре бетона в этой же точке сплошной колонны θ_{com} .

Для изучения коэффициента k_{hol} было проведено моделирование прогрева полых колонн кольцевого сечения с наружным диаметром и толщиной стенки из серии¹⁸ [1], получившей распространение в странах постсоветского пространства (табл. 3). При этом огневое воздействие задавалось равномерным по всему наружному периметру колонны в соответствии со стандартным температурным режимом длительностью $\tau_{st,f} = 180$ мин. Остальные краевые условия оставались неизменными. Размер бетонных ячеек принят равным 1/20 толщины стенки.

В результате был выделен ряд факторов, оказывающих влияние на k_{hol} : доля поперечного сечения, занимаемая бетоном A_{sec}/A_{com} , продолжительность стандартного огневого воздействия на конструкцию $\tau_{st,f}$ и относительная толщина δ (отношение расстояния от внутренней поверхности колонны до рассматриваемой точки к толщине ее стенки) (рис. 2).

Далее в разрезе полного факторного эксперимента (ПФЭ) производилось моделирование про-

¹⁴ См. сн. 5.

¹⁵ См. сн. 6.

¹⁶ См. сн. 5.

¹⁷ См. сн. 6.

¹⁸ Руководство по проектированию, изготовлению и применению железобетонных центрифугированных конструкций кольцевого сечения. Науч.-исслед. ин-т бетона и железобетона Госстроя СССР. М.: Стройиздат, 1979. 144 с.

Таблица 3. Характеристики поперечного сечения применяемых центрифугированных железобетонных колонн кольцевого сечения
Table 3. Characteristics of the cross-section of annular spun reinforced concrete columns

| Наружный диаметр конструкции D , мм <i>Outer diameter D, mm</i> | 300 | 400 | 500 | 600 | 700 | 800 | 1000 |
|--|--------------|--------------|-------------|--------------|---------------|--------------|---------------|
| Толщина стенки b , мм <i>Wall thickness b, mm</i> | 50...60 | 50...80 | 50...100 | 60...100 | 60...120 | 60...120 | 80...120 |
| Доля поперечного сечения, занимаемая бетоном A_{sec}/A_{com} <i>Part of the cross-section, filled with concrete A_{sec}/A_{com}</i> | 0,556...0,64 | 0,438...0,64 | 0,36...0,64 | 0,36...0,556 | 0,313...0,568 | 0,278...0,51 | 0,294...0,422 |

Примечание. A_{sec} , A_{com} — площади поперечного сечения полый колонны и сплошной колонны того же диаметра.

Note. A_{sec} , A_{com} are the areas of cross-sections of same-diameter hollow and solid columns.

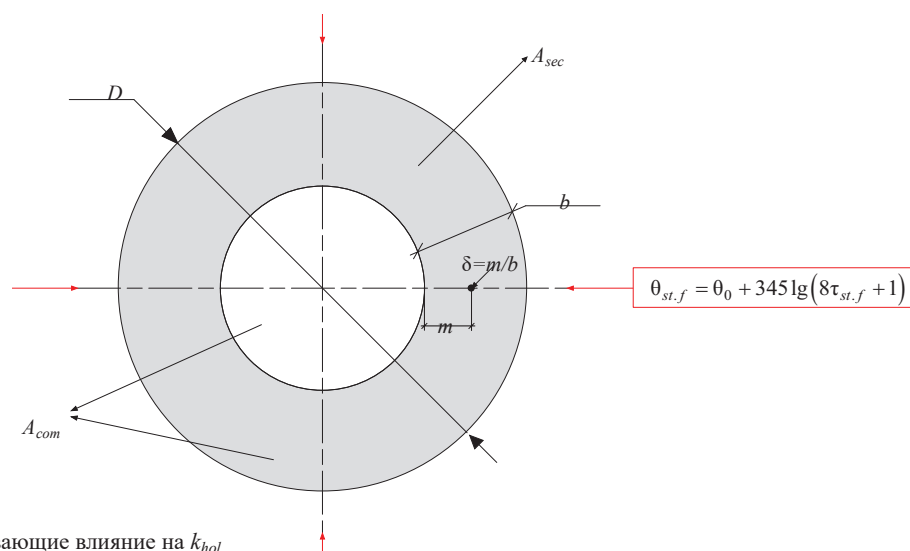


Рис. 2. Факторы, оказывающие влияние на k_{hol}

Fig. 2. Factors that influence k_{hol}

грева колонн диаметрами 300, 650 и 1000 мм для получения уравнения регрессии k_{hol} . Анализ вышеуказанных факторов показал нелинейность их влияния на k_{hol} . В связи с этим были рассмотрены следующие интервалы, на которых значения k_{hol} допустимо линеаризовать: A_{sec}/A_{com} — 0,278...0,64; τ_s — 0...30; 30...60; 60...120; 120...180 мин; δ — 0...0,5 и 0...1,0. Данные факторы на каждом из интервалов были закодированы. Полученные кодированные переменные определяются по следующим формулам [24]:

$$X_1 = 5,52 A_{sec}/A_{com} - 2,54; \quad (7)$$

$$X_2 = \frac{2\tau_{st.f} - (\tau_{st.f.max} + \tau_{st.f.min})}{\tau_{st.f.max} - \tau_{st.f.min}}; \quad (8)$$

$$X_3 = 4\delta - 2(\delta_{max} + \delta_{min}). \quad (9)$$

где индексы «max» и «min» соответствуют максимальному и минимальному значениям факторов в рассматриваемом интервале.

Таблица 4. План ПФЭ и взаимодействия изучаемых факторов

Table 4. Plan of a complete factorial experiment and interactions between factors

| Номер эксперимента Experiment number | Фактор Factor | | | Взаимодействия факторов Interactions between factors | | | |
|---|------------------------|--------------------|---------------|---|----------------------------------|----------------------------------|-----------|
| | $X_1(A_{sec}/A_{com})$ | $X_2(\tau_{st.f})$ | $X_3(\delta)$ | X_1 и X_2 X_1 and X_2 | X_1 и X_3 X_1 and X_3 | X_2 и X_3 X_2 and X_3 | X_1-X_3 |
| 1 | + | + | + | + | + | + | + |
| 2 | — | + | + | — | — | + | — |
| 3 | + | — | + | — | + | — | — |
| 4 | — | — | + | + | — | — | + |
| 5 | + | + | — | + | — | — | — |
| 6 | — | + | — | — | + | — | + |
| 7 | + | — | — | — | — | + | + |
| 8 | — | — | — | + | + | + | — |

Примечание. Знак «+» соответствует максимальному значению изучаемого фактора в заданном интервале, знак «—» — минимальному.

Note. The “+” sign corresponds to the maximal value of the studied factor in a given interval; the “—” sign corresponds to its minimal value.

План ПФЭ и взаимодействия факторов для обработки результатов представлен в табл. 4.

В результате проведения ПФЭ по методике [24] было получено уравнение регрессии для k_{hol} :

$$k_{hol} = k_{h0} + k_{h1}X_1 + k_{h2}X_2 + k_{h3}X_3 + k_{h12}X_1X_2 + k_{h13}X_1X_3 + k_{h23}X_2X_3 + k_{h123}X_1X_2X_3, \quad (10)$$

где k_{h0} , k_{h1} , k_{h2} , k_{h3} , k_{h12} , k_{h13} , k_{h23} , k_{h123} — коэффициенты, учитывающие влияние факторов A_{sec}/A_{com} , τ_f , δ и определяемые по табл. 5.

Таблица 5. Значения коэффициентов k_{h0} , k_{h1} , k_{h2} , k_{h3} , k_{h12} , k_{h13} , k_{h23} , k_{h123}

Table 5. Values of k_{h0} , k_{h1} , k_{h2} , k_{h3} , k_{h12} , k_{h13} , k_{h23} , k_{h123} coefficients

