

<https://doi.org/10.18322/PVB.2019.28.04.29-41>

УДК 536.46

Численное моделирование распространения пламени по дискретной совокупности горючих материалов

© Е. С. Маркус[✉], А. Ю. Снегирев, Е. А. Кузнецов,
Л. Т. Танклевский, А. В. Аракчеев

Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого
(Россия, 195251, г. Санкт-Петербург, ул. Политехническая, 29)

РЕЗЮМЕ

Введение. Пожары на высокостеллажных складах с дискретным распределением пожарной нагрузки характеризуются стремительным развитием, трудно поддаются раннему обнаружению и тушению и приводят к существенному материальному ущербу. Цель данной работы — демонстрация применимости методики численного моделирования на основе тепловой модели воспламенения твердых горючих материалов для прогнозирования развития пожара на высокостеллажном складе.

Методика. Расчеты выполняются с использованием модели и кода FDS 6.6. В тепловой модели предполагается, что имеет место инертный нагрев материала до достижения критической температуры поверхности (температуры воспламенения) и последующее выгорание его с постоянной скоростью потери массы. Преимуществом тепловой модели пиролиза является ее простота и использование ограниченного числа модельных параметров: температуры воспламенения, удельной массовой скорости выгорания, времени выгорания материала и теплоты его газификации. Предлагаемая методика подбора указанных параметров основана на анализе литературных и экспериментальных данных. В статье приводится расчет развития пожара на трех- и пятиярусном стеллажах с 2 рядами картонных коробок (общее количество — $2 \times 4 \times 3 = 24$ и $2 \times 4 \times 5 = 40$ коробок); системы автоматического пожаротушения не активируются.

Результаты и обсуждение. Расчеты с использованием тепловой модели пиролиза позволяют воспроизвести сложную динамику развития пожара, включая распространение пламени вверх по боковым поверхностям и вдоль по горизонтальным поверхностям коробок. Приведены поля температуры и суммарного теплового потока на поверхностях коробок, температура и скорость газа внутри стеллажа. При увеличении количества ярусов с 3 до 5 наблюдается увеличение скорости роста мощности тепловыделения.

Выводы. Полученное согласие результатов расчета мощности тепловыделения с данными натурных испытаний показывает возможность использования тепловой модели пиролиза для прогнозирования динамики развития пожара на высокостеллажном складе. Рассматриваемая модель может быть использована при разных компоновках пожарной нагрузки и высотах перекрытия, а также при прогнозировании обнаружения пожара и динамики пожаротушения.

Ключевые слова: тепловая модель; распространение пламени; совместное моделирование; высокостеллажный склад; FDS.

Работа выполнена при частичной поддержке Российского научного фонда (проект № 16-49-02017) с использованием ресурсов Суперкомпьютерного центра “Политехнический” (СПбПУ).

Для цитирования: Маркус Е. С., Снегирев А. Ю., Кузнецов Е. А., Танклевский Л. Т., Аракчеев А. В. Численное моделирование распространения пламени по дискретной совокупности горючих материалов // Пожаровзрывобезопасность/Fire and Explosion Safety. — 2019. — Т. 28, № 4. — С. 29–41. DOI: 10.18322/PVB.2019.28.04.29-41.

✉ Маркус Екатерина Сергеевна, e-mail: eksmarkus@gmail.com

Simulation of flame spread over discrete fire load

© Ekaterina S. Markus[✉], Alexander Yu. Snegirev, Egor A. Kuznetsov,
Leonid T. Tanklevskiy, Aleksandr V. Arakcheev

Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University (Polytechnicheskaya St., 29,
St. Petersburg, 195251, Russian Federation)

ABSTRACT

Introduction. Fires at high-rack storages with a discrete fire load develop dramatically fast, while fire detection and suppression systems might activate too late, which leads to significant property damage. The objective of this work is to demonstrate applicability of the thermal pyrolysis model in predictions of fire development in high-rack storage facilities.

