

ИНЖЕНЕРНАЯ МЕТОДИКА РАСЧЕТА ТЕМПЕРАТУРНОГО ПОЛЯ В ПОПЕРЕЧНОМ СЕЧЕНИИ МНОГОПУСТОТНЫХ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ ПЛИТ ПРИ СТАНДАРТНОМ ПОЖАРЕ

Нехань Д.С., Левданский А.А.

Цель. Разработать инженерную методику расчета температурного поля в поперечном сечении многопустотных железобетонных плит (толщиной 150–250 мм) с симметрично расположенными (относительно центра тяжести) замкнутыми полостями круглого сечения (объемом от 40 до 60 %) при одностороннем воздействии стандартного температурного режима пожара, базирующуюся на адаптации упрощенного решения нелинейного уравнения теплопроводности для полнотелых плит с помощью поправочных коэффициентов, полученных на основе численного моделирования и учитывающих геометрию сечения, координаты точек и время нагрева.

Методы. Численное моделирование нагрева железобетонных плит при стандартном пожаре методом конечных элементов на основе планирования полного факторного эксперимента. Обобщение результатов моделирования и анализ влияния геометрических параметров сечения многопустотных плит и длительности воздействия стандартного пожара на температурное поле, формируемое в них. Адаптация существующей методики расчета температурного поля в полнотелых плитах при тепловом воздействии стандартного пожара для применения к многопустотным плитам.

Результаты. Установлены закономерности влияния геометрических параметров многопустотных железобетонных плит (толщина, объем замкнутых полостей круглого сечения) на динамику температурного поля в поперечном сечении (на глубине до 0,3 толщины конструкции) при одностороннем воздействии стандартного пожара длительностью от 30 до 180 мин. Получено уравнение регрессии для определения коэффициента k_{hol} , учитывающего приращение температуры на заданном расстоянии от нагреваемой поверхности в многопустотных плитах по сравнению с полнотелыми аналогами при одностороннем воздействии стандартного температурного режима. Разработана инженерная методика оценки температурного поля в многопустотных железобетонных плитах (толщиной 150–250 мм при объеме замкнутых полостей круглого сечения 40–60 %) при стандартном огневом воздействии.

Область применения исследований. Результаты исследований могут быть использованы специалистами проектных, экспертных и научных организаций при решении упрощенными методами теплотехнической задачи огнестойкости для многопустотных железобетонных плит, а также при совершенствовании действующих нормативных правовых актов.

Ключевые слова: многопустотные железобетонные плиты, стандартный температурный режим пожара, огнестойкость, численное моделирование, полный факторный эксперимент, теплотехническая задача, Ansys Workbench, коэффициент пустотности.

(Поступила в редакцию 8 января 2026 г.)

Введение

Многопустотные плиты получили широкое распространение в гражданском и промышленном строительстве в Республике Беларусь и за рубежом. Этому способствует ряд факторов: экономичность производства (снижение расхода бетона, уменьшение массы изделия), технологичность изготовления и высокие эксплуатационные показатели. Вибрационное уплотнение бетонной смеси при производстве обеспечивает ее равномерное распределение вокруг пустотообразователей, эффективное удаление излишков воздуха и формирование плотной структуры бетона. Особенно активно такие изделия применяются в качестве перекрытий многоэтажных зданий, где требуется сочетание высокой несущей способности, легкости, а также повышенных теплоизоляционных и акустических свойств [1].

Пожары относятся к числу наиболее опасных явлений, сопровождающих развитие человеческой цивилизации на протяжении ее существования. Под воздействием высоких температур пожара строительные конструкции утрачивают свои функции (ограждающие и несущие), что приводит к получению травм людьми, их отравлению, гибели, а также

материальному ущербу [2]. Согласно техническому регламенту ТР 2025/013 ВУ¹ строительные изделия, в том числе применяемые для создания строительных конструкций зданий и сооружений, должны соответствовать требованиям пожарной безопасности. Для выполнения указанных требований в Республике Беларусь реализуется комплекс мер по пассивной противопожарной защите, включающих совокупность инженерно-технических мероприятий противопожарной защиты, реализуемых на стадии разработки проекта строительства, реконструкции (модернизации), технической модернизации, капитального ремонта зданий и сооружений. Базовым элементом пассивной противопожарной защиты является обеспечение огнестойкости зданий и сооружений [3], достигающееся применением строительных конструкций с нормированными пределом огнестойкости и классом пожарной опасности. При рассмотрении строительных конструкций, выполненных из негорючих материалов, анализируют только предел огнестойкости, поскольку указанные конструкции являются непожароопасными (класс пожарной опасности К0). Предел огнестойкости конструкций характеризуется промежутком времени от начала огневого воздействия в условиях стандартных испытаний до наступления одного из нормируемых для данной конструкции предельных состояний по огнестойкости. Для плит перекрытия такими предельными состояниями считаются потеря несущей способности (R), потеря целостности (E) и потеря теплоизолирующей способности (I).

Оценка огнестойкости проводится экспериментальным методом² (огневые испытания), а также теоретическими^{3,4} (общие, упрощенные методы расчета и табличные данные). Оценка огнестойкости расчетными методами состоит из решения двух последовательных задач: теплотехнической и прочностной. Теплотехнический расчет заключается в определении температурного поля в конструкции при стандартном огневом воздействии для заданного промежутка времени.

Известна методика расчета температур в сечении железобетонных конструкций⁵, которая успешно применяется для однородных конструкций сплошного сечения. Реализация указанной методики стала возможна вследствие перехода от решения краевых задач второго и третьего рода к граничным условиям первого рода путем введения в расчетную схему «фиктивного слоя». На внешней поверхности этого слоя принимается расчетная температура, равная 1220 °С, что соответствует предельному значению стандартного температурного режима при длительности воздействия около 6 часов [4]. Наличие воздушных полостей в многослойных железобетонных плитах ограничивает применение указанной методики для определения температурных полей. Воздушные прослойки, обладая иными теплофизическими характеристиками по сравнению с бетоном, существенно изменяют направление и интенсивность теплопереноса в сечении.

Результаты исследований температур в сечении полых железобетонных конструкций, нагреваемых по всему внешнему периметру, в сравнении со сплошными конструкциями таких же внешних размеров, указывают на значительное увеличение температур в бетоне при отсутствии бетонного ядра. Так, для железобетонных колонн кольцевого сечения внешним диаметром 560 мм и толщиной стенки 55 мм при стандартном огневом воздействии продолжительностью 180 мин превышение температур в стенке по сравнению со сплошным сечением достигает двукратного значения. Данный эффект наиболее отчетливо проявляется спустя 45 мин теплового воздействия и усиливается при увеличении расстояния от нагреваемой поверхности вглубь конструкции [5].

В СП 468.1325800.2019⁶ приведены графики зависимости температуры нагрева обычного тяжелого бетона (бетона нормального веса) в многослойных и сплошных плитах (толщиной 150–220 мм с диаметром пустот 80–160 мм) от времени одностороннего воздействия

¹ О безопасности строительных материалов и изделий: ТР 2025/013/ВУ: срок действия с 08.09.2025 / утв. постановлением Совета Министров Респ. Беларусь от 03.03.2025 № 135. – Мн.: Госстандарт, 2025. – II, 12 с.

² Конструкции строительные. Методы испытаний на огнестойкость. Общие требования: ГОСТ 30247.0-94. – Взамен СТ СЭВ 1000-78; введ. 01.01.1996. – М.: ИПК Изд-во стандартов, 2003. – III, 8 с.

³ Еврокод 2. Проектирование железобетонных конструкций. Часть 1-2. Общие правила определения огнестойкости: ТКП EN 1992-1-2-2009 (02250). – Введ. 01.01.2010. – Мн.: Минстройархитектуры, 2022. – X, 77 с.

⁴ Строительные конструкции. Порядок расчета пределов огнестойкости: ТКП 45-2.02-110-2008 (02250). – Взамен П1-02 к СНБ 2.02.01-98; введ. 01.01.2009. – Мн.: Минстройархитектуры, 2008. – III, 127 с.

⁵ См. сноску 4.

⁶ Бетонные и железобетонные конструкции. Правила обеспечения огнестойкости и огнесохранности: СП 468.1325800.2019. – Введ. 11.06.2020. – М.: Минстрой России, 2019: Стандартинформ, 2020. – IV, 82 с.

стандартного пожара. Анализ данных графиков указывает на значительную разницу в нагреве поперечного сечения многопустотных и полнотелых плит. Сечение пустотелых плит нагревается значительно быстрее, чем полнотелых, что ускоряет снижение несущей способности конструкции.