| D , мм mm | τ_f мин min | δ | k_{h0} | k_{h1} | k_{h2} | k_{h3} | k_{h12} | k_{h13} | k_{h23} | k_{h123} |
|----------------|-----------------------------|-------------------------|----------|----------|----------|----------|-----------|-----------|-----------|------------|
| 300 | $0 < \tau_{stf} \leq 30$ | $0,0 \leq \delta < 0,5$ | 1,20 | -0,08 | 0,20 | -0,12 | -0,08 | 0,02 | -0,12 | 0,02 |
| 650 | | | 1,14 | -0,11 | 0,14 | -0,11 | -0,11 | 0,09 | -0,11 | 0,09 |
| 1000 | | | 1,09 | -0,09 | 0,09 | -0,08 | -0,09 | 0,08 | -0,08 | 0,08 |
| 300 | | $0,5 \leq \delta < 1,0$ | 1,04 | -0,03 | 0,04 | -0,04 | -0,03 | 0,03 | -0,04 | 0,03 |
| 650 | | | 1,01 | -0,01 | 0,01 | -0,01 | -0,01 | 0,01 | -0,01 | 0,01 |
| 1000 | | | 1,00 | 0,00 | 0,00 | 0,00 | 0,00 | 0,00 | 0,00 | 0,00 |
| 300 | $30 < \tau_{stf} \leq 60$ | $0,0 \leq \delta < 0,5$ | 1,43 | -0,09 | 0,02 | -0,25 | 0,07 | -0,01 | -0,01 | -0,05 |
| 650 | | | 1,37 | -0,23 | 0,08 | -0,28 | 0,00 | 0,15 | -0,05 | -0,03 |
| 1000 | | | 1,19 | -0,17 | 0,02 | -0,16 | 0,00 | 0,15 | 0,00 | -0,01 |
| 300 | | $0,5 \leq \delta < 1,0$ | 1,09 | -0,05 | 0,01 | -0,09 | 0,01 | 0,05 | -0,01 | -0,01 |
| 650 | | | 1,04 | -0,04 | 0,02 | -0,04 | -0,01 | 0,04 | -0,02 | 0,01 |
| 1000 | | | 1,01 | -0,01 | 0,01 | -0,01 | -0,01 | 0,01 | -0,01 | 0,01 |
| 300 | $60 < \tau_{stf} \leq 120$ | $0,0 \leq \delta < 0,5$ | 1,40 | 0,02 | -0,05 | -0,21 | 0,04 | -0,06 | 0,05 | 0,00 |
| 650 | | | 1,44 | -0,20 | -0,01 | -0,30 | 0,02 | 0,08 | 0,04 | -0,04 |
| 1000 | | | 1,30 | -0,19 | 0,10 | -0,24 | -0,02 | 0,13 | -0,07 | -0,01 |
| 300 | | $0,5 \leq \delta < 1,0$ | 1,10 | -0,02 | 0,00 | -0,10 | 0,02 | 0,02 | 0,00 | -0,02 |
| 650 | | | 1,07 | -0,06 | 0,01 | -0,07 | -0,01 | 0,06 | -0,01 | 0,01 |
| 1000 | | | 1,03 | -0,03 | 0,02 | -0,03 | -0,01 | 0,03 | -0,02 | 0,01 |
| 300 | $120 < \tau_{stf} \leq 180$ | $0,0 \leq \delta < 0,5$ | 1,32 | 0,06 | -0,04 | -0,15 | 0,01 | -0,05 | 0,02 | 0,01 |
| 650 | | | 1,45 | -0,12 | 0,03 | -0,28 | 0,06 | -0,01 | -0,02 | -0,05 |
| 1000 | | | 1,42 | -0,18 | 0,02 | -0,31 | 0,03 | 0,08 | 0,00 | -0,04 |
| 300 | | $0,5 \leq \delta < 1,0$ | 1,09 | 0,01 | -0,01 | -0,08 | 0,01 | -0,01 | 0,01 | -0,01 |
| 650 | | | 1,09 | -0,06 | 0,00 | -0,09 | 0,01 | 0,06 | 0,00 | -0,01 |
| 1000 | | | 1,06 | -0,05 | 0,01 | -0,06 | -0,01 | 0,05 | -0,01 | 0,01 |

Примечание. Для относительной толщины $\delta = 1$, а также при $\tau_{stf} = 0$ значение $k_{hol} = 1$ независимо от других факторов. Значения коэффициентов для промежуточных диаметров определяются линейной интерполяцией.

Note. For relative thickness $\delta = 1$; if $\tau_{stf} = 0$, the k_{hol} value = 1, regardless of other factors. The values of coefficients applicable to intermediate diameters are determined by linear interpolation.

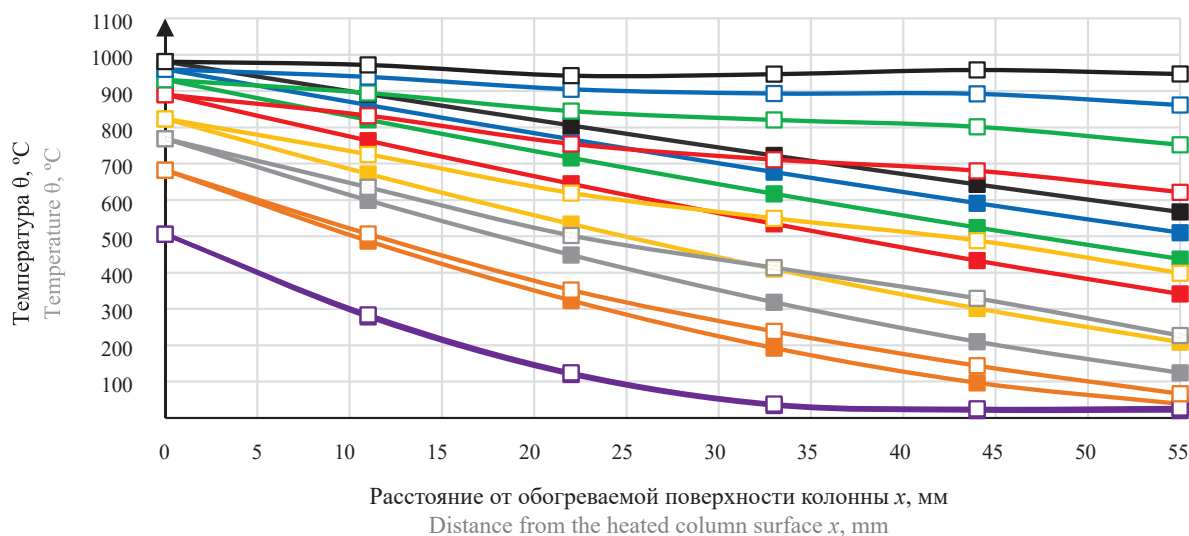
Тогда для железобетонных колонн кольцевого сечения, обогреваемых по всему наружному периметру, формула (6) примет следующий вид:

$$\theta_w = \left(\theta_0 + 1200(1-r)^2 \sqrt{\frac{D}{(D-2x)}} \right) k_{hol}. \quad (11)$$

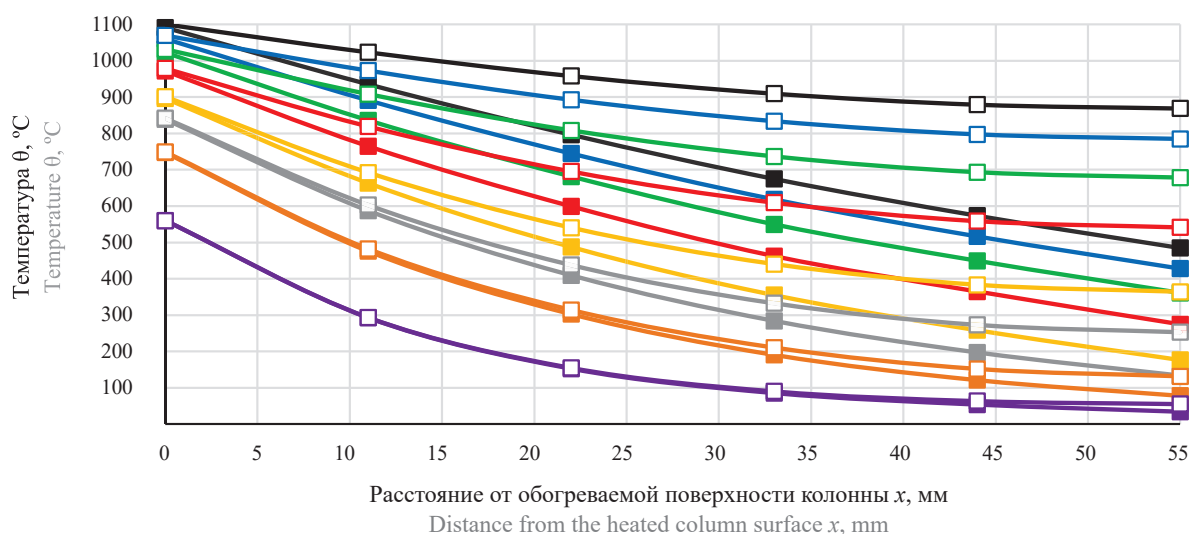
Сравнение результатов расчета температур поля в поперечном сечении колонны наружным диамет-

ром 560 мм и толщиной стенки 55 мм по формулам (6) и (11) приведено на рис. 3, а. На рис. 3, б показаны результаты моделирования прогрева сплошной и полой колонны с теми же геометрическими размерами.

Коэффициент k_{hol} вполне адекватно корректирует формулу (6), поскольку различие между температурами в заданных точках полой и сплошной колонн, рассчитанными по формулам (6) и (11) (см. рис. 3, а), соответствует результатам моделирования (см. рис. 3, б).



a



b



Рис. 3. Температурное поле в колонне наружным диаметром 560 мм: а — расчет по формулам (6) и (11); б — моделирование в Ansys Workbench (пустые маркеры соответствуют полой колонне, сплошные — колонне сплошного сечения)

Fig. 3. Temperature field inside the column having the outer diameter of 560 mm: а — the calculation is performed using formulas (6) and (11); б — Ansys Workbench simulation (empty markers stand for a hollow column, solid markers stand for a solid column)

Влияние неоднородности центрифугированного бетона на прогрев конструкций

На следующем этапе производилась оценка влияния неоднородности центрифугированного бетона на его прогрев. Неоднородность центрифугированного бетона в поперечном сечении конструкций при прочих равных условиях повышается с ростом толщины конструкции [3, 11, 12, 15, 16]. Следовательно, различие в распределении температур в поперечном сечении конструкции вследствие ее неоднородности будет связано с толщиной элемента.

Моделированию подвергались колонны с максимальной и минимальной толщиной стенки при заданном диаметре (см. табл. 3). Поскольку оценивается влияние неоднородности бетона, арматуру в теле конструкций не задавали, а рассматривали бетонное сечение. Остальные начальные условия оставались неизменными. Граничные условия соответствуют назначаемым в ПФЭ.

Поперечное сечение колонн в модели представлялось пятью примыкающими друг к другу кольцами одинаковой толщины, имеющими свои физические и теплофизические характеристики. Плотность, влажность, коэффициенты теплопроводности и удельной изобарной теплоемкости определялись для изучения влияния неоднородности и определялись исходя из результатов лабораторных исследований центрифугированного бетона в нормальных условиях и при высокотемпературном нагреве [15]. Полученные значения плотности и коэффициента теплопроводности увеличиваются по мере увеличения относительной толщины, а значения коэффициента теплоемкости в интервале температур 115...200 °C уменьшаются. В случае моделирования однородной конструкции характеристики бетона всех колец принимались при $\delta = 0,5$, поскольку они соответствуют конструкции в целом [15].