Methods. The simulations are performed using FDS 6.6. In the thermal pyrolysis model, the solid material is exposed to inert heating until its surface temperature reaches the ignition temperature; combustible material then

ignites and burns at a prescribed burning rate. The advantage of this approach is its simplicity and a limited number of input parameters, which include ignition temperature, mass loss rate per unit area, burn-out time and heat of gasification. The model parameters selection procedure is based on literature and experimental data. In this work, FDS simulations are performed for 3- and 5-tier high racks with 2 rows of cardboard boxes ($2 \times 4 \times 3 = 24$ and $2 \times 4 \times 5 = 40$ boxes in total). Fire suppression systems are not activated.

Results and discussions. Simulations results show that high-rack storage fire dynamics can be replicated using thermal pyrolysis model provided that model parameters are properly selected. Fire growth mechanisms include upward and horizontal flame spread over the combustible surfaces. Net heat flux and surface temperature distributions, in-rack gas velocity and temperature are also reported. When number of tiers is increased to 5 the heat release rate grows faster compared to the 3-tier case.

Conclusions. Thermal pyrolysis model enables reasonable replication of high-rack storage fire dynamics, which is proven by comparison with the full-scale experimental data. The model could be used to simulate fire dynamics in rack storages of different configurations at different ceiling heights, with the purpose of predicting fire detection and the performance of fire suppression systems.

Keywords: thermal theory; flame spread; coupled simulations; high-rack storage; FDS.

This work was supported in part by the Russian Science Foundation (project No. 16-49-02017) using the resources of the Polytechnic Super Computer Center (Saint Petersburg).

For citation: E. S. Markus, A. Yu. Snegirev, E. A. Kuznetsov, L. T. Tanklevskiy, A. V. Arakcheev. Simulation of flame spread over discrete fire load. *Pozharovzryvbezopasnost/Fire and Explosion Safety*, 2019, vol. 28, no. 4, pp. 29–41 (in Russian). DOI: 10.18322/PVB.2019.28.04.29-41.

✉ Ekaterina Sergeevna Markus, e-mail: eksmarkus@gmail.com

Введение

Пожары на высокостеллажных складах характеризуются стремительным развитием, трудно поддаются раннему обнаружению и тушению и приводят к существенному материальному ущербу. Динамика развития пожара на таких объектах определяется конфигурацией пожарной нагрузки. Поскольку горючие предметы упорядоченно расположены в непосредственной близости друг от друга, в случае возникновения очага пожара они быстро воспламеняются, а скорость распространения пламени оказывается очень высокой. Этому способствуют интенсивный лучистый теплоперенос внутри стеллажа и эффект дымовой трубы: горячие продукты сгорания отводятся через вертикальные проемы, а свежий воздух поступает через горизонтальные зазоры. Вследствие этого мощность тепловыделения может достигнуть нескольких десятков мегаватт в течение короткого промежутка времени.

В силу резкого роста мощности тепловыделения на ранних стадиях пожара, а также труднодоступности горящих поверхностей использование традиционных автоматических установок пожаротушения может оказаться неэффективным. В частности, грузы верхних ярусов могут экранировать зону горения от воды, поступающей из спринклерных оросителей, установленных под перекрытием. В этом случае для тушения пожара требуется существенно больше воды, чем при горизонтальном расположении пожарной нагрузки. Другим классическим подходом является установка дополнительных внутрестеллажных спринклеров и громоздких сплошных экранов, разделяющих стеллажи по вертикали на участки высотой менее 4 м каждый [1]. Однако эти решения не являются оптимальными,

поскольку требуют существенных материальных затрат на этапах проектирования, внедрения и обслуживания, и поэтому не в полной мере удовлетворяют потребителя. Возникает потребность в поиске нетрадиционных путей автоматической пожарной защиты — тушения или сдерживания развития пожара до прибытия пожарных подразделений.