Следует отметить, что оценка огнестойкости многопустотных плит согласно действующим техническим нормативным правовым актам (нормативным документам) с помощью табличных данных имеет ряд особенностей и допущений:

– при отсутствии точного термического анализа температура ниже уровня, на котором суммарная ширина ребер многопустотной плиты равна суммарной ширине пустот, принимается равной температуре в полнотелой плите. Для определения температуры выше данного уровня допускается применять линейную интерполяцию между температурой на указанном уровне и температурой на необогреваемой (верхней) поверхности перекрытия, принимаемой равной максимально допустимому значению при оценке критерия по потере теплоизолирующей способности (I)⁷;

– для многопустотных плит предел огнестойкости по потере теплоизолирующей способности (I) допускается определять как произведение установленного предела огнестойкости полнотелых плит аналогичной толщины и коэффициента 0,65 (согласно опытным данным)⁸;

– для оценки предела огнестойкости многопустотной плиты по потере целостности (E) и теплоизолирующей способности (I) руководствуются эффективной (приведенной) толщиной. Она определяется либо делением площади поперечного сечения плиты (за вычетом площадей пустот) на ее ширину⁹, либо как произведение фактической толщины на коэффициент, равный квадратному корню из отношения объема бетона в изделии к полному геометрическому объему плиты¹⁰;

– предел огнестойкости многопустотных плит по потере несущей способности (R) допускается определять по аналогии со сплошными плитами (панелями) с введением понижающего коэффициента^{11, 12} 0,9. Данный коэффициент учитывает более интенсивный нагрев арматуры в пустотных конструкциях до критических температур и является усредненным значением для плит толщиной 150–220 мм при диаметре пустот 80–160 мм и защитном слое бетона 20–40 мм (экспериментальные данные, послужившие основой для получения этого значения, варьируются в диапазоне от 0,85 до 0,92)¹³.

Из вышеизложенного следует, что наличие воздушных полостей существенно влияет на характер нагрева конструкции. Разработка на основе численного моделирования инженерной методики расчета температурного поля в сечении многопустотных железобетонных плит с симметричным расположением пустот при стандартном огневом воздействии является актуальной задачей. В основу упрощенного метода решения теплотехнической задачи будут положены известная методика расчета температур в сечении полнотелых железобетонных конструкций¹⁴ и всесторонний анализ результатов численного моделирования при заданных граничных условиях теплообмена в рамках полного факторного эксперимента. Это обеспечит возможность упрощенного решения теплотехнической задачи огнестойкости и исключит необходимость применения общего метода расчета при решении указанной задачи.

Основная часть

Наиболее достоверные результаты при определении температурного поля в железобетонных конструкциях теоретическим путем достигаются с применением методов конечно-разностного или конечно-элементного моделирования (общий метод расчета). Одним из широко используемых инструментов для конечно-элементного моделирования является

⁷ Изделия железобетонные сборные. Плиты многопустотные требования: Изм. № 1 СТБ EN 1168-2012. – Введ. 01.01.2017. – Мн.: Госстандарт, 2017. – 16 с.

⁸ См. сноску 4.

⁹ См. сноску 4.

¹⁰ См. сноску 7.

¹¹ См. сноску 4.

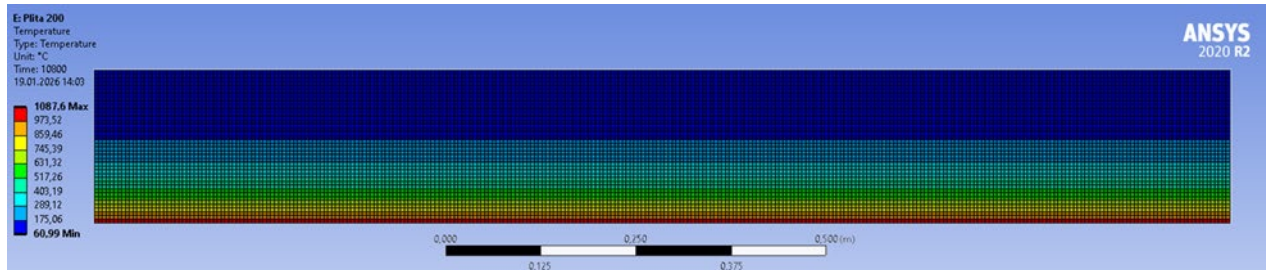
¹² См. сноску 6.

¹³ См. сноску 6.

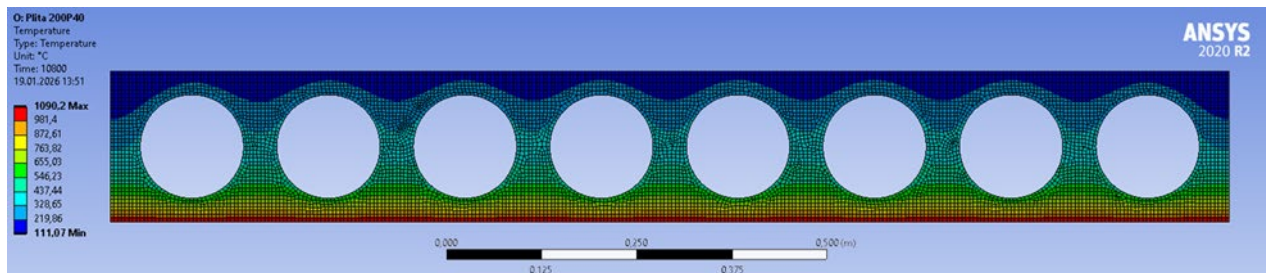
¹⁴ См. сноску 4.

программная среда Ansys Workbench 2020 R2. Модуль Transient Thermal позволяет моделировать нестационарные тепловые процессы при соответствующих начальных и граничных условиях, а также учитывать нелинейные температурные зависимости теплофизических свойств материалов. Это значительно снижает трудоемкость анализа и погрешность расчетов [5–8]. Поэтому для разработки расчетных моделей нагрева полнотелых и многопустотных железобетонных плит была использована указанная система конечно-элементного анализа.

Построение расчетных моделей. В качестве объектов моделирования выступали железобетонные плиты толщиной 150, 200 и 250 мм сплошного сечения (рис. 1а) и с полостями круглого сечения (рис. 1б), объем которых составляет 40 и 60 % от общего объема конструкции (далее – коэффициент пустотности). Пустоты равномерно распределены по горизонтали в поперечном сечении плиты.



а – полнотелая плита



б – многопустотная плита

Рисунок 1. – Расчетные модели железобетонных плит

При определении размеров конечных элементов руководствовались результатами работ [5; 8]. При создании модели приоритет целевой области физики (Physics Preference) был отдан вычислительной гидродинамике (CFD). Размер элементов конечно-элементной сетки для бетона принят равным 5 мм, что составляет 0,02...0,03 толщины плиты. Для снижения трудозатрат и объема вычислений арматура в модели не задавалась.

Зависимости теплофизических характеристик бетона приняты согласно ТКП EN 1992-1-2¹⁵ и представлены на рисунке 2. Начальная средняя плотность бетона в конструкции составляла 2500 кг/м³ при весовой влажности 2,2 %. Свойства материалов задавались в блоке Engineering Data. Параметры теплообмена между огневой средой и плитой при назначении граничных условий были приняты в соответствии с СН 2.01.03¹⁶. Начальный временной шаг расчета (Initial Time Step) составлял не более 10 с.

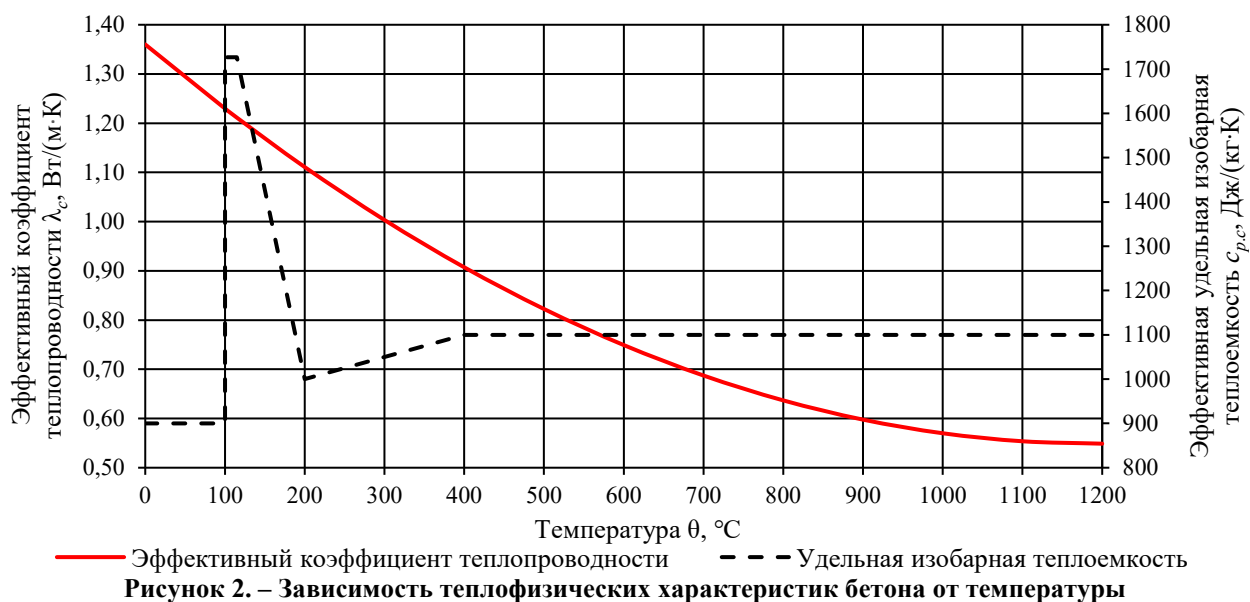
Начальные условия. Температура материалов плит θ_w , греющей (огневой) среды θ_f и окружающей среды (со стороны, противоположной греющей) θ_a во всех точках в начальный момент времени (при $\tau_f = 0$) принята одинаковой и равной:

$$\theta_w(x, y, z, 0) = \theta_f(x, y, z, 0) = \theta_a(x, y, z, 0) = 20 \text{ } ^\circ\text{C}, \quad (1)$$

где θ_w – температура материалов плиты, $^\circ\text{C}$;
 θ_f – температура греющей среды, $^\circ\text{C}$;
 θ_a – температура окружающей среды, $^\circ\text{C}$.