В результате проведенного моделирования были получены зависимости температуры от времени в заданных точках однородных и неоднородных колонн (на рис. 4 представлены графики для колонн с $D = 600$ мм минимальной ($b = 60$ мм) и максимальной ($b = 100$ мм) толщины).

Температура бетона в неоднородной конструкции оказалась во всех точках выше, чем в однородной, за исключением точек с $\delta = 1$ (соответствует температуре обогреваемой поверхности и определяется температурным режимом пожара). Повышение неоднородности центрифугированного бетона с ростом толщины стенки конструкции увеличивает разность между температурами бетона в неоднородной и однородной конструкциях в точках с одинаковым значением $\delta < 1$ (см. рис. 4). Из этого следует, что неоднородность центрифугированного бетона является отрицательным фактором с точки

зрения огнестойкости, поскольку она способствует более скорому прогреву сечения.

Для оценки влияния данного факта был введен коэффициент ускорения прогрева сечения центрифугированной железобетонной конструкции за счет неоднородности k_{het} , определяемый отношением температуры бетона в неоднородной конструкции θ_{het} к его температуре в однородной конструкции θ_{hom} . Характер изменения данного коэффициента для одной из промоделированных колонн одинакового диаметра и различной толщины приведен на рис. 5.

Из рис. 5 следует, что относительная толщина конструкции играет существенную роль в изменении коэффициента k_{het} при повышении температур до 200...300 °C, после чего влияние относительной толщины нивелируется. Это объясняется значительной временной разницей достижения данных значений в различных слоях конструкции. Анализ температурных полей, возникающих в конструкциях, приведенных в табл. 3, при стандартном пожаре показал, что характер изменения k_{het} подобен приведенным на рис. 5, отличаются лишь их абсолютные значения. При этом значения k_{het} увеличиваются с увеличением толщины конструкции.

Для возможности более простого учета в расчетах огнестойкости влияния неоднородности центрифугированного бетона на ускорение прогрева конструкций были определены средние значения k_{het} в исследованных колоннах (табл. 6).

Методом наименьших квадратов было получено уравнение регрессии для k_{het} (рис. 6):

$$k_{het} = 0,99 + 0,5b, \quad (12)$$

где b измеряется в метрах.

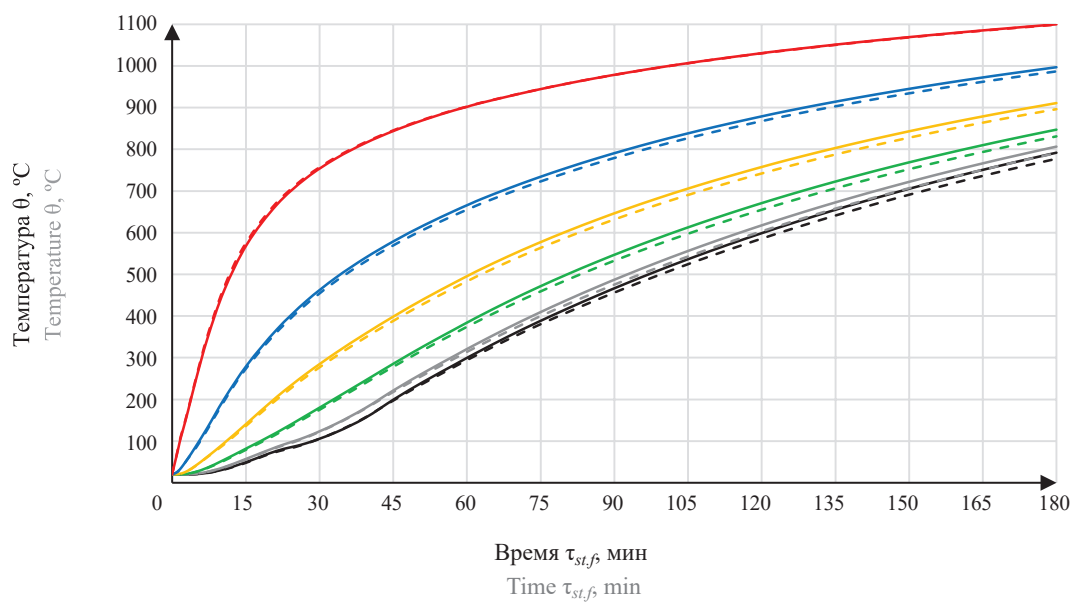
Из формулы (12) следует, что в конструкциях толщиной менее 20 мм неоднородность центрифугированного бетона не оказывает влияния на ускорение прогрева их сечения.

Влияние тонкостенности колонн на ускорение прогрева их сечения

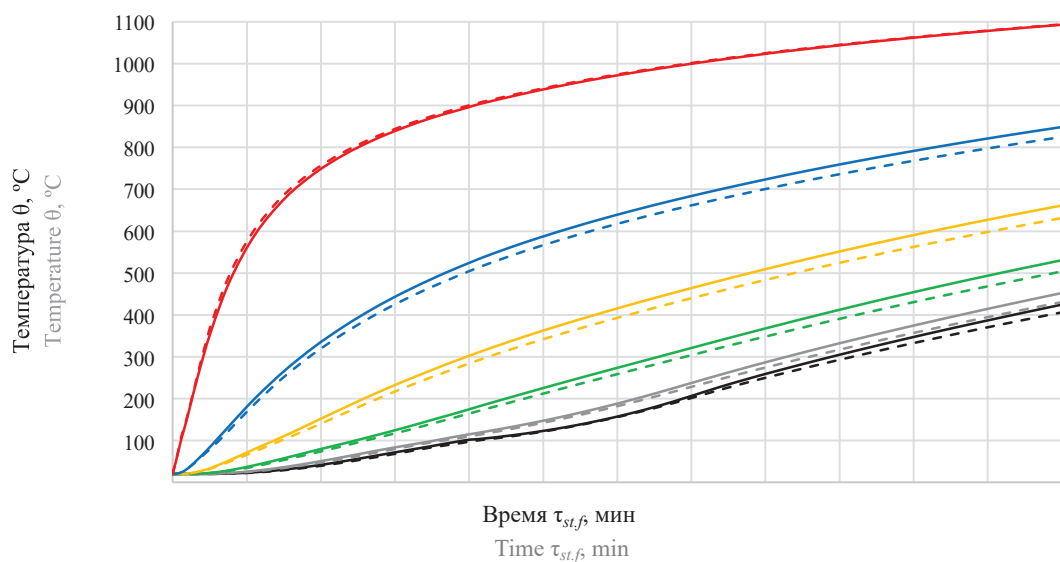
Результаты натурных огневых испытаний центрифугированных железобетонных колонн показали, что при достижении температур 550...600 °C в сечении колонн наблюдались резкие скачки температур, свидетельствующие о раскрытии трещин, в результате чего ускоряется прогрев бетона и арматуры в зоне раскрытия [18]. Данным фактом недопустимо пренебрегать в расчетах огнестойкости, поскольку он отрицательно сказывается на поведении конструкций при пожаре. Для учета данного факта при решении теплотехнической задачи огнестойкости возможны варианты корректировки теплофизических характеристик бетона в модели путем использования

эффективных коэффициентов теплопроводности [25–27] либо введения поправочного коэффициента для рассчитанных температур в поперечном сечении конструкций, превышающих значения, при которых начинается раскрытие трещин.

Нами было принято решение учитывать раскрытие трещин при прогреве сечения с помощью коэффициента тонкостенности k_{th} , определяемого отношением фактической температуры в измеряемой точке поперечного сечения колонны в моменты



a



b

Неоднородная колонна:
Homogeneous column:

— $\delta = 0$ — $\delta = 0,2$ — $\delta = 0,4$ — $\delta = 0,6$ — $\delta = 0,8$ — $\delta = 1$

Однородная колонна:
Heterogeneous column:

- - - $\delta = 0$ - - - $\delta = 0,2$ - - - $\delta = 0,4$ - - - $\delta = 0,6$ - - - $\delta = 0,8$ - - - $\delta = 1$

Рис. 4. Зависимость температуры бетона от времени в заданных точках поперечного сечения однородной и неоднородной колонн диаметром $D = 600$ мм и толщиной $b = 60$ мм (a) и $b = 100$ мм (b)

Fig. 4. Time dependence of the temperature of concrete at given points of the cross-section of a homogeneous and heterogeneous column: (a) $D = 600$ mm and thickness $b = 60$ mm; (b) $D = 600$ mm and thickness $b = 100$ mm