Для того чтобы определить параметры возможных альтернативных систем пожаротушения, требуется провести несколько серий экспериментов при различных сценариях развития пожара с учетом описанной выше специфики. Однако очевидно, что экспериментальные исследования пожаров на высокостеллажных складах требуют существенных материальных и временных затрат. Это особенно характерно при высоте складирования более 10 м. Стоимость таких испытаний может достигать нескольких миллионов рублей. Кроме того, количество стендов, приспособленных для проведения натурных экспериментов, не только в России, но и в мире крайне ограничено. В связи с этим особую актуальность приобретает использование методов численного моделирования для описания процессов горения и тушения высокостеллажных складов.

Горение твердых горючих материалов в окислительной атмосфере сопровождается двумя процессами, существенно разными по своей природе: (1) газификацией пожарной нагрузки (пиролиз) и (2) турбулентным горением летучих при их смешении с воздухом. Двустороннее взаимодействие этих процессов обуславливает существование критических условий воспламенения и погасания пламени, а также распространения пламени по поверхности горючего материала. Воздействие огнетушащих веществ (газ, распыленная жидкость, порошок или их

комбинация) на газофазное пламя и (или) поверхность горючего материала порождает дополнительные виды взаимодействий и критических условий.

Традиционный подход к численному моделированию динамики развития пожара в помещении заключается в раздельном рассмотрении газификации пожарной нагрузки и турбулентного горения в газовой фазе. Такой подход лежит в основе концепции проектного пожара, в рамках которой тепловая мощность очага изменяется во времени по заранее заданному закону. Применительно к равномерному распределению пожарной нагрузки [1, 2] зависимость мощности тепловыделения от времени в условиях растущего пожара аппроксимируется квадратичной зависимостью (закон t^2). При этом ожидаемая скорость роста мощности тепловыделения выбирается на основании экспертных оценок.

Для развития пожара на высокостеллажном складе характерна гораздо более высокая, чем квадратичная, скорость роста мощности, зависящая не только от свойств и типа пожарной нагрузки, но и от способа зажигания. Экспериментальные данные показывают, что для таких объектов могут наблюдаться следующие зависимости скорости роста мощности тепловыделения: t^3 [3, 4]; $\exp(t)$ [5]; $\alpha \exp(\beta t)(a + bt)$ [6–8].

Учет перечисленных факторов в рамках концепции проектного пожара невозможен. Альтернативным подходом может стать технология совместного численного моделирования тепло- и массопереноса как в слое горючего материала, так и в газовой фазе, основанная на принципах вычислительной гидродинамики.

Наиболее полные современные модели для численных расчетов учитывают конечную скорость реакций пиролиза, а также изменение структуры материала (обугливание, вспучивание, расслоение). Примером является модель FireFOAM [9–13]. Такие модели формулируются и калибруются для конкретного вида пожарной нагрузки и требуют задания большого количества термохимических свойств и кинетических параметров, многие из которых остаются неизвестными для материалов, применяемых на практике.

В качестве альтернативы указанным моделям в наших работах [14–16] применяется упрощенный подход, основанный на тепловой модели воспламенения твердых горючих материалов. В тепловой модели предполагается, что имеет место инертный нагрев материала до достижения критической температуры поверхности (температуры воспламенения) и последующее выгорание его с постоянной скоростью потери массы. Тепловая модель применяется, в частности, в работе [16] для расчета времени задержки воспламенения. В работах [14, 15] описывается валидация тепловой модели с исполь-

зованием модели и кода FDS для сплошной и дискретной совокупности горючего материала. Преимущество рассматриваемого подхода заключается в том, что для него требуется ограниченное количество параметров.

Цель данной работы — демонстрация применимости методики совместного моделирования газификации пожарной нагрузки и турбулентного горения на основе упрощенной (тепловой) модели воспламенения твердых горючих материалов для численного моделирования развития пожара на высокостеллажном складе. В дальнейшем данная методика может быть использована для прогнозирования развития пожара на высокостеллажном складе в реалистичной крупномасштабной постановке, что даст возможность проведения сравнительного анализа систем автоматического пожаротушения таких объектов.