¹⁵ См. сноску 3.

¹⁶ Воздействия на конструкции. Общие воздействия. Воздействия для определения огнестойкости: СН 2.01.03-2019. – Взамен ТКП EN 1991-1-2-2009 (02250); введ. 08.09.2020. – Мн.: Минстройархитектуры, 2020. – IV, 39 с.



Граничные условия. Воздействие теплового потока осуществляется равномерно по всей нижней (нагреваемой) поверхности плит. Нагрев нижней поверхности плит определялся граничными условиями 3-го рода, учитывающими конвективную и лучистую составляющие теплообмена:

$$q_{net} = \alpha_c \cdot (\theta_f - \theta_{o.w}) + \varepsilon_c \varepsilon_f \sigma \Phi \left((\theta_f + 273)^4 - (\theta_{o.w} + 273)^4 \right) = -\lambda_c \left(\frac{\partial \theta}{\partial n} \right)_{o.w}, \quad (2)$$

где q_{net} – результирующий удельный тепловой поток, падающий на нижнюю поверхность плиты, Вт/м²;

α_c – коэффициент теплоотдачи конвекцией, принятый равным¹⁷ 25 Вт/(м²·К);

ε_c – степень черноты поверхности бетона, принятая равной¹⁸ 0,7;

$\theta_{o.w}$ – температура нижней (нагреваемой) поверхности плиты, °С;

ε_f – степень черноты огневой среды, принятая равной¹⁹ 1,0;

$\sigma = 5,67 \cdot 10^{-8}$ Вт/(м²·К⁴) – постоянная Стефана – Больцмана;

Φ – угловой коэффициент облученности, принятый равным²⁰ 1,0;

n – нормаль к изотермической поверхности;

индекс «o.w» относится к нижней (нагреваемой) поверхности плиты.

Зависимость температуры огневой среды θ_f от времени τ_f вблизи плит принята соответствующей стандартному температурному режиму пожара (согласно СН 2.01.03²¹):

$$\theta_f(\tau_f) = \theta_a + 345 \cdot \lg(8\tau_f + 1), \quad (3)$$

где 345 – эмпирический коэффициент, °С;

8 – эмпирический коэффициент, мин⁻¹.

Процесс передачи теплоты от верхней (необогреваемой) поверхности плит в окружающую среду определялся граничными условиями 3-го рода, учитывающими конвективную и лучистую составляющие теплообмена:

$$q_{net1} = \alpha_c \cdot (\theta_{i.w} - \theta_a) + \varepsilon_c \varepsilon_g \sigma \Phi \left((\theta_{i.w} + 273)^4 - (\theta_a + 273)^4 \right) = -\lambda_c \left(\frac{\partial \theta}{\partial n} \right)_{i.w}, \quad (4)$$

где q_{net1} – результирующий удельный тепловой поток, отдаваемый с необогреваемой поверхности плиты в окружающую среду, Вт/м²;

α_c – коэффициент теплоотдачи конвекцией, принятый равным²² 4 Вт/(м²·К);

¹⁷ См. сноску 16.

¹⁸ См. сноску 3.

¹⁹ См. сноску 16.

²⁰ См. сноску 16.

²¹ См. сноску 16.

²² См. сноску 16.

ε_g – степень черноты окружающей среды, принятая равной 1,0;
индекс «i.w» относится к верхней (ненагреваемой) поверхности плиты.

Боковые поверхности плит приняты идеально теплоизолированными, вследствие чего результирующий удельный тепловой поток через них принят равным нулю ($q_{net2} = 0$).

Для многпустотных плит перенос теплоты внутри пустот (от более нагретых элементарных участков к менее нагретым) определяется граничными условиями 3-го рода без учета конвективной составляющей теплообмена:

$$q_{net3} = \Phi \varepsilon_c^2 \sigma \left((\theta_{h.w} + 273)^4 - (\theta_{c.w} + 273)^4 \right) = -\lambda_c \left(\frac{\partial \theta}{\partial n} \right)_{h.w}, \quad (5)$$

где q_{net3} – результирующий удельный тепловой поток между более нагретыми и менее нагретыми элементарными участками, Вт/м²;

индекс «h.w» относится к более нагретому элементарному участку внутренней поверхности полости;

индекс «c.w» – к менее нагретому.

Проведение полного факторного эксперимента (ПФЭ). При использовании упрощенных (инженерных) методов для определения температур в поперечном сечении плоских железобетонных конструкций, подвергаемых нагреву с одной стороны, в настоящее время применяется формула²³ [9]:

$$\theta_w = \theta_{w0} + 1200 \cdot (1 - r)^2, \quad (6)$$

где θ_{w0} – начальная температура материалов конструкции, принимаемая равной 20 °С;

r – относительное расстояние (отношение расстояния от нагреваемой поверхности до рассматриваемой точки поперечного сечения плиты с учетом толщины «фиктивного слоя» к толщине прогретого слоя)²⁴;

1200 – эмпирический коэффициент, °С.

Для адаптации формулы (6) к расчету температуры в многпустотных железобетонных плитах исследовано влияние замкнутых полостей круглого сечения на формируемое температурное поле при одностороннем воздействии стандартного температурного режима пожара. Для этого введен коэффициент k_{hol} , характеризующий увеличение температуры в пустотной плите относительно полнотелой (при прочих равных параметрах). Коэффициент k_{hol} определяется как отношение температуры бетона в сечении многпустотной плиты θ_{hol} к температуре бетона в сечении полнотелой плиты θ_{sec} , установленных на одинаковом расстоянии x от нагреваемой поверхности²⁵ при времени стандартного огневого воздействия τ_f :

$$k_{hol} = \frac{\theta_{hol}(x, \tau_f)}{\theta_{sec}(x, \tau_f)}. \quad (7)$$

Очевидно, что коэффициент зависит от ряда определяющих параметров. В рамках настоящих исследований были выделены следующие ключевые факторы, влияющие на значение k_{hol} (рис. 3):

– относительное расстояние от обогреваемой поверхности до рассматриваемой точки (не включает толщину «фиктивного слоя») $\delta = x/t$, где t – толщина плиты;

– доля поперечного сечения, занимаемая пустотами (коэффициент пустотности): $A_{п}/A_{сеч}$, где $A_{п}$ – суммарная площадь пустот в поперечном сечении плиты; $A_{сеч}$ – общая площадь поперечного сечения плиты;

– продолжительность стандартного огневого воздействия на конструкцию τ_f .

Анализ выделенных факторов показал наличие нелинейных зависимостей между ними и коэффициентом k_{hol} . В связи с этим оценка значений k_{hol} и исследование степени влияния каждого фактора производились в рамках следующих интервалов (для плит толщиной 150, 200 и 250 мм):

– по относительному расстоянию δ : 0,00...0,15 и 0,15...0,30;

– по коэффициенту пустотности $A_{п}/A_{сеч}$: 0,4...0,6;

²³ См. сноску 4.

²⁴ См. сноску 4.

²⁵ Температура θ_{hol} на расстоянии x определяется как среднее значение по поперечному сечению, расположенному на этом расстоянии от нагреваемой поверхности.

– по длительности стандартного огневого воздействия τ_f : 0...30 мин, 30...60 мин, 60...90 мин, 90...120 мин и 120...180 мин.