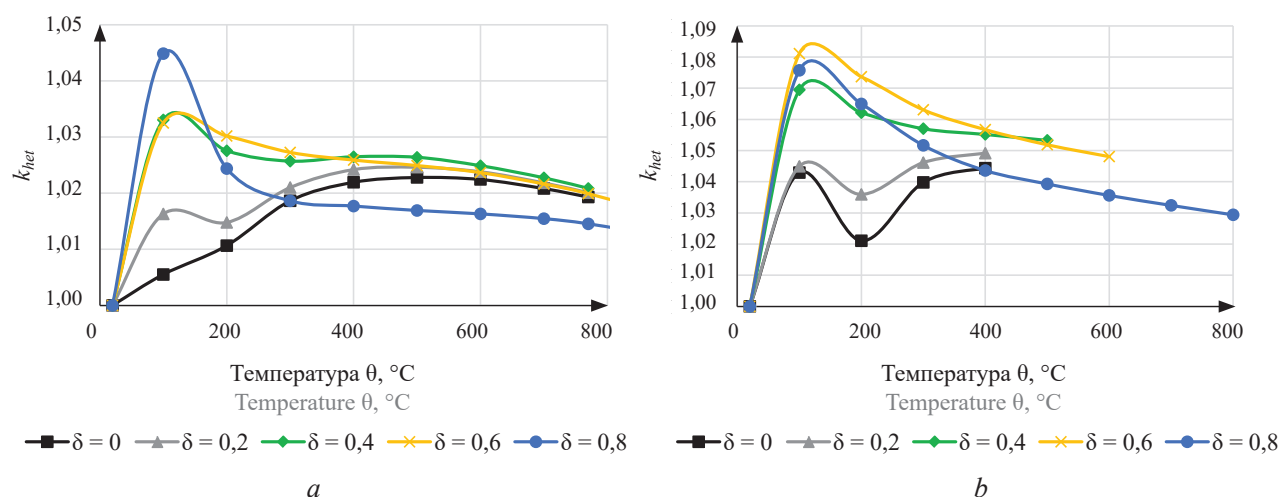


Рис. 5. Зависимость k_{het} от температуры бетона в колоннах диаметром $D = 600$ мм и толщиной $b = 60$ мм (а) и $b = 100$ мм (б)

Fig. 5. Dependence of k_{het} on concrete temperature in columns: (a) diameter $D = 600$ mm and thickness $b = 60$ mm; (b) diameter $D = 600$ mm and thickness $b = 100$ mm

времени после начала раскрытия трещин к температуре, которая была бы в этой же точке, если бы раскрытие трещины не произошло (температура в сечении увеличивалась бы со скоростью, имеющей место до трещинообразования). Данный подход более прост в понимании и применении.

Для нахождения зависимости k_{th} от температуры были определены температуры $\theta_{crc.b}$ и $\theta_{crc.e}$, при которых начинается и заканчивается резкий перепад (скачок) температур в каждой из измеряемых точек соответственно [18]. Затем с учетом скорости нарастания температур в измеряемых точках до раскрытия тре-

щин (в колонне II — 12 °C/мин) и продолжительности температурного скачка [18] в каждой из точек была определена предполагаемая температура в момент времени, соответствующий окончанию температурного скачка. Далее рассчитывалось предельное значение коэффициента тонкостенности $k_{th,max}$ для каждой из измеряемых точек (табл. 7).

Зависимость k_{th} определялась исходя из предположений, что до момента начала раскрытия трещин $k_{th} = 1$ (при температурах, не превышающих $\theta_{crc.b}$), а в момент окончания — $k_{th} = k_{th,max}$ (при температуре $\theta'_{crc.b}$). Зависимость имеет следующий вид:

$$k_{th} = 1 + \frac{k_{th,max} - 1}{\theta'_{crc.e} - \theta_{crc.b}} (\theta_w - \theta_{crc.b}) = 1 + \frac{1,40 - 1}{620,8 - 574,8} (\theta_w - \theta_{crc.b}) = 1 + 8,7 \cdot 10^{-3} (\theta_w - \theta_{crc.b}). \quad (13)$$

Для зависимости (13) необходимо наложить ограничение: получаемое значение k_{th} не должно

превышать $k_{th,max} = 1,40$ (если $k_{th} > 1,40$, его следует принимать равным 1,40). При этом температуры

Таблица 6. Средние значения k_{het} для колонн различных диаметров и толщины стенки

Table 6. Average k_{het} values for columns having different diameters and wall thicknesses

| b , мм / mm | D , мм / mm | | | | | | | Среднее значение Average value |
|---------------|---------------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-----------------------------------|
| | 300 | 400 | 500 | 600 | 700 | 800 | 1000 | |
| 50 | 1,015 | 1,017 | 1,015 | — | — | — | — | 1,016 |
| 60 | 1,018 | — | — | 1,019 | 1,016 | 1,021 | — | 1,019 |
| 80 | — | 1,027 | — | — | — | — | 1,027 | 1,027 |
| 100 | — | — | 1,041 | 1,042 | — | — | — | 1,042 |
| 120 | — | — | — | — | 1,042 | 1,048 | 1,048 | 1,046 |

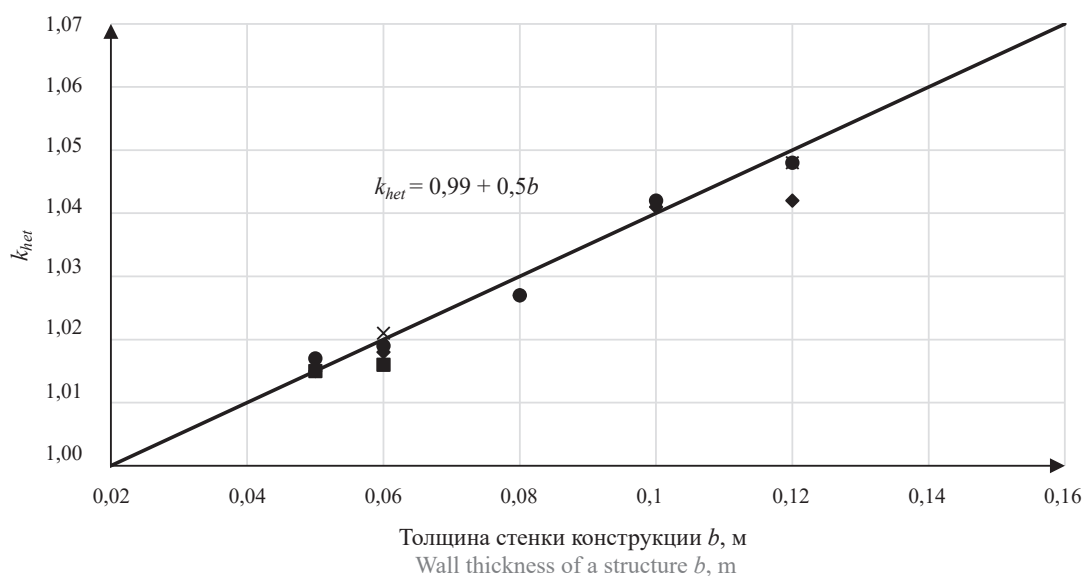


Рис. 6. Зависимость k_{het} от толщины стенки центрифугированной конструкции

Fig. 6. Dependence of k_{het} on the wall thickness of a spun reinforced concrete structure

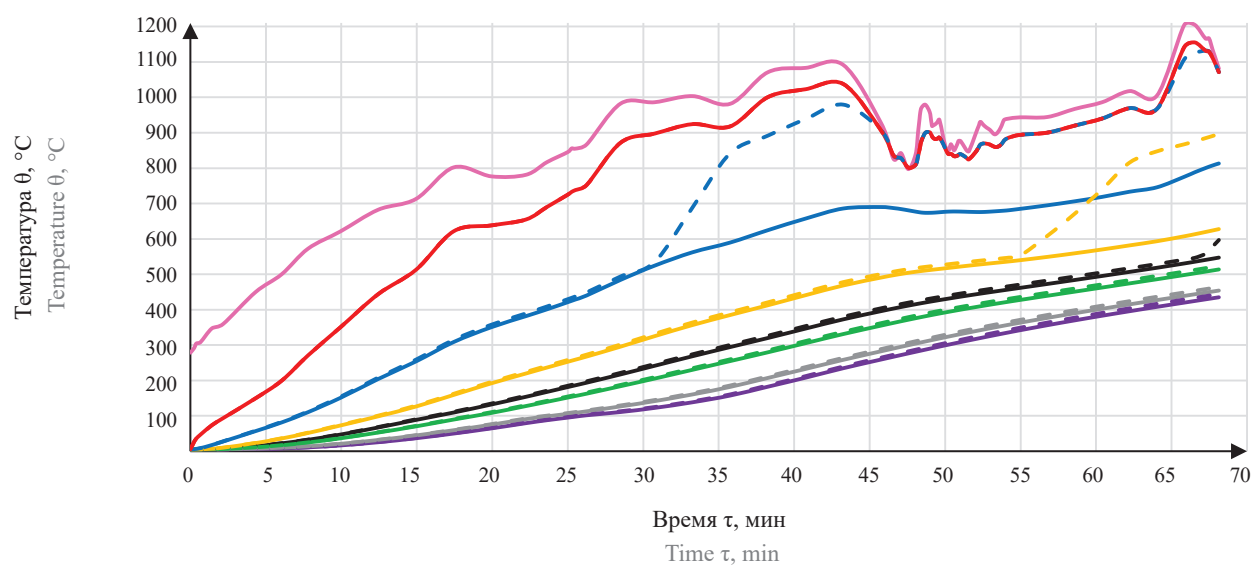
Таблица 7. Результаты экспериментальных исследований температур при раскрытии трещин в центрифугированной железобетонной колонне кольцевого сечения

Table 7. Findings of experimental studies of temperatures in the course of crack opening in an annular spun reinforced concrete column