Для достижения указанной цели в настоящей работе выполняется апробация упрощенной (тепловой) модели пиролиза пожарной нагрузки при численном моделировании пожара на складе с высотой складирования до 8 м. Результаты расчетов сравниваются с экспериментальными данными, приведенными в [11, 12]. Показано, что используемая модель позволяет воспроизвести динамику развития пожара.

В качестве пожарной нагрузки рассматриваются коробки из гофрированного картона с тройной стенкой, что соответствует Class II Commodity согласно классификации [17]. Данный тип пожарной нагрузки является типичным и встречается повсеместно. В литературе [18] можно найти теплофизические свойства этого материала в широком диапазоне. Разработанная методика может быть достаточно легко перенесена на другой тип пожарной нагрузки, например на пластики группы А (Group A Plastics) [17].

1. Математическая модель и расчетный код

В настоящей работе используется программа Fire Dynamics Simulator версии 6.6 (NIST, США, [19, 20]) — полевая гидродинамическая модель и компьютерный код, предназначенный для моделирования горения при пожаре. Это один из наиболее популярных и апробированных инструментов для моделирования пожаров. Однако опыт применения FDS для прогнозирования развития пожара на высокостеллажном складе практически отсутствует. Среди примеров подобных публикаций можно выделить работу [21], в которой отдельное внимание уделяется лучистому теплопереносу внутри стеллажа. Отметим, однако, что данная работа частично потеряла свою актуальность, так как в ней использована устаревшая версия FDS 4.0.

Полное описание математической модели FDS 6.6 можно найти в [19]. В основе модели лежат уравнения Навье–Стокса, решение которых выполняется в приближении малых чисел Маха. Для моделирования турбулентного течения применяется метод крупных вихрей (LES) с подсеточной моделью Дидорфа, использующей выражение для турбулентной вязкости через подсеточную кинетическую энергию турбулентности:

$$\mu_{SGS} = \rho C_v \Delta \sqrt{k_{SGS}},$$

где ρ — плотность газа;

$$C_v = 0,1;$$

Δ — характерный размер ячейки сетки;

$$k_{SGS} = \sum_{i=1}^3 (\tilde{u}_i - \hat{u}_i)^2 / 2;$$

\tilde{u}_i — скорость, разрешаемая на сетке;

\hat{u}_i — скорость, осредненная на расширенном сеточном шаблоне.

Коэффициенты турбулентной теплопроводности λ_{SGS} и диффузии \mathcal{D}_{SGS} вычисляются с помощью равенств:

$$\lambda_{SGS}/c_p = \mu_{SGS}/Pr_t;$$

$$\rho \mathcal{D}_{SGS} = \mu_{SGS}/Sc_t,$$

где Pr_t и Sc_t — турбулентные числа Прандтля и Шмидта; полагаются постоянными: $Pr_t = Sc_t = 0,5$.

Для моделирования турбулентного горения применяется подсеточная модель дробления вихрей. Рассматривается бесконечно быстрая одностадийная необратимая реакция окисления горючего, а скорость выгорания m_{fuel}''' определяется интенсивностью подсеточного смешения реагентов:

$$m_{fuel}''' = -\rho \min(Y_{fuel}, Y_{O_2}/\sigma_{O_2})/\tau_{mix},$$

где Y_{fuel} , Y_{O_2} — массовые доли соответственно горючего и кислорода;

σ_{O_2} — массовый стехиометрический коэффициент кислорода;

τ_{mix} — подсеточное время смешения.

Подсеточное время смешения вычисляется с учетом временных масштабов, характерных соответственно для диффузии, турбулентного перемешивания и естественной конвекции:

$$\tau_{mix} = \min\left(\frac{\Delta^2}{\mathcal{D} + \mathcal{D}_{SGS}}, \frac{0,4\Delta}{\sqrt{(2/3)k_{SGS}}}, \sqrt{\frac{2\Delta}{g}}\right),$$

где \mathcal{D} , \mathcal{D}_{SGS} — молекулярный и подсеточный коэффициенты диффузии;

g — ускорение свободного падения.