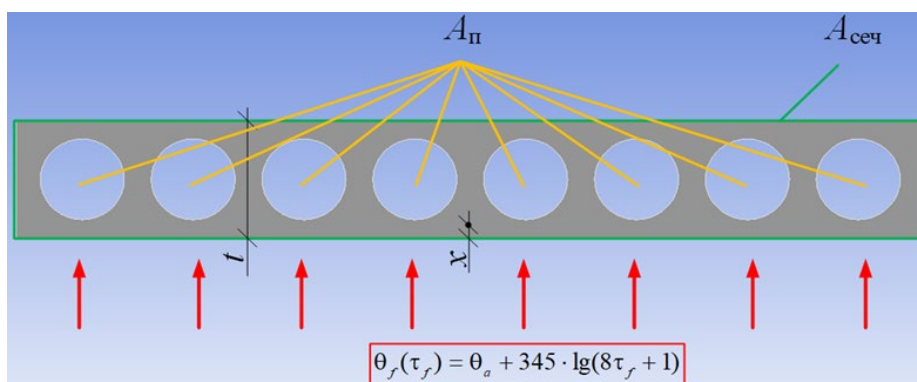


Рисунок 3. – Факторы, оказывающие влияние на значение k_{hol}

Для реализации ПФЭ исследуемые факторы на каждом из интервалов были подвергнуты процедуре кодирования. Переход от физических величин к безразмерным кодированным переменным осуществляется по следующей формуле [10]:

$$X_i = \frac{2F_i - (\max F_i + \min F_i)}{\max F_i - \min F_i}, \text{ где } F_1 = \delta, \quad F_2 = \frac{A_{\text{п}}}{A_{\text{сеч}}}, \quad F_3 = \tau_f. \quad (8)$$

Матрица планирования ПФЭ и схема взаимодействия факторов, использованные для обработки результатов численного моделирования, представлены в таблице 1.

Таблица 1. – Матрица планирования ПФЭ в нормированных факторах

№ эксперимента	Входные факторы			Взаимодействия факторов				Выходной фактор $Y(k_{hol})$
	$X_1 (\delta)$	$X_2 (A_{\text{п}}/A_{\text{сеч}})$	$X_3 (\tau_f)$	X_1X_2	X_1X_3	X_2X_3	$X_1X_2X_3$	
1	+	+	+	+	+	+	+	Y_1
2	-	+	+	-	-	+	-	Y_2
3	+	-	+	-	+	-	-	Y_3
4	-	-	+	+	-	-	+	Y_4
5	+	+	-	+	-	-	-	Y_5
6	-	+	-	-	+	-	+	Y_6
7	+	-	-	-	-	+	+	Y_7
8	-	-	-	+	+	+	-	Y_8

Примечание. Знак «+» соответствует максимальному значению варьируемого фактора в заданном интервале, знак «-» – минимальному. Значения выходного фактора (отклика) k_{hol} рассчитывались в Ansys Workbench по модели, описываемой формулами (1)–(5).

Численное моделирование и обработка результатов, выполненные в рамках ПФЭ по методике [10], позволили получить уравнение регрессии для определения k_{hol} :

$$k_{hol} = k_{h0} + k_{h1}X_1 + k_{h2}X_2 + k_{h3}X_3 + k_{h12}X_1X_2 + k_{h13}X_1X_3 + k_{h23}X_2X_3 + k_{h123}X_1X_2X_3, \quad (9)$$

где $k_{h0}, k_{h1}, k_{h2}, k_{h3}, k_{h12}, k_{h13}, k_{h23}, k_{h123}$ – коэффициенты, учитывающие влияние факторов $\delta, A_{\text{п}}/A_{\text{сеч}}, \tau_f$ и их сочетания, определяемые по таблицам 2 и 3.

Таблица 2. – Коэффициенты $k_{h0}, k_{h1}, k_{h2}, k_{h3}$

$t, \text{ мм}$	$\tau_f, \text{ мин}$	δ	k_{h0}	k_{h1}	k_{h2}	k_{h3}
150	$0 < \tau_f \leq 30$	$0,0 \leq \delta \leq 0,15$	1,060	0,0598	0,00125	0,0598
200			1,051	0,0506	-0,00062	0,0506
250			1,040	0,0395	0,00946	0,0395
150		$0,15 < \delta \leq 0,30$	1,194	0,0748	0,0668	0,194
200			1,146	0,0443	0,0593	0,146
250			1,147	0,0676	0,0806	0,147

Продолжение таблицы 2

t , мм	τ_f , мин	δ	k_{h0}	k_{h1}	k_{h2}	k_{h3}
150	$0 < \tau_f \leq 30$	$0,0 \leq \delta \leq 0,15$	1,060	0,0598	0,00125	0,0598
200			1,051	0,0506	-0,00062	0,0506
250			1,040	0,0395	0,00946	0,0395
150		$0,15 < \delta \leq 0,30$	1,194	0,0748	0,0668	0,194
200			1,146	0,0443	0,0593	0,146
250			1,147	0,0676	0,0806	0,147
150	$30 < \tau_f \leq 60$	$0,0 \leq \delta \leq 0,15$	1,098	0,0984	0,0104	-0,0211
200			1,098	0,0978	0,00675	-0,0035
250			1,087	0,0869	0,0186	0,00763
150		$0,15 < \delta \leq 0,30$	1,367	0,170	0,133	-0,0214
200			1,344	0,157	0,145	0,0573
250			1,329	0,155	0,168	0,0354
150	$60 < \tau_f \leq 90$	$0,0 \leq \delta \leq 0,15$	1,065	0,0645	0,0198	-0,0128
200			1,084	0,0835	0,0173	-0,0108
250			1,089	0,089	0,0191	-0,00537
150		$0,15 < \delta \leq 0,30$	1,311	0,182	0,121	-0,0351
200			1,378	0,211	0,168	-0,0241
250			1,389	0,211	0,178	0,0246
150	$90 < \tau_f \leq 120$	$0,0 \leq \delta \leq 0,15$	1,044	0,0439	0,0224	-0,00787
200			1,045	0,0448	0,0393	0,0095
250			1,077	0,0769	0,0204	-0,00687
150		$0,15 < \delta \leq 0,30$	1,251	0,163	0,103	-0,0244
200			1,307	0,218	0,157	-0,00875
250			1,396	0,242	0,169	-0,018
150	$120 < \tau_f \leq 180$	$0,0 \leq \delta \leq 0,15$	1,027	0,0266	0,0221	-0,00912
200			1,042	0,0424	0,0226	-0,0119
250			1,058	0,0583	0,0235	-0,0118
150		$0,15 < \delta \leq 0,30$	1,194	0,141	0,0845	-0,0325
200			1,260	0,176	0,116	-0,038
250			1,339	0,222	0,147	-0,0389

Примечание. Значения коэффициентов k_{h0} , k_{h1} , k_{h2} , k_{h3} для промежуточных толщин плит определяются линейной интерполяцией.

Таблица 3. – Коэффициенты k_{h12} , k_{h13} , k_{h23} , k_{h123}

t , мм	τ_f , мин	δ	k_{h12}	k_{h13}	k_{h23}	k_{h123}
150	$0 < \tau_f \leq 30$	$0,0 \leq \delta \leq 0,15$	0,00125	0,0598	0,00125	0,00125
200			-0,00063	0,0506	-0,00062	-0,00063
250			0,00946	0,0395	0,00946	0,00946
150		$0,15 < \delta \leq 0,30$	0,0643	0,0748	0,0668	0,0643
200			0,0605	0,0443	0,0593	0,0605
250			0,0619	0,0676	0,0806	0,0619
150	$30 < \tau_f \leq 60$	$0,0 \leq \delta \leq 0,15$	0,0104	-0,0211	0,00788	0,00788
200			0,00675	-0,0035	0,008	0,008
250			0,0186	0,00763	-0,00012	-0,00012
150		$0,15 < \delta \leq 0,30$	0,112	0,0209	-0,00038	-0,01613
200			0,14	0,0559	0,0395	0,0152
250			0,131	0,0201	0,00713	0,00738
150	$60 < \tau_f \leq 90$	$0,0 \leq \delta \leq 0,15$	0,0198	-0,0128	0,0015	0,0015
200			0,0173	-0,0108	0,0025	0,0025
250			0,0191	-0,00537	0,000625	0,000625
150		$0,15 < \delta \leq 0,30$	0,0811	-0,00962	-0,0121	-0,0151
200			0,133	-0,00263	-0,0171	-0,0221
250			0,14	0,0354	0,00263	0,00138

Продолжение таблицы 3

t , мм	τ_f , мин	δ	k_{h12}	k_{h13}	k_{h23}	k_{h123}
150	$90 < \tau_f \leq 120$	$0,0 \leq \delta \leq 0,15$	0,0224	-0,00787	0,00113	0,00113
200			0,0393	0,0095	-0,018	-0,018
250			0,0204	-0,00687	0,000625	0,000625
150		$0,15 < \delta \leq 0,30$	0,0584	-0,00862	-0,00537	-0,00763
200			0,078	-0,0278	-0,0313	0,00475
250			0,128	-0,00425	-0,012	-0,0133
150	$120 < \tau_f \leq 180$	$0,0 \leq \delta \leq 0,15$	0,0221	-0,00912	-0,00162	-0,00162
200			0,0226	-0,0119	0,00138	0,00138
250			0,0235	-0,0118	0,0025	0,0025
150		$0,15 < \delta \leq 0,30$	0,0403	-0,0143	-0,0135	-0,0103
200			0,0705	-0,0143	-0,0095	-0,0123
250			0,0999	-0,0154	-0,00962	-0,0146

Примечание. Значения коэффициентов k_{h12} , k_{h13} , k_{h23} , k_{h123} для промежуточных толщин плит определяются линейной интерполяцией.