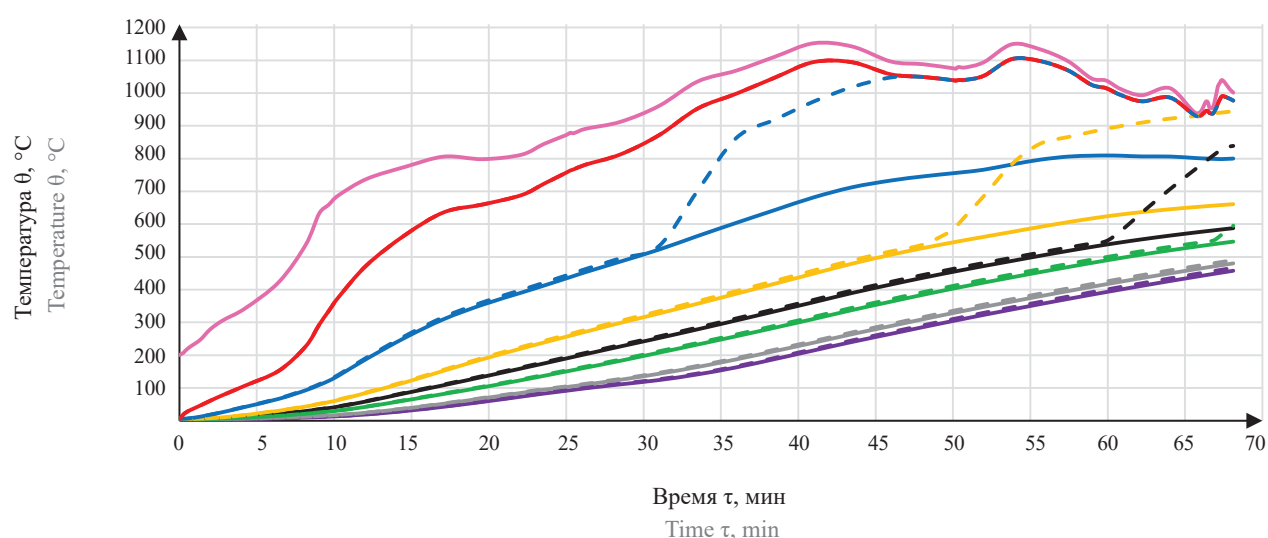
| Термоэлектрический преобразователь Thermoelectric converter (TC) | ТП 1 TC 1 | ТП 2 TC 2 | ТП 3 TC 3 | ТП 4 TC 4 | ТП 5 TC 5 | ТП 6 TC 6 | Среднее значение Average value |
|---|--------------|--------------|--------------|--------------|--------------|--------------|-----------------------------------|
| Измеренная температура начала раскрытия трещины $\theta_{cr.b}$, °C Temperature measured at the onset of the crack opening process $\theta_{cr.b}$ | 620,6 ± 4,4 | 546,5 ± 3,9 | 632,8 ± 4,5 | 552,9 ± 3,9 | 561,5 ± 4,0 | 534,5 ± 3,8 | 574,8 ± 4,1 |
| Измеренная температура окончания раскрытия трещины $\theta_{cr.e}$, °C Temperature measured at the end of the crack opening process $\theta_{cr.e}$ | 886,8 ± 6,3 | 907,1 ± 6,4 | 875,6 ± 6,2 | 901,0 ± 6,4 | 884,2 ± 6,2 | 745,8 ± 5,3 | 866,8 ± 6,1 |
| Время раскрытия трещины τ_{cr} , мин Crack opening time τ_{cr} , min | 5,0 | 3,25 | 2,0 | 4,5 | 4,0 | 4,25 | 3,8 |
| Предполагаемая температура в момент окончания раскрытия трещины $\theta'_{cr.e}$, °C Estimated temperature at the end of the crack opening process, $\theta'_{cr.e}$, °C | 680,6 | 585,5 | 656,8 | 606,9 | 609,5 | 585,5 | 620,8 |
| $k_{th.max}$ | 1,30 | 1,55 | 1,33 | 1,48 | 1,45 | 1,27 | 1,40 |

Примечание. ТП 1–ТП 3 — термоэлектрические преобразователи, измеряющие температуру на арматуре, ТП 4–ТП 6 — термоэлектрические преобразователи, измеряющие температуру бетона на внутренней поверхности колонны II [18].

Note. TC 1–TC 3 are the thermal converters that measure the temperature of reinforcement bars; TC 4–TP 6 are the thermal converters that measure the temperature of concrete on the inner surface of column II [18].



a



b

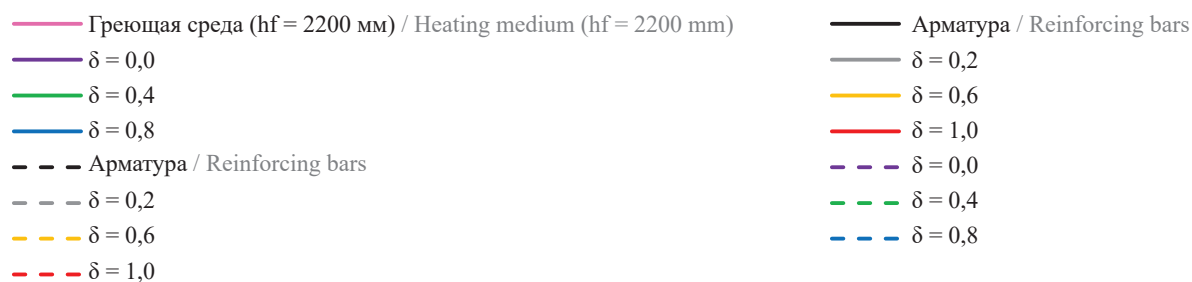


Рис. 7. Результаты моделирования прогрева поперечного сечения испытанных колонн (сплошные линии отображают моделирование без учета k_{het} и k_{th} , штриховые — с учетом k_{het} и k_{th}): а — колонна I; б — колонна II

Fig. 7. Results of simulated heating of the cross-section of tested columns (solid lines show simulation results disregarding k_{het} and k_{th} ; dashed lines show the simulation results with regard to k_{het} and k_{th}): a — column I; b — column II

в сечении конструкций, получаемые с учетом данного коэффициента, логично ограничивать значением температуры на обогреваемой поверхности $\theta_{o.w.}$. При разработке расчетной методики для обеспечения безопасности в качестве $\theta_{cr.b}$ принимается 550 °С, что соответствует средней температуре начала раскрытия трещин в бетоне на внутренней поверхности колонн.

Результаты моделирования испытанных колонн и расчета температур в их сечении при стандартном огневом воздействии.

В качестве окончательных температур в поперечном сечении центрифугированных железобетонных колонн при моделировании принимались температуры, скорректированные с помощью коэффициентов k_{het} и k_{th} . При расчете температурного поля по методике^{19,20} использовалась формула, адаптированная для центрифугированных железобетонных колонн кольцевого сечения:

$$\theta_w = \left(\theta_{w0} + 1200(1-r)^2 \sqrt{\frac{D}{(D-2x)}} \right) k_{hol} k_{het} k_{th}. \quad (14)$$

¹⁹См. сн. 5.

²⁰См. сн. 6.

Результаты моделирования прогрева испытанных колонн [18, 28] и расчета температур в их сечении при воздействии стандартного пожара по формуле (14) представлены на рис. 7 и 8.

Значения температуры греющей среды на высоте 2200 мм от уровня фундамента (соответствует высоте установки ТП в сечении колонн) при проведении огневых испытаний отличались от значений стандартной температурной кривой (по большей части в заданные моменты времени экспериментальные температуры были выше) [28], что давало возможность обогреваемой поверхности колонн нагреваться более интенсивно. Поскольку в *Ansys Workbench* имеется возможность учитывать фактически полученные в испытаниях значения температуры, а формула (6) и, соответственно, адаптированная формула (14), основаны строго на воздействии стандартного пожара, в дальнейшем логично при решении статической задачи для испытанных колонн принимать температурное поле, полученное при моделировании с учетом корректировки с использованием коэффициентов k_{het} и k_{th} . Вместе с тем, при проведении инженерных расчетов огнестойкости центрифуги-