Количества сажи и монооксида углерода, образующиеся при расходовании 1 кг горючего, полагаются постоянными и задаются в исходных данных.

Для расчета лучистого теплопереноса применяется метод контрольных объемов. Уравнение переноса энергии излучения решается с использованием 300 дискретных угловых направлений (вместо 104 по умолчанию). Спектральные свойства газообразных продуктов сгорания и сажи учитываются в приближении серого газа. Эффективный коэффициент поглощения смеси диоксида углерода (CO_2), H_2O и сажи вычисляется с помощью процедуры RadCal в зависимости от локальных значений концентраций и температуры. Эмиссия излучения I_b вычисляется по формуле

$$I_b = C\sigma\tilde{T}^4/\pi,$$

где C — коэффициент, определяемый таким образом, чтобы доля энергии, излучаемой пламенем, составляла наперед заданное значение f_r ;

σ — постоянная Стефана–Больцмана;

\tilde{T} — разрешенная температура.

Такой способ расчета эмиссии излучения существенно снижает требования к пространственному разрешению высокотемпературных зон в турбулентном пламени.

Расчеты, представленные в настоящей работе, выполнены с настройками, принятыми по умолчанию в версии FDS 6.6, если иные настройки не отмечены отдельно.

Ниже приводится краткое описание предлагаемой тепловой модели пиролиза горючих материалов.

Теплопередача в твердой фазе описывается одномерным уравнением теплопроводности в слое материала:

$$\rho_s c_s \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda_s \frac{\partial T}{\partial x} \right), \quad (1)$$

где λ_s , ρ_s , c_s — теплопроводность, плотность и теплоемкость материала; координата направлена по нормали к нагреваемой поверхности.

Источники (стоки) тепла, обусловленные поглощением тепла в эндотермической реакции пиролиза, не принимаются во внимание. Граничное условие на нагреваемой поверхности учитывает теплопроводность в глубь материала, поглощение теплового излучения, собственное излучение поверхности, а также конвективный теплоперенос из газовой фазы. В соответствии с тепловой теорией имеет место инертный (без газификации) нагрев материала до достижения критической температуры поверхности (температуры воспламенения T_{ign}) и последующее выгорание материала с постоянной, наперед заданной скоростью потери массы m'' . В последнем случае тепловой поток, поступающий в глубь слоя материала, снижается на $\Delta h_g m''$ (где Δh_g — теплота газификации). При этом продолжается расчет температуры поверхности материала, что позволяет учесть

ее существенный рост для материалов, разлагающихся с образованием углистого остатка.

Для учета конечной толщины слоя вводится величина τ_b , описывающая время полного выгорания материала. По истечении времени τ_b после воспламенения скорость выгорания полагается равной нулю. Численное значение времени выгорания связано с толщиной слоя материала δ и скоростью его выгорания m'' соотношением

$$\tau_b = \rho_s \delta / m'' \quad (2)$$

Применение тепловой модели распространения пламени по горючей поверхности требует задания следующих параметров (свойств горючего материала): температуры воспламенения T_{ign} , скорости выгорания m'' , времени выгорания τ_b и теплоты газификации Δh_g . Кроме того, требуется задать теплофизические свойства горючего материала (плотность, теплоемкость и теплопроводность), которые в данной модели полагаются постоянными.

2. Апробация тепловой модели для численного моделирования развития пожара на высокостеллажном складе

2.1. Описание экспериментального сценария и постановка задачи

Значительный опыт полномасштабных экспериментов, воспроизводящих условия пожаров на высокостеллажных складах, накоплен в компании FM Global (США). Результаты экспериментального и численного исследования развития пожара на складах высокостеллажного хранения разной конфигурации для нескольких типов пожарной нагрузки приведены в [9–12].