Так как математическая модель с заданными краевыми условиями в системе конечно-элементного анализа Ansys Workbench имеет единственное решение, все 8 коэффициентов уравнения регрессии (9) значимы, план ПФЭ насыщен, а значит, проверка адекватности регрессионной модели не проводится [10, с. 56].

Анализ результатов ПФЭ и оценка влияния исследуемых факторов на коэффициент k_{hol} . Полученные по результатам расчета по формуле (9) зависимости k_{hol} от расстояния от нагреваемой поверхности до рассматриваемой точки (при $\delta = 0,0 \dots 0,3$) для плит толщиной 150...250 мм при доле пустот 0,4...0,6 от их объема приведены на рисунке 4.

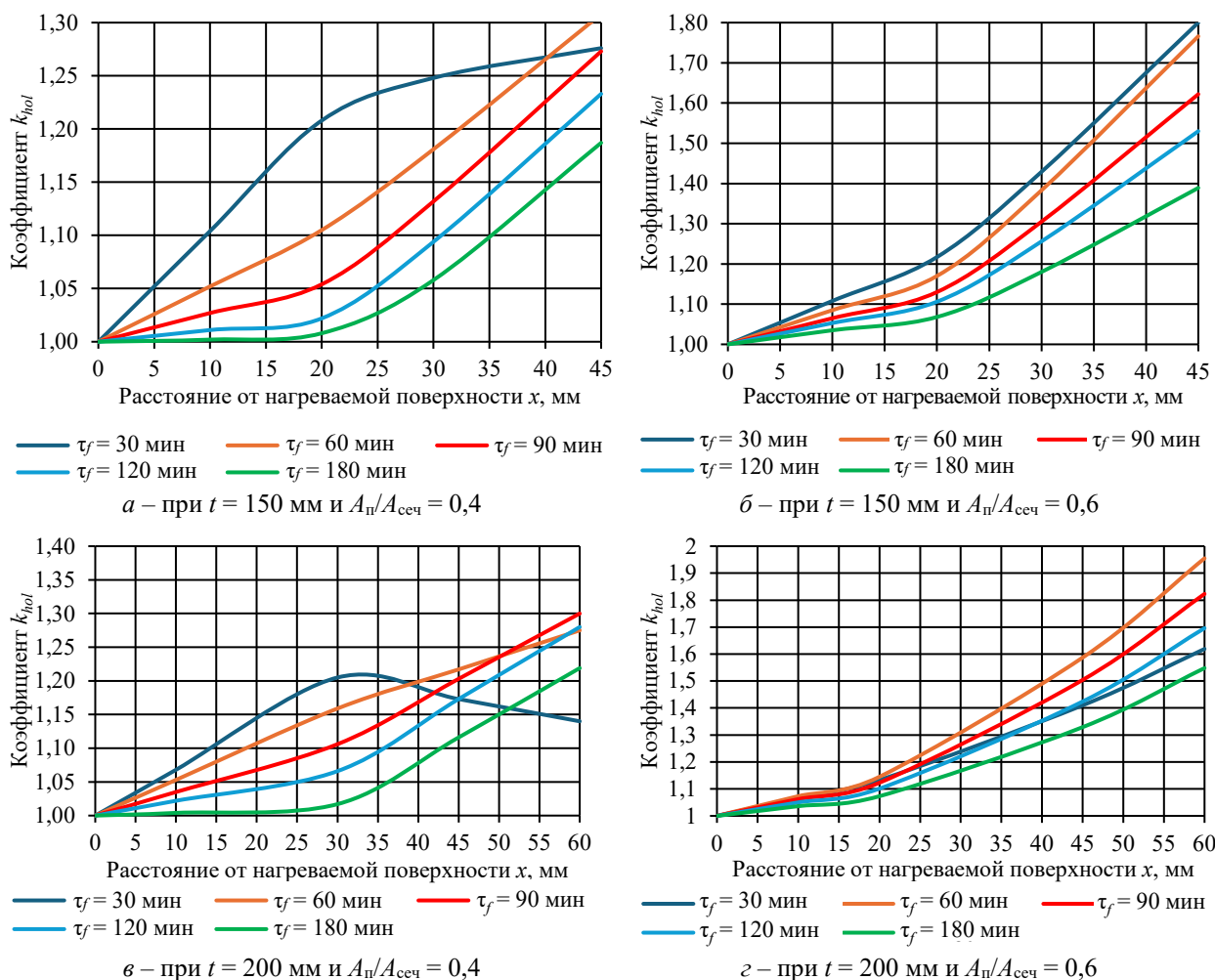


Рисунок 4. – Зависимость коэффициента k_{hol} от координаты точки x для многопустотных плит толщиной 150...250 мм при коэффициенте пустотности 0,4 и 0,6

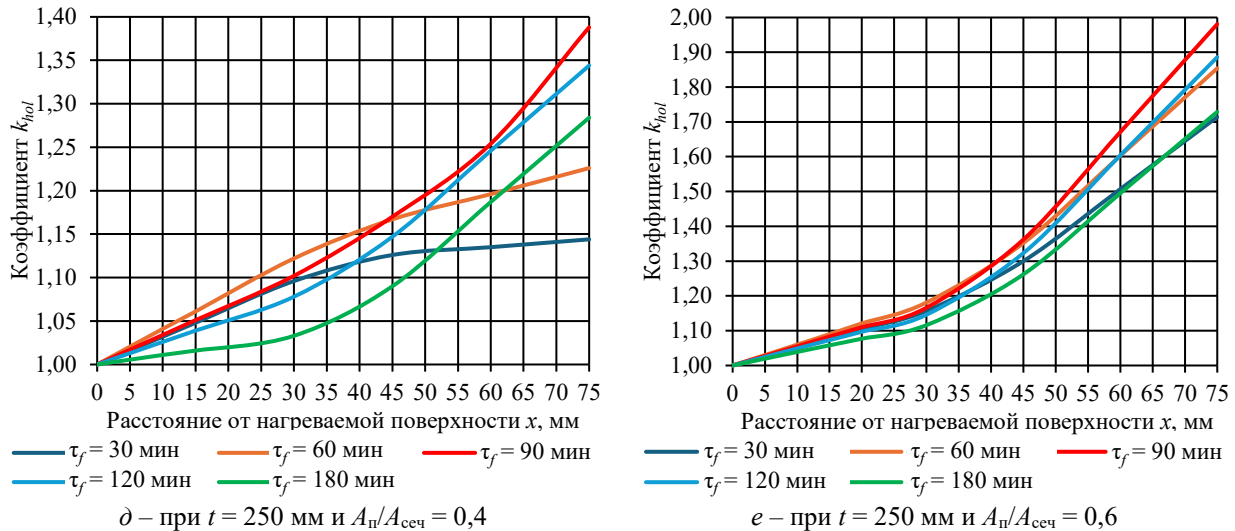


Рисунок 4. – Зависимость коэффициента k_{hol} от координаты точки x для многопустотных плит толщиной 150...250 мм при коэффициенте пустотности 0,4 и 0,6

Анализ результатов численного моделирования и значений k_{hol} показывает, что наличие симметрично расположенных (относительно центра тяжести поперечного сечения многопустотных плит) пустот круглого сечения при одностороннем нагреве в условиях стандартного температурного режима пожара приводит к повышению температуры на расстояниях от нагреваемой поверхности, соответствующих $\delta \leq 0,3$. Увеличение температуры по мере увеличения расстояния от нагреваемой поверхности в большей степени связано с увеличением объема пустот и толщины конструкции. Для плит фиксированной толщины скорость изменения k_{hol} по координате x определяется длительностью τ_f и соотношением $A_{п}/A_{сеч}$.

При прочих равных условиях минимальные значения k_{hol} фиксируются, как правило, при увеличении длительности огневого воздействия τ_f . Увеличение расстояния от нагреваемой поверхности в сторону необогреваемой приводит к увеличению k_{hol} , при этом максимальные значения коэффициента в исследуемом диапазоне смещаются к точкам с $\delta = 0,3$. Исключение составляет плита толщиной 200 мм с соотношением $A_{п}/A_{сеч} = 0,4$: для указанной конструкции локальный максимум ($k_{hol} = 1,20$) достигается спустя 30 мин стандартного огневого воздействия в точке с координатой $x \approx 30$ мм ($\delta = 0,15$). В интервале $x = 30...60$ мм ($\delta = 0,15...0,3$) при $\tau_f = 30$ мин значения коэффициента k_{hol} для указанной плиты составляют 1,15...1,20. Увеличение объема пустот в 1,5 раза для плиты толщиной 200 мм привело к получению k_{hol} (увеличению температуры) в среднем выше в 1,3 раза в точках с $\delta = 0,15$ и в 1,1 раза в точках с $\delta = 0,3$ (рис. 4а, 4г).