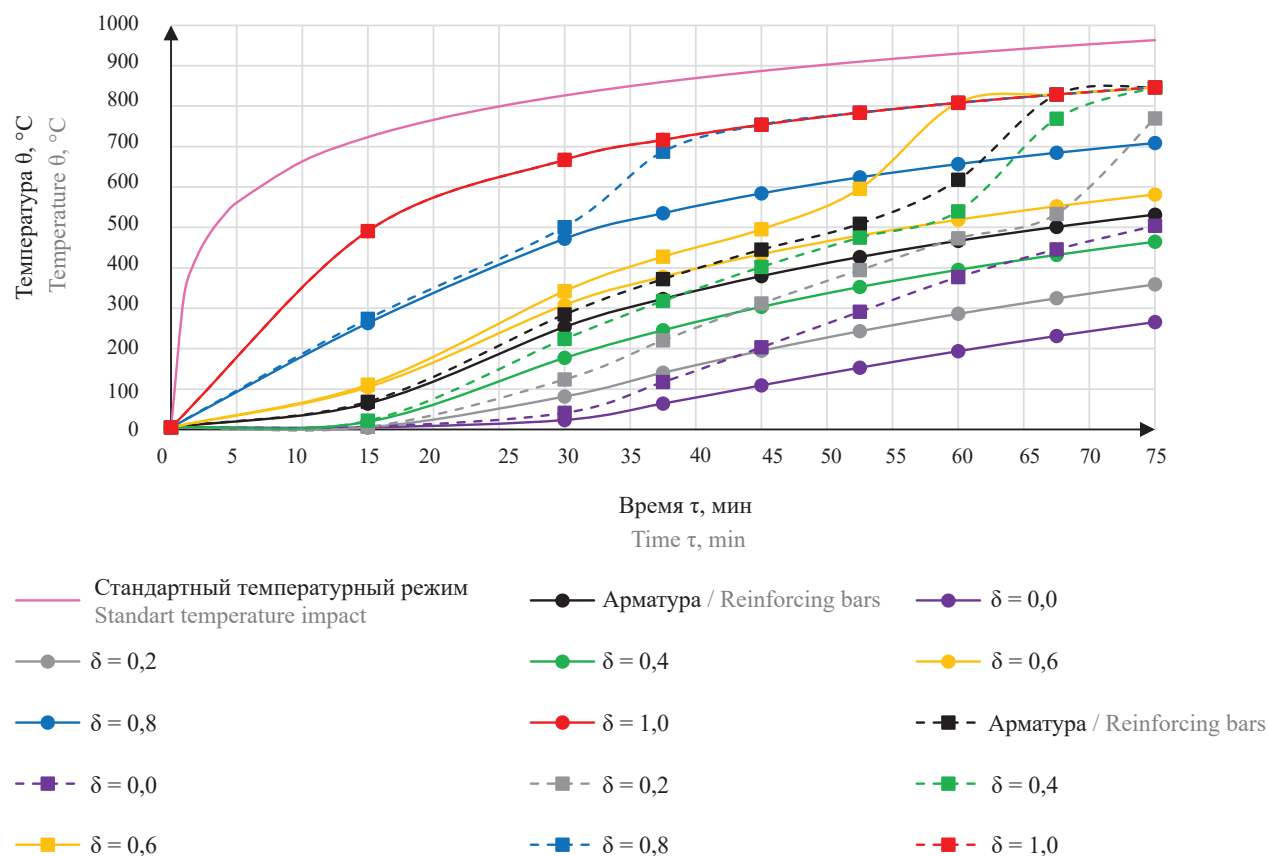
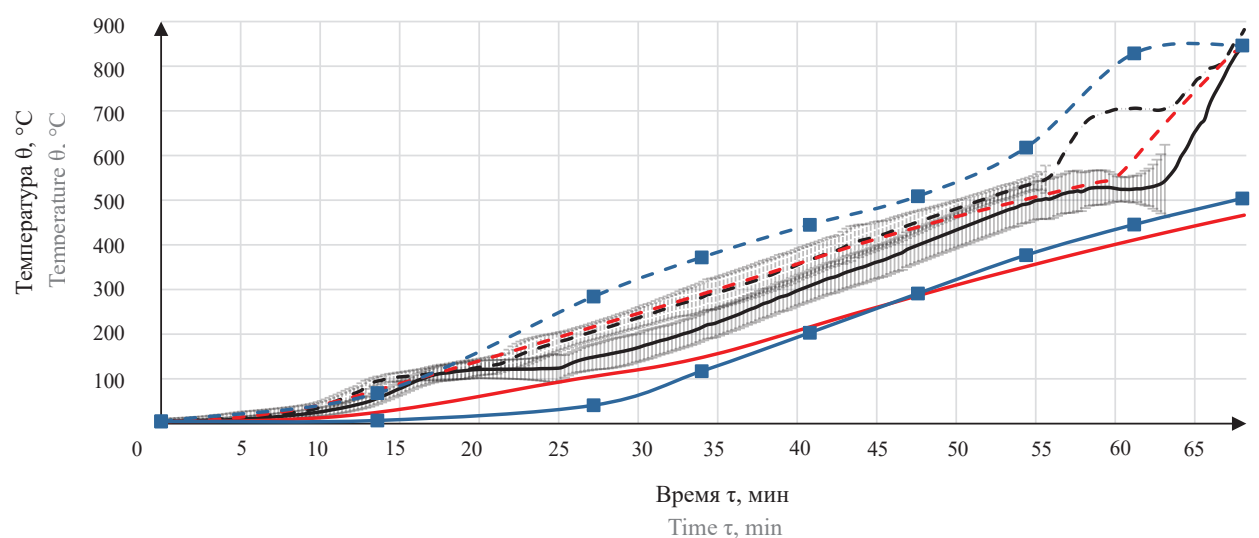
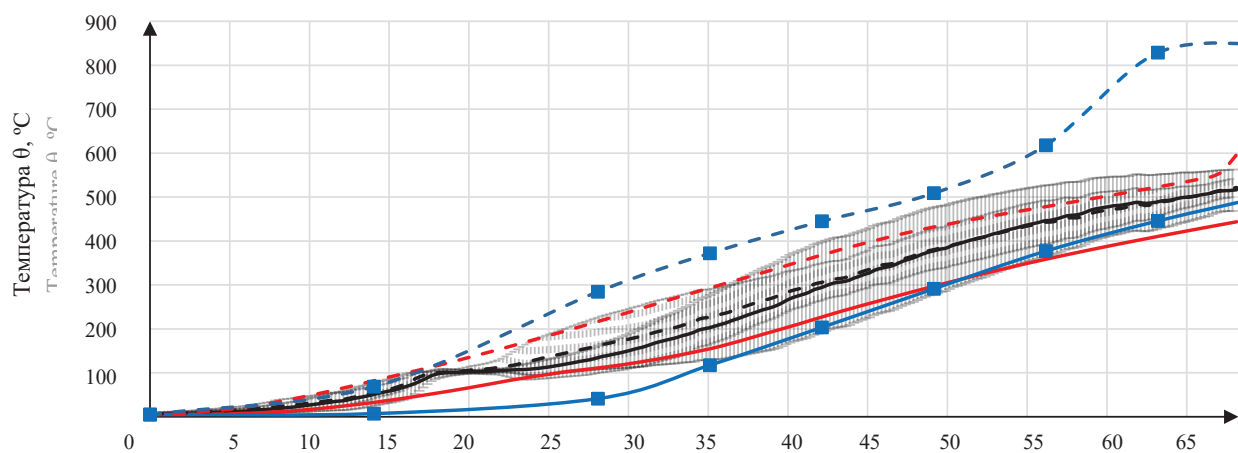
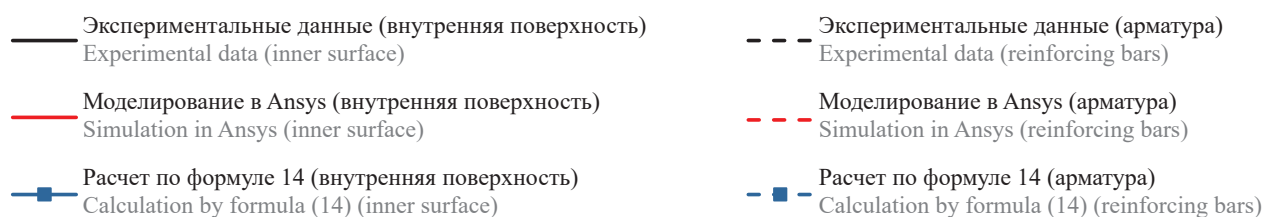


Рис. 8. Результаты моделирования прогрева поперечного сечения испытанных колонн (сплошные линии отображают моделирование без учета k_{het} и k_{th} , штриховые — с учетом k_{het} и k_{th}): а — колонна I; б — колонна II

Fig. 8. Results of simulated heating of the cross-section of tested columns (solid lines show simulation results disregarding k_{het} and k_{th} ; dashed lines show the simulation results with regard to k_{het} and k_{th}): а — column I; б — column II



a



b

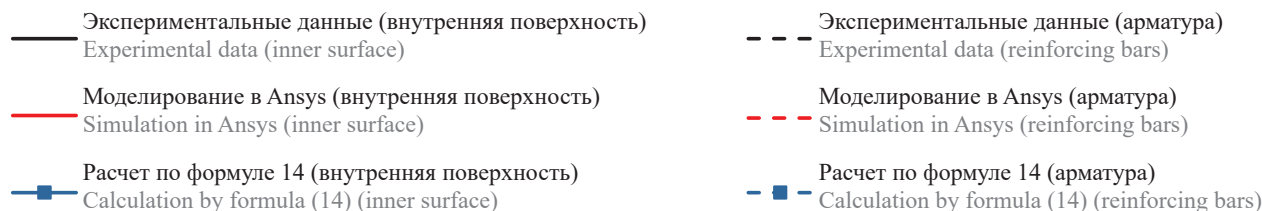


Рис. 9. Сопоставление теоретических и экспериментальных исследований: *a* — колонна I; *b* — колонна II

Fig. 9. Comparison of theoretical and experimental studies: *a* — column I; *b* — column II

рованных железобетонных колонн в существующих или проектируемых зданиях, когда предполагается воздействие на них стандартного температурного режима, температуры в сечении допустимо определять по формуле (14).

Сравнение экспериментальных данных с результатами моделирования и расчета.

В процессе испытаний [18, 28] контролировались температура арматуры в колоннах и температура бетона на их внутренней поверхности. На рис. 9 приведено сопоставление результатов моделирования и расчета с экспериментальными данными [18] для каждой из испытанных колонн. В интерпретации полученных результатов расчета по формуле (14) учитывалась эквивалентность температурных режимов, действовавших на колонны [18, 28] (в качестве времени, откладываемого по оси абсцисс, принимались уменьшенные значения, зависящие от эквивалентных температурных режимов, действующих на колонны [28]).

Как видно из рис. 9, результаты моделирования согласуются с экспериментальными данными. Значения температур арматуры, полученные в результате моделирования с учетом поправочных коэффициентов k_{het} и k_{th} , находятся в пределах границ доверительного интервала экспериментальных значений (при 95 % уровне доверительной вероятности). Более низкие значения температур на внутренней поверхности, полученных при моделировании, обусловлены тем, что на графиках представлены минимальные значения температуры бетона на внутренней поверхности (максимальные значения оказывались на 20...30 °C выше, за счет наличия в бетонном сечении продольных стержней арматуры, образующих температурный мост). При этом в моделировании не учитывалось поперечное спиральное армирование проволокой диаметром 4 мм. Следует отметить, что во время подготовки к испытаниям при установке на внутренней поверхности ТП несколько заглублялись в тело конструкции (примерно на 2...3 мм), что способствовало чуть более высокому нагреву горячих спаев ТП в процессе испытаний.