Для плит толщиной 150 и 250 мм с $A_{п}/A_{сеч} = 0,4$ при $\tau_f = 30$ мин пиковые значения k_{hol} соответствуют области точек ($\delta > 0,3$), находящейся за пределами границ настоящего исследования. Примечательно, что для плит толщиной 150 и 200 мм для продолжительности стандартного огневого воздействия $\tau_f = 30$ мин в точках с $\delta = 0,15$ при доле пустот 0,4 и 0,6 (от объема плиты) различие в температурах практически отсутствует (рис. 4а–4г).

Максимальные значения k_{hol} , зафиксированные в исследуемом временном интервале ($\tau_f = 30...180$ мин) для плит толщиной 150–250 мм, составили:

- при $A_{п}/A_{сеч} = 0,4$ для точек с $\delta = 0,15$: 1,15...1,22 (в интервале $\tau_f = 30...60$ мин);
- при $A_{п}/A_{сеч} = 0,4$ для точек с $\delta = 0,3$: 1,30...1,39 (в интервале $\tau_f = 60...180$ мин);
- при $A_{п}/A_{сеч} = 0,6$ для точек с $\delta = 0,15$: 1,25...1,30 (в интервале $\tau_f = 30...180$ мин);
- при $A_{п}/A_{сеч} = 0,6$ для точек с $\delta = 0,3$: 1,80...1,98 (в интервале $\tau_f = 30...180$ мин).

О пределе огнестойкости многопустотных плит по предельным состояниям Е1.

Значения коэффициента k_{hol} , определенные для многопустотных плит толщиной 150, 200 и 250 мм с долей пустот 0,4 и 0,6 от их объема (для промежуточных толщин и объеме пустот могут быть определены линейной интерполяцией), целесообразно использовать при оценке пределов огнестойкости по потере несущей способности (R). Вместе с тем данный подход применим при условии, что пределы огнестойкости по потере целостности (Е) и теплоизолирующей способности (I) не являются определяющими и не наступают до момента достижения предельного состояния R.

Результаты оценки огнестойкости многопустотных железобетонных плит с замкнутыми полостями круглого сечения по предельным состояниям EI, полученные на основе численного моделирования нагрева при пожаре, представлены в таблице 4. При этом следует отметить, что для сплошных (полнотелых) плит аналогичной толщины (150–250 мм) предел огнестойкости по предельным состояниям EI в течение 180 мин стандартного огневого воздействия не достигается.

Таблица 4. – Пределы огнестойкости многопустотных плит с замкнутыми полостями круглого сечения по предельным состояниям EI

Толщина многопустотной плиты, мм	Доля полостей круглого сечения от объема плиты	Время от начала стандартного огневого воздействия до момента достижения критических (граничных) значений температуры ¹ на необогреваемой поверхности, мин	
		В локальной точке ²	В среднем по поверхности ²
150	0,4	113	110
	0,6	55	59
200	0,4	– ³	178
	0,6	89	93
250	0,4	– ³	– ³
	0,6	105	120

Примечания.

1. Значение локальной температуры 200 °С (повышение на 180 °С по сравнению с начальной) или повышение средней температуры на необогреваемой поверхности плиты до 160 °С (повышение на 140 °С по сравнению с начальной).
2. Предел огнестойкости по предельному состоянию E принят равным пределу огнестойкости по предельному состоянию I, учитывая, что для рассматриваемых конструкций обеспечивается отсутствие хрупкого взрывообразного разрушения бетона при пожаре²⁶.
3. В течение 180 мин стандартного огневого воздействия предел огнестойкости по предельному состоянию I не достигается.

Адаптация методики расчета температурного поля для плит с пустотами. С учетом полученного уравнения регрессии для коэффициента k_{hol} и рассчитанных значений коэффициентов k_{h0} , k_{h1} , k_{h2} , k_{h3} , k_{h12} , k_{h13} , k_{h23} , k_{h123} (табл. 2 и 3) адаптированная формула (6) для определения температур в многопустотных плитах при одностороннем огневом воздействии принимает следующий вид:

$$\theta_w = \left[\theta_{w0} + 1200 \cdot (1-r)^2 \right] k_{hol}. \quad (10)$$

Далее на примере плит толщиной 200 мм с различной долей пустот выполнен расчет температур в поперечном сечении с применением упрощенного метода. Результаты расчета температур в поперечном сечении полнотелой плиты толщиной 200 мм при одностороннем воздействии стандартного температурного режима пожара по формуле (6) и многопустотных плит такой же толщины с объемом замкнутых полостей 40 и 60 % (объема плиты) по формуле (10) представлены на рисунке 5а. Сравнительные результаты численного моделирования аналогичных плит, полученные в системе конечно-элементного анализа Ansys Workbench 2020 R2, представлены на рисунке 5б.

Результаты моделирования свидетельствуют о том, что повышение объема пустот в железобетонных плитах приводит к росту температур в нижней, как правило растянутой, зоне конструкции. Установлено, что температурные отличия по сравнению с полнотелой плитой становятся более выраженными как с увеличением времени стандартного огневого воздействия, так и по мере удаления от нагреваемой поверхности, достигая наибольших значений на глубине, соответствующей $\delta = 0,3$ (рис. 5), что отвечает данным, представленным на рисунке 4. Превышение температуры для многопустотных плит толщиной 200 мм (по отношению к полнотелой плите такой же толщины) на расстояниях от нагреваемой поверхности 10...60 мм составили: 0,4–27,5 % при $A_{п}/A_{сеч} = 0,4$; 3,6–95,5 % при $A_{п}/A_{сеч} = 0,6$ (рис. 5). Температуры, рассчитанные по формуле (6) для полнотелых плит, а также температуры, рассчитанные по формуле (10) для многопустотных плит, оказываются несколько выше, чем при проведении численного моделирования с помощью Ansys Workbench 2020 R2 (рис. 5), что не снижает заложенный уровень обеспечения безопасности при решении теплотехнической задачи упрощенными методами. При этом наиболее существенные различия характерны для продолжительности стандартного огневого воздействия 120–180 мин в точках с координатой $x = 0,3 t$. Таким образом, введение коэффициента k_{hol} позволило адаптировать

²⁶ См. сноску 4.

методику приложения Ж ТКП 45-2.02-110²⁷ для расчета температур в растянутой зоне (на глубине, не превышающей 0,3 толщины конструкции) многопустотных плит толщиной от 150 до 250 мм с объемом замкнутых полостей круглого сечения от 40 до 60 % (объема плиты).

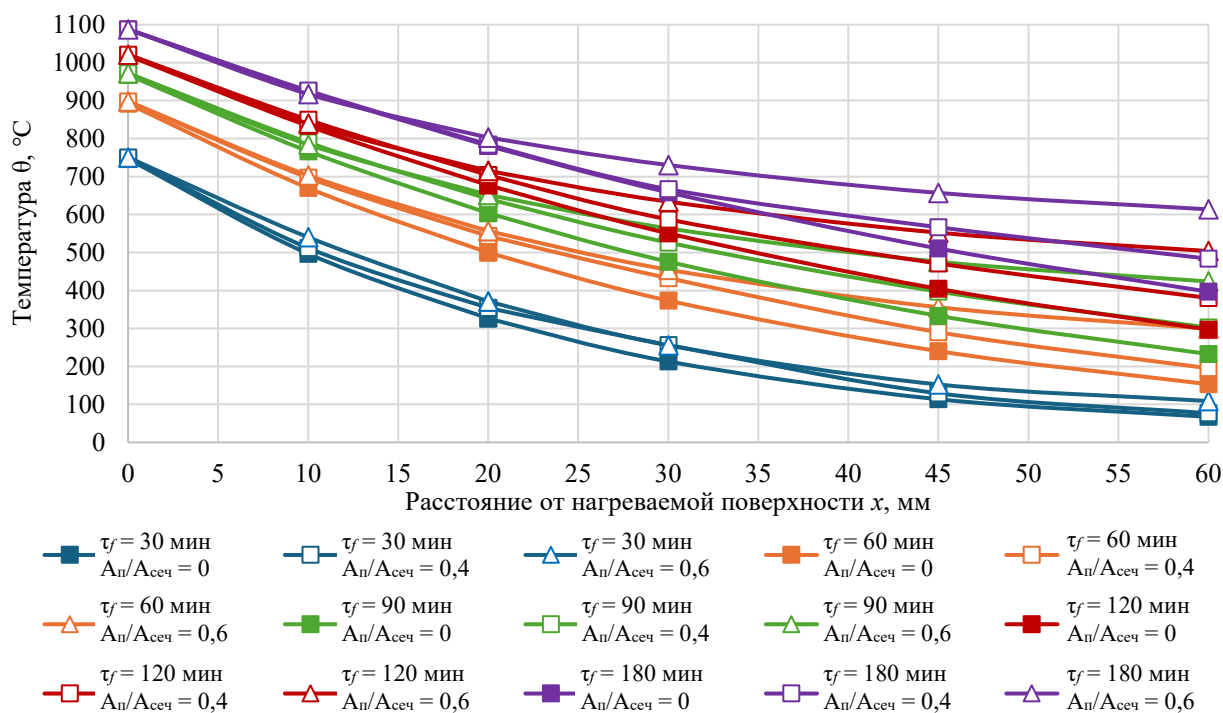
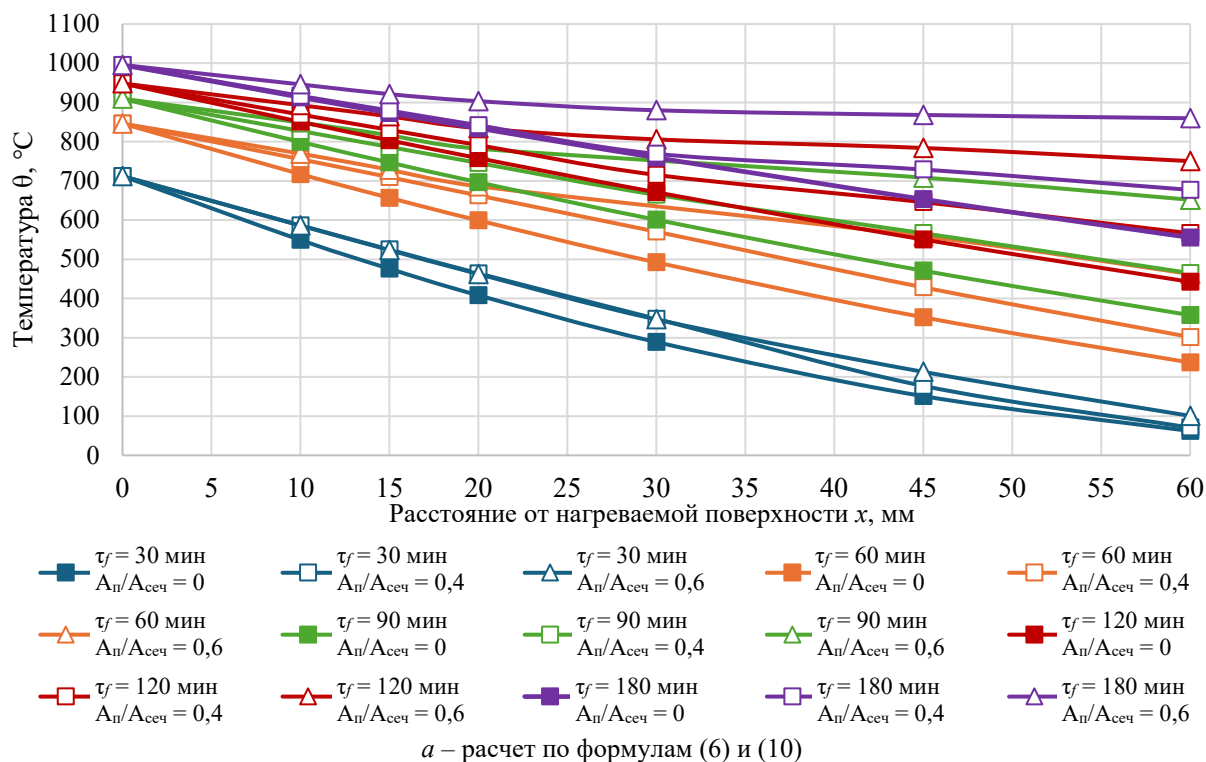


Рисунок 5. – Распределение температур в железобетонных плитах толщиной 200 мм (на относительных расстояниях от нагреваемой поверхности $\delta = 0 \dots 0,3$)

²⁷ См. сноску 4.

Заключение

В ходе теоретических исследований, основанных на результатах численного моделирования (с применением системы конечно-элементного анализа Ansys Workbench 2020 R2) нагрева полнотелых и многопустотных (с замкнутыми полостями круглого сечения, составляющими 40 и 60 % от общего объема конструкции) железобетонных плит толщиной 150–250 мм при одностороннем воздействии стандартного температурного режима пожара для указанных плит получены следующие результаты:

1. Построены расчетные модели нагрева железобетонных плит, включающие задание начальных и граничных условий теплообмена, зависимостей теплофизических свойств бетона от температуры, параметров конечных элементов. Получено распределение температур в поперечном сечении полнотелых и многопустотных железобетонных плит при воздействии стандартного температурного режима пожара продолжительностью от 30 до 180 мин.

2. Получено уравнение регрессии для коэффициента k_{hol} , учитывающего увеличение температуры в заданной точке поперечного сечения многопустотной плиты по отношению к полнотелой. Коэффициент учитывает влияние следующих факторов: расстояние от нагреваемой поверхности до рассматриваемой точки поперечного сечения плиты, ее толщину, долю поперечного сечения, занимаемую пустотами, и продолжительность одностороннего стандартного огневого воздействия. Построены зависимости коэффициента k_{hol} от координаты точки (на расстоянии не более 0,3 толщины конструкции от нагреваемой поверхности) для многопустотных плит при продолжительности одностороннего стандартного огневого воздействия 30, 60, 90, 120 и 180 мин.

3. Установлено, что в растянутой зоне многопустотных плит (на глубине до 0,3 толщины конструкции) значение коэффициента k_{hol} возрастает по мере удаления от нагреваемой поверхности. Увеличение продолжительности стандартного огневого воздействия при прочих равных условиях приводит к снижению значений k_{hol} . Установлено, что в многопустотных плитах толщиной от 150 до 250 мм с долей пустот 0,4 от их объема температура на расстоянии от нагреваемой поверхности от 0,15 до 0,3 ее толщины на 15–39 % выше, чем в полнотелых плитах, при доле пустот 0,6 – на 25–98 %.

4. Оценены пределы огнестойкости по потере целостности и теплоизолирующей способности многопустотных плит. Критерием для наступления предельного состояния служило превышение температуры на 140 °С в среднем или на 180 °С в любой точке на необогреваемой поверхности относительно начальной температуры (при условии отсутствия хрупкого взрывообразного разрушения бетона при пожаре). Для плит толщиной 150 мм предел огнестойкости по указанным предельным состояниям составляет 55 мин при 60 % пустот и 110 мин при 40 % пустот, для плит толщиной 200 мм – 89 мин при 60 % пустот и 178 мин при 40 % пустот, для плит толщиной 250 мм – 105 мин при 60 % пустот и не менее 180 мин при 40 % пустот, для сплошных плит толщиной от 150 до 250 мм в течение 180 мин не достигается.

5. Адаптирована с помощью коэффициента k_{hol} формула для расчета температур в поперечном сечении (в зоне, расположенной на расстоянии 0...0,3 толщины конструкции от нагреваемой поверхности) многопустотных плит толщиной 150–250 мм, подвергаемых одностороннему воздействию стандартного температурного режима. Проведенный анализ температур в поперечном сечении многопустотных плит толщиной 200 мм, полученных по адаптированной формуле, показал возможность ее применения в инженерной практике в рамках упрощенных методов расчета огнестойкости.

Полученные результаты могут быть использованы специалистами проектных, экспертных и научных организаций при оценке огнестойкости многопустотных железобетонных плит упрощенными методами расчета, а также при корректировке технических нормативных правовых актов в части расширения области применения действующей методики теплотехнического расчета железобетонных и бетонных конструкций (ТКП 45-2.02-110).

ЛИТЕРАТУРА

1. Батяновский, Э.И. Технология бетонных и железобетонных изделий: учеб. пособие / Э.И. Батяновский. – Мн.: Высшая школа, 2017. – 305 с.
2. Соколов, С.В. Оценка обстановки с пожарами в мире / С.В. Соколов, П. Вагнер // Пожаровзрывобезопасность. – 2024. – Т. 33, № 6. – С. 67–84. – DOI: 10.22227/0869-7493.2024.33.06.67-84. – EDN: VYWRYO.

3. Королев, Д.С. Огнестойкость как базовый элемент системы противопожарной защиты зданий и сооружений / Д.С. Королев, Е.А. Бондаренко // *Пожарная безопасность: проблемы и перспективы*. – 2018. – Т. 1, № 9. – С. 423–425. – EDN: YQIGQP.
4. Зайцев, А.М. Численное моделирование прогрева строительных конструкций для определения коэффициента теплоотдачи при пожарах / А.М. Зайцев, В.А. Болгов // *Вестник Воронежского института ГПС МЧС России*. – 2015. – № 1 (14). – С. 19–26. – EDN: TSVNLR.
5. Полевода, И.И. Решение теплотехнической задачи огнестойкости центрифугированных железобетонных колонн / И.И. Полевода, Д.С. Нехань // *Пожаровзрывобезопасность*. – 2021. – Т. 30, № 2. – С. 49–70. – DOI: 10.22227/PVB.2021.30.02.49-70. – EDN: ONYDWP.
6. Ba, G. Influence of cracking on heat propagation in reinforced concrete structures / G. Ba, J. Miao, W. Zhang, C. Liu // *Journal of Structural Engineering*. – 2016. – Vol. 142, No. 7. – Article 04016035. – 11 p. – DOI: 10.1061/(asce)st.1943-541x.0001483.
7. Ширко, А.В. Теплотехнический расчет огнестойкости элементов железобетонных конструкций с использованием программы среды ANSYS / А.В. Ширко, А.Н. Камлюк, И.И. Полевода Н.В. Зайнудинова // *Вестник Командно-инженерного института МЧС Республики Беларусь*. – 2013. – № 2 (18). – С. 260–269. – EDN: SNFAML.
8. Полевода, И.И. Огнестойкость железобетонных колонн с конструктивной огнезащитой / И.И. Полевода, С.М. Жамойдик, Д.С. Нехань // *Пожары и чрезвычайные ситуации: предотвращение, ликвидация*. – 2022. – № 2. – С. 67–81. – DOI: 10.25257/FE.2022.2.67-81. – EDN: OВMPXF.
9. Ройтман, М.Я. Инженерные решения по оценке огнестойкости проектируемых и реконструируемых зданий / М.Я. Ройтман. – М.: Ассоциация «Пожарная безопасность и наука», 2001. – 382 с.
10. Гринфельд, Г.М. Методы оптимизации эксперимента в химической технологии: конспект лекций / Г.М. Гринфельд, А.В. Моисеев. – Комсомольск-на-Амуре: ФГБОУ ВПО «КнАГТУ», 2014. – 76 с. – ISBN 978-5-7765-1102-8.