Полученные температуры в результате расчета по формуле (14) показали вполне приемлемую сходимость с экспериментальными данными в колонне II (разрушившейся ранее). При этом у колонны I имеется некоторый запас огнестойкости, выражающийся в получении более высоких значений по сравнению с экспериментальными. Поэтому формула (14) в инженерной практике является приемлемой для расчета центрифугированных железобетонных колонн кольцевого сечения, обогреваемых по всему наружному периметру.

Выводы

В ходе проведения теоретических исследований, основанных на результатах натурных испытаний центрифугированных железобетонных колонн кольцевого сечения под совместной температурно-силовой нагрузкой, получены следующие результаты.

Выявлено отсутствие влияния газовой среды в полости конструкций кольцевого сечения, обогреваемых по всему наружному периметру, на температурное поле в указанных конструкциях.

Скорректирована формула для расчета температур в сечении полых колонн, обогреваемых по всему наружному периметру. В результате проведенного моделирования в разрезе полного факторного эксперимента получено уравнение регрессии для коэффициента k_{hol} , учитывающего увеличение температур в сечении полых железобетонных конструкций по сравнению со сплошными.

Проведена оценка влияния неоднородности центрифугированного бетона на прогрев конструкций из него. Получено уравнение, описывающее коэффициент ускорения прогрева центрифугированных железобетонных конструкций за счет неоднородности бетона в поперечном сечении изделий k_{het} , которое связано с их толщиной.

Оценено влияние тонкостенности колонн на ускорение их прогрева за счет раскрытия трещин в бетоне при пожаре. Проведенный анализ экспериментальных температур до и после раскрытия трещин позволил получить зависимость для коэффициента k_{th} , учитывающего усиленный прогрев при раскрытии трещин. Данный коэффициент изменяется в диапазоне 1,00...1,40. Температура начала раскрытия трещин составляет 550 °C.

Разработана методика, позволяющая решить теплотехническую задачу огнестойкости для центрифугированных железобетонных колонн. Она включает в себя проведение компьютерного моделирования и корректировку полученного температурного поля коэффициентами k_{het} и k_{th} . Проведенное моделирование с учетом k_{het} и k_{th} и воздействия реальных температур греющей среды показало приемлемую сходимость полученных температур с экспериментальными.

При помощи коэффициентов k_{hol} , k_{het} и k_{th} адаптирована формула расчета температур в сечении центрифугированных железобетонных колонн кольцевого сечения, подвергаемых воздействию стандартного температурного режима. Данную формулу допустимо применять в инженерной практике при расчете пределов огнестойкости указанных конструкций, обогреваемых по всему наружному периметру.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. *Пецольд Т.М.* Железобетонные центрифугированные конструкции промышленных зданий и сооружений : дис. ... д-ра техн. наук. Минск, 1983. 534 с.
2. *Пастушков Г.П.* Многоэтажные каркасные здания с несущими железобетонными центрифугированными элементами : дис. ... д-ра техн. наук. Минск, 1994. 487 с.
3. *Пастушков В.Г., Пастушков Г.П.* Опыт применения центрифугированных линейных элементов с поперечными сечениями различного профиля при строительстве многоэтажных зданий // *Архитектура и строительные науки*. 2014. Т. 18, 19. № 1, 2. С. 36–38. URL: <http://rep.bntu.by/handle/data/23412>
4. *Remitz J., Wichert M., Empelmann M.* Ultra-high performance spun concrete poles. Part I: Load-bearing behavior // *Proceedings of HPC/CIC*. 2017. Vol. 57 (54).
5. *Kolleger J., Burtsher St.L.* Bruchversuche an hochbewehrten Schleuderbetonstützen Tragfähigkeit und Bemessungsmodell // *Zement+Beton*. 2004. S. 10–15.
6. *Burtscher St.L., Rinnhofer G., Benko V., Kolleger J.* Zerstörende Großversuche an hochbewehrten Schleuderbetonstützen // *Bauingenieur*. 2003. Band 78. Ausgabe 04. S. 187–192.
7. *Müller C., Empelmann M., Hude F., Adam T.* Schleuderbetonstützen aus hochfester Bewehrung und ultrahochfestem Beton // *Beton- und Stahlbetonbau*. 2012. Band 107. No. 10. S. 690–699. DOI: 10.1002/best.201200040
8. *Flint G.* Fire induced collapse of tall buildings : dissertation of doctor of technical sciences. Edinburg, 2005. 393 p.
9. *Королев Д.С., Бондаренко Е.А.* Огнестойкость как базовый элемент системы противопожарной защиты зданий и сооружений // *Пожарная безопасность: проблемы и перспективы*. 2018. Т. 1. № 9. С. 423–425. URL: <https://www.elibrary.ru/item.asp?id=36576217>
10. *Зайцев А.М., Болгов В.А.* Численное моделирование прогрева строительных конструкций для определения коэффициента теплоотдачи при пожарах // *Современные проблемы гражданской защиты*. 2015. № 1 (14). С. 19–26. URL: <https://elibrary.ru/item.asp?id=23434990>
11. *Полевода И.И., Жамойдик С.М., Нехань Д.С., Батан Д.С.* Исследование физико-механических свойств центрифугированного бетона // *Наука и техника*. 2019. Т. 18. № 4. С. 319–329. DOI: 10.21122/2227-1031-2019-18-4-319-329
12. *Stelmakh S.A., Scherban E.M., Korobkin A.P., Tkacheva K.E., Osadchenko S.A., Kadrov A.A.* Study of changes in strength properties along section thickness of high-strength centrifuged and vibro-centrifuged concrete // *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. IOP Publishing. 2020. Vol. 905 (1). Pp. 012060–012066. DOI: 10.1088/1757-899X/905/1/012060
13. *Michalek J., Sobótka M.* Assessment of internal structure of spun concrete using image analysis and physicochemical methods // *Materials*. 2020. Vol. 13 (18). Pp. 3987–4011. DOI: 10.3390/ma13183987
14. *Dedukh D.A., Schsuzkiy V.L., Kuzmenko A.A.* Spun concrete properties of power transmission line supports // *Инженерно-строительный журнал*. 2017. Vol. 7 (75). Pp. 37–51. DOI: 10.18720/MCE.75.4
15. *Нехань Д.С.* Физические и теплофизические характеристики центрифугированного бетона в тонкостенных конструкциях // *Актуальные проблемы и тенденции развития техносферной безопасности в нефтегазовой отрасли : мат. III Междунар. науч.-практ. конф., Уфа, 2 декабря 2020 г. Уфа : Изд-во УГНТУ, 2020. С. 25–27.*
16. *Полевода И.И., Нехань Д.С.* Экспериментальные и теоретические исследования физических и теплофизических характеристик центрифугированного бетона // *Вестник Университета гражданской защиты МЧС Беларуси*. 2019. Т. 3. № 3. С. 255–267. DOI: 10.33408/2519-237X.2019.3-3.255
17. *Stelmakh S.A., Shcherban E.M., Shuyskiy A.I., Nazhnev M.P.* Theoretical and practical aspects of the formation of the variational structure of centrifuged products from heavy concrete // *Materials Science Forum “Trans Tech Publications Ltd”*. 2018. Vol. 931. Pp. 502–507. DOI: 10.4028/www.scientific.net/MSF.931.502
18. *Полевода И.И., Нехань Д.С.* Результаты натурных огневых испытаний центрифугированных железобетонных колонн кольцевого сечения // *Вестник Университета гражданской защиты МЧС Беларуси*. 2020. Т. 4. № 2. С. 142–159. DOI: 10.33408/2519-237X.2020.4-2.142
19. *Ba G., Miao J., Zhang W., Liu C.* Influence of cracking on heat propagation in reinforced concrete structures // *Journal of Structural Engineering*. 2016. Vol. 142 (7). P. 04016035. DOI: 10.1061/(asce)st.1943-541x.0001483

20. Ширко А.В., Камлюк А.Н., Полеводо И.И., Зайнуудинова, Н.В. Теплотехнический расчет огнестойкости элементов железобетонных конструкций с использованием программной среды Ansys // Вестник Командно-инженерного института МЧС Республики Беларусь. 2013. № 2 (18). С. 260–269. URL: <https://vestnik.ucp.by/ru/archive>
21. Kudryashov V., Kien N.T., Lupandin A., Shirko A. Fire resistance evaluation of reinforced concrete structures // Safety of Technogenic Environment. 2012. Vol. 3. Pp. 45–49.
22. Полеводо И.И., Нехань Д.С. Определение параметров теплообмена между внутренней поверхностью железобетонных колонн кольцевого сечения и газовой средой в их полости для решения теплотехнической задачи огнестойкости // Пожарная и аварийная безопасность : сб. мат. XV Междунар. науч.-практ. конф., посвящ. 30-й годовщине МЧС России, Иваново, 17–18 ноября 2020 г. Иваново : ФГБОУ ВО Ивановская пожарно-спасательная академия ГПС МЧС России, 2020. С. 349–352.
23. Александров А.А., Григорьев Б.А. Таблицы теплофизических свойств воды и водяного пара : справочник. М. : Изд-во МЭИ, 1999. 168 с.
24. Соколовская И.Ю. Полный факторный эксперимент: методические указания для самостоятельной работы студентов. Новосибирск : НГАВТ, 2010. 36 с.
25. Жамойдик С.М. Огнестойкость стальных колонн с конструктивной огнезащитой : дис. ... канд. техн. наук. Минск, 2017.
26. Кудряшов В.А., Ботян С.С., Жамойдик С.М. Оценка эффективного коэффициента теплопроводности цементных армированных стекловолокном плит до 1200 °С в условиях пожара // Актуальные проблемы пожарной безопасности : мат. XXXI Междунар. науч.-практ. конф., Москва, 5–7 июня. 2019 г. М. : ВНИИПО, 2019. С. 51–55.
27. Tang S., Tang C., Liang Z., Zhang Y., Li L. Numerical Study of the Influence of Material Structure on Effective Thermal Conductivity of Concrete // Heat Transfer Engineering. 2012. Vol. 33 (8). Pp. 732–747. DOI: 10.1080/01457632.2011.635988
28. Нехань Д.С., Кураченко И.Ю., Олесиук Н.М., Креер Л.А. Исследования температуры газовой среды при проведении натурных огневых испытаний строительных конструкций // Вестник Университета гражданской защиты МЧС Беларуси. 2020. Т. 4. № 2. С. 130–141. DOI: 10.33408/2519-237X.2020.4-2.130.