**Инженерная методика расчета температурного поля в поперечном сечении
многopустотных железобетонных плит при стандартном пожаре**
**Engineering method for calculating the temperature field in the cross-section of hollow-core
reinforced concrete slabs under a standard fire**

Нехань Денис Сергеевич

кандидат технических наук, доцент
Государственное учреждение образования
«Университет гражданской защиты
Министерства по чрезвычайным ситуациям
Республики Беларусь», отдел научной
и инновационной деятельности,
начальник отдела

Адрес: ул. Машиностроителей, 25,
220118, г. Минск, Беларусь
Email: denis_nechany@mail.ru
SPIN-код: 3773-9964

Denis S. Nekhan'

PhD in Technical Sciences, Associate Professor
State Educational Establishment «University
of Civil Protection of the Ministry
for Emergency Situations of the Republic
of Belarus», Department of Scientific
and Innovation Activity,
Head of Department

Address: Mashinostroiteley str., 25,
220118, Minsk, Belarus
Email: denis_nechany@mail.ru
ORCID: 0000-0001-7838-4663

Левданский Алексей Александрович

Государственное учреждение образования
«Университет гражданской защиты
Министерства по чрезвычайным ситуациям
Республики Беларусь», факультет
предупреждения и ликвидации чрезвычайных
ситуаций, курсант

Адрес: ул. Машиностроителей, 25,
220118, г. Минск, Беларусь
Email: lvdanskj355@mail.ru

Aleksey A. Levdanskiy

State Educational Establishment «University
of Civil Protection of the Ministry
for Emergency Situations of the Republic
of Belarus», Faculty of Emergency Prevention
and Elimination, cadet

Address: Mashinostroiteley str., 25,
220118, Minsk, Belarus
Email: lvdanskj355@mail.ru
ORCID: 0009-0008-2391-3407

ENGINEERING METHOD FOR CALCULATING THE TEMPERATURE FIELD IN THE CROSS-SECTION OF HOLLOW-CORE REINFORCED CONCRETE SLABS UNDER A STANDARD FIRE

Nekhan' D.S., Levdanskiy A.A.

Purpose. To develop an engineering methodology for calculating the temperature field in the cross-section of hollow-core reinforced concrete slabs (150–250 mm thick) with symmetrically located (relative to the center of gravity) closed circular hollows (40 to 60 % volume) under unilateral standard fire exposure. This methodology is based on adapting a simplified solution to the nonlinear heat conduction equation for solid slabs using correction factors obtained through numerical modeling and taking into account the cross-sectional geometry, point coordinates, and heating duration.

Methods. Numerical modeling of heating of reinforced concrete slabs during a standard fire using the finite element method based on the design of a full factorial experiment. This study summarizes the modeling results and analyzes the influence of the geometric parameters of cross-section of the hollow-core slabs and the duration of standard fire exposure on the temperature field generated within the slabs. An existing methodology for calculating the temperature field in solid slabs exposed to a standard fire is adapted for application to hollow-core slabs.

Findings. The influence of the geometric parameters of hollow-core reinforced concrete slabs (thickness, volume of enclosed circular cavities) on the temperature field dynamics in the cross-section (at a depth of up to 0.3 of the structure's thickness) under unilateral standard fire exposure lasting from 30 to 180 minutes was determined. A regression equation was derived for determining the k_{hol} coefficient, which accounts for the temperature increment at a given distance from the heated surface in hollow-core slabs compared to their solid counterparts under unilateral standard fire exposure. An engineering methodology for assessing the temperature field in hollow-core reinforced concrete slabs (150–250 mm thick with a volume of enclosed circular hollows of 40–60 %) under standard fire exposure was developed.

Application field of research. The research results can be used by specialists on design, expert, and scientific organizations to solve simplified heat engineering problems of fire resistance for hollow-core reinforced concrete slabs, as well as to improve existing regulatory legal acts.

Keywords: hollow-core reinforced concrete slabs, standard fire temperature regime, fire resistance, numerical modeling, full factorial experiment, heat engineering problem, Ansys Workbench, void ratio.

(The date of submitting: January 8, 2026)

REFERENCES

1. Batyanovskiy E.I. *Tekhnologiya betonnykh i zhelezobetonnykh izdeliy* [Technology of concrete and reinforced concrete products]: tutorial. Minsk: Vysshaya shkola, 2017. 305 p. (rus)
2. Sokolov S.V., Vagner P. Otsenka obstanovki s pozharami v mire [Assessment of the fire situation in the world]. *Fire and Explosion Safety*, 2024. Vol. 33, No. 6. Pp. 67–84. (rus). DOI: 10.22227/0869-7493.2024.33.06.67-84. EDN: VYWRYO.
3. Korolev D.S., Bondarenko E.A. Ognestoykost' kak bazovyy element sistemy protivopozharnoy zashchity zdaniy i sooruzheniy [Fire resistance, as a basic element of the fire-fighting protection systems for buildings and facilities]. *Pozharnaya bezopasnost': problemy i perspektivy*, 2018. Vol. 1, No. 9. Pp. 423–425. (rus). EDN: YQIGQP.
4. Zaytsev A.M., Bolgov V.A. Chislennoe modelirovanie progreva stroitel'nykh konstruktsiy dlya opredeleniya koeffitsienta teplootdachi pri pozharakh [Numerical modeling heating construction for determining heat transfer coefficient in case of fire]. *Vestnik Voronezhskogo instituta GPS MChS Rossii*, 2015. Vol. 1, No. 14. Pp. 19–26. (rus). EDN: TSVNLR.
5. Palevoda I.I., Nekhan' D.S. Reshenie teplotekhnicheskoy zadachi ognestoykosti tsentrifugirovannykh zhelezobetonnykh kolonn [A solution to the thermal problem of fire resistance of spun reinforced concrete columns]. *Fire and Explosion Safety*, 2021. Vol. 30, No. 2. Pp. 49–70. (rus). DOI: 10.22227/PVB.2021.30.02.49-70. EDN: ONYDWP.
6. 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, No. 7. Article 04016035. 11 p. DOI: 10.1061/(asce)st.1943-541x.0001483.
7. Shirko A.V., Kamlyuk A.N., Palevoda I.I., Zaynudinova N.V. Teplotekhnicheskiiy raschet ognestoykosti elementov zhelezobetonnykh konstruktsiy s ispol'zovaniem programmoy sredy ANSYS [Thermal engineering calculation of fire resistance of reinforced concrete structure elements using the ANSYS

- environment program]. *Vestnik Komandno-inzhenerenogo instituta MChS Respubliki Belarus'*, 2013. No. 2 (18). Pp. 260–269. (rus). EDN: SNFAML.
8. Palevoda I.I., Zhamoydik S.M., Nekhan' D.S. Ognestoykost' zhelezobetonnykh kolonn s konstruktivnoy ognenezashchitoy [Fire resistance of reinforced concrete columns with structural fire retardance]. *Fire and Emergencies: Prevention, Elimination*, 2022. No. 2. Pp. 67–81. (rus). DOI: 10.25257/FE.2022.2.67-81. EDN: OBMPXF.
 9. Roytman V.M. *Inzhenernye resheniya po otsenke ognestoykosti proektiruemykh i rekonstruiruemykh zdaniy* [Engineering solutions for assessing the fire resistance of designed and reconstructed buildings]. Moscow: Association «Pozharnaya bezopasnost' i nauka», 2001. 382 p. (rus)
 10. Grinfel'd G.M., Moiseev A.V. *Metody optimizatsii eksperimenta v khimicheskoy tekhnologii* [Methods for optimizing experiments in chemical technology]: lecture notes. Komsomolsk-on-Amur: Komsomolsk-na-Amure State University, 2014. 74 p. (rus). ISBN: 978-5-7765-1102-8.

Copyright © 2026 Nekhan' D.S., Levdanskiy A.A.

This work is licensed under a Creative Commons Attribution-NonCommercial 4.0 International License.