REFERENCES

1. Petsol'd T.M. *Reinforced concrete centrifuged structures of industrial buildings and structures : dissertation of doctor of technical sciences*. Minsk, 1983; 534. (rus).
2. Pastushkov G.P. *Multi-storey frame buildings with load-bearing reinforced concrete centrifuged elements : dissertation of doctor of technical sciences*. Minsk, 1994; 487. (rus).
3. Pastushkov V.G., Pastushkov G.P. Experience in the use of centrifuged linear elements with cross-sections of various profiles in the construction of multi-storey buildings. *Arkhitektura i stroitel'nye nauki/Architecture and building sciences*. 2014; 18,19 (1,2):36-38. (rus).
4. Remitz J., Wichert M., Empelmann M. Ultra-high performance spun concrete poles. Part I: Load-bearing behavior. *Proceedings of HPC/CIC*, 2017; 57(54).
5. Kolleger J., Burtsher St.L. Fracture tests on highly reinforced spun concrete columns, load-bearing capacity and design model. *Zement+Beton*. 2004; 10-15. (ger).
6. Burtsher St.L., Rinnhofer G., Benko V., Kolleger J. Destructive large-scale tests on highly reinforced spun concrete columns. *Bauingenieur*. 2003; 78(04):187-192. (ger).
7. Müller C., Empelmann M., Hude F., Adam T. Spun concrete columns made of high-strength reinforcement and ultra-high-strength concrete. *Beton- und Stahlbetonbau*. 2012; 107(10):690-699. DOI: 10.1002/best.201200040 (ger).
8. Flint G. *Fire induced collapse of tall buildings : dissertation of doctor of technical sciences*. Edinburgh, 2005; 393.
9. Korolev D.S., Bondarenko E.A. Fire resistance, as a basic element of fire-fighting protection systems for buildings and facilities. *Fire safety: problems and prospects*. 2018; 1(9):423-425. URL: <https://www.elibrary.ru/item.asp?id=36576217> (rus).
10. Zaytsev A.M., Bolgov V.A. Numerical modeling heating construction for determining heat transfer coefficient in case of fire. *Modern problems of civil protection*. 2015; 1(14):19-26. URL: <https://elibrary.ru/item.asp?id=23434990> (rus).
11. Polevoda I.I., Zhamoydik S.M., Nekhan' D.S., Batan D.S. Study of physical and mechanical properties of centrifuged concrete. *Science & Technique*. 2019; 18(4):319-329. DOI: 10.21122/2227-1031-2019-18-4-319-329 (rus).

12. Stelmakh S.A., Scherban E.M., Korobkin A.P., Tkacheva K.E., Osadchenko S.A., Kadrov A.A. Study of changes in strength properties along section thickness of high-strength centrifuged and vibro-centrifuged concrete. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. IOP Publishing. 2020; 905(1):012060-012066. DOI: 10.1088/1757-899X/905/1/012060
13. Michałek J., Sobótka M. Assessment of internal structure of spun concrete using image analysis and physicochemical methods. *Materials*. 2020; 13(18):3987-4011. DOI: 10.3390/ma13183987
14. Dedukh D.A., Schsuzkiy V.L., Kuzmenko A.A. Spun concrete properties of power transmission line supports. *Engineering and construction journal*. 2017; 7(75):37-51. DOI: 10.18720/MCE.75.4
15. Nekhan' D.S. Physical and thermophysical characteristics of spun concrete in thin-walled structures. *Actual problems and development trends of the technosphere industry in the oil and gas industry : materials of the III International Scientific and Practical Conference, Ufa, December 2, 2020*. Ufa, Publishing house of USPTU, 2020; 25-27. (rus).
16. Polevoda I.I., Nekhan' D.S. Experimental and theoretical researches of physical and thermo-physical characteristics of centrifuged concrete. *Journal of Civil Protection*. 2019; 3(3):255-267. DOI: 10.33408/2519-237X.2019.3-3.255 (rus).
17. Stelmakh S.A., Shcherban E.M., Shuyskiy A.I., Nazhnev M.P. Theoretical and practical aspects of the formation of the variational structure of centrifuged products from heavy concrete. *Materials Science Forum "Trans Tech Publications Ltd"*. 2018; 931:502-507. DOI: 10.4028/www.scientific.net/MSF.931.502
18. Polevoda I.I., Nekhan' D.S. Results of full-scale fire test of spun reinforced concrete columns of annular section. *Journal of Civil Protection*. 2020; 4(2):142-159. DOI: 10.33408/2519-237X.2020.4-2.142 (rus).
19. Ba G., Miao J., Zhang W., Liu C. Influence of cracking on heat propagation in reinforced concrete structures. *Journal of Structural Engineering*. 2016; 142(7):04016035. DOI: 10.1061/(asce)st.1943-541x.0001483
20. Shirko A.V., Kamlyuk A.N., Polevoda I.I., Zaynudinova N.V. Thermal calculation of fire resistance of elements of reinforced concrete structures using the ANSYS environment program. *Vestnik of the Institute for Command Engineers of the MES of the Republic of Belarus*. 2013; 2(18):260-269. URL: <https://vestnik.ucp.by/ru/archive> (rus).
21. Kudryashov V., Kien N.T., Lupandin A., Shirko A. Fire resistance evaluation of reinforced concrete structures. *Safety of Technogenic Environment*. 2012; 3:45-49.
22. Polevoda I.I., Nekhan' D.S. Determination of heat transfer parameters between the inner surface of annular-section columns and gaseous medium in their hollow for solving the thermal problem of fire resistance. *Fire and emergency safety : collection of materials of the XV International scientific and practical conference dedicated to the 30th anniversary of the EMERCOM of Russia, Ivanovo, November 17-18, 2020*. Ivanovo, Ivanovo Fire and Rescue Academy of the State Fire Service of the EMERCOM of Russia, 2020; 349-352. (rus).
23. Aleksandrov A.A., Grigor'yev B.A. *Tables of thermophysical properties of water and steam: Handbook*. Moscow, MPEI Publishing House, 1999; 168. (rus).
24. Sokolovskaya I.Yu. *Full factorial experiment: guidelines for independent work of students*. Novosibirsk, NGAVT, 2010; 36. (rus).
25. Zhamoydik S.M. *Fire resistance of the steel columns with structural fire protection : dissertation of doctor of technical sciences*. Minsk, 2017; 124. (rus).
26. Kudryashov V.A., Botyan S.S., Zhamoydik S.M. Estimation of the effective thermal conductivity coefficient of cement glass fiber-reinforced plates up to 1200 °C under fire conditions. *Actual problems of fire safety : materials of the XXXI International Scientific and Practical Conference, Moscow, June 5-7, 2019*. Moscow, VNIPO, 2019; 51-55. (rus).
27. Tang S., Tang C., Liang Z., Zhang Y., Li L. Numerical study of the influence of material structure on effective thermal conductivity of concrete. *Heat Transfer Engineering*. 2012; 33(8):732-747. DOI: 10.1080/01457632.2011.635988
28. Nekhan' D.S., Kurachenko I.Yu., Olesiyuk N.M., Kreer L.A. Temperature studies of the gaseous medium during full-scale fire tests of building constructions. *Journal of Civil Protection*. 2020; 4(2): 130-141. DOI: 10.33408/2519-237X.2020.4-2.130 (rus).

Поступила 14.01.2021, после доработки 19.02.2021;
принята к публикации 01.03.2021

Received January 14, 2021; Received in revised form February 19, 2021;
Accepted March 1, 2021

Информация об авторах

ПОЛЕВОДА Иван Иванович, канд. техн. наук, доцент, начальник университета, Государственное учреждение образования «Университет гражданской защиты Министерства по чрезвычайным ситуациям Республики Беларусь», г. Минск, Беларусь; РИНЦ ID: 1034546; ORCID: 0000-0003-2469-3553; e-mail: ip@ucp.by

НЕХАНЬ Денис Сергеевич, адъюнкт факультета подготовки научных кадров, Государственное учреждение образования «Университет гражданской защиты Министерства по чрезвычайным ситуациям Республики Беларусь», г. Минск, Беларусь; РИНЦ ID: 1037873; ORCID: 0000-0001-7838-4663; e-mail: denis_nechany@mail.ru

Information about the authors

Ivan I. PALEVODA, Cand. Sci. (Eng.), Associate Professor, Head of University, State Educational Establishment “University of Civil Protection of the Ministry for Emergency Situations of the Republic of Belarus”, Minsk, Belarus; ID RISC: 1034546; ORCID: 0000-0003-2469-3553; e-mail: ip@ucp.by

Dzianis S. NEKHAN, Adjunct at Faculty of Postgraduate Scientific Education, State Educational Establishment “University of Civil Protection of the Ministry for Emergency Situations of the Republic of Belarus”, Minsk, Belarus; ID RISC: 1037873; ORCID: 0000-0001-7838-4663; e-mail: denis_nechany@mail.ru