В работе [13] рассматривается пожар на складе, предназначенном для хранения промышленных рулонов бумаги, дается анализ динамики развития пожара, включая результаты измерения мощности тепловыделения и других величин. В [12] приводятся данные о развитии пожара на складе, на котором в качестве пожарной нагрузки выступают картонные коробки (Class II Commodity), установленные на деревянные поддоны. Показано влияние поддонов на режим распространения пламени по стеллажу и динамику мощности тепловыделения.

В работе [11] рассматривается горение двух трехъярусных стеллажей с двумя рядами коробок: $2 \times 6 \times 3 = 36$ коробок и $2 \times 4 \times 3 = 24$ коробки (рис. 1). Коробки кубической формы с длиной стороны 1,07 м расположены так, что расстояние между ними в горизонтальном направлении составляет 15 см, в вертикальном — 46 см. Коробки установлены на металлические подставки, заменяющие деревянные поддоны. Нижний ряд коробок находится на высоте 13 см от пола.

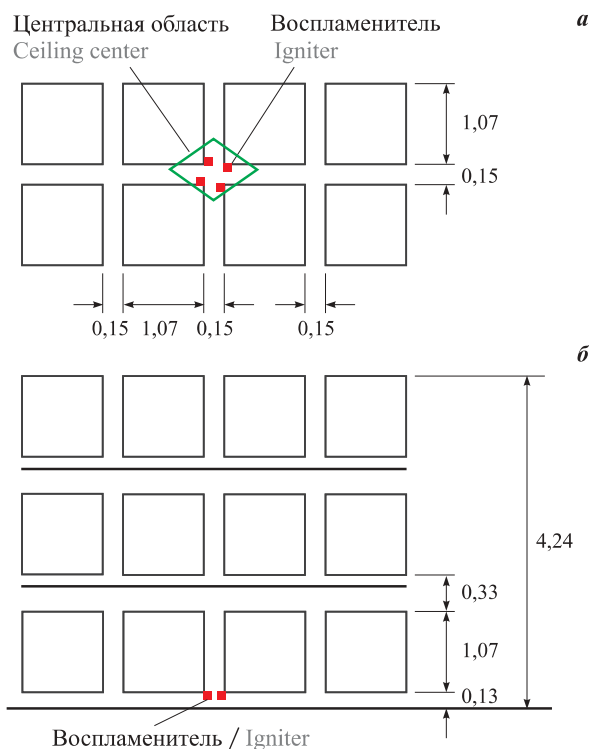


Рис. 1. Стеллаж, использованный в полномасштабных экспериментах [11]: а — вид сверху; б — вид сбоку

Fig. 1. High-rack storage used in experiments [11]: a — top view; b — side view

Горение инициируется четырьмя воспламенителями (вата, смоченная горючей жидкостью), симметрично расположенными внизу нижнего яруса в центре стеллажа.

2.2. Расчетная область

Для численного расчета развития пожара используется экспериментальный сценарий из работы [11]. Рассматривается трехъярусный стеллаж, содержащий $2 \times 4 \times 3 = 24$ коробки (рис. 2). Система пожаротушения не активируется.

Размеры и расположение коробок соответствуют описанию эксперимента [11]. Воспламенители моделируются в виде четырех отдельных элементов с заданной постоянной мощностью тепловыделения 22,5 кВт в каждом, расположенных так же, как в эксперименте, описанном в [11].

Прямоугольная расчетная область (см. рис. 2) размером $10,7 \times 8,3 \times 8,0$ м (длина, ширина, высота) разбивается на несколько подобластей, в которых построены кубические сетки с размером ячеек 2,5; 5,0 и 10,0 см. Наиболее мелкая сетка (2,5 см) используется внутри зоны, в которой расположены четыре центральные колонны коробок (на горизонтальный проем внутри этой зоны приходится шесть ячеек). Размер ячеек сетки вокруг боковых коробок и над центральными коробками, где формируется основной тепловой факел, составляет 5 см. На пе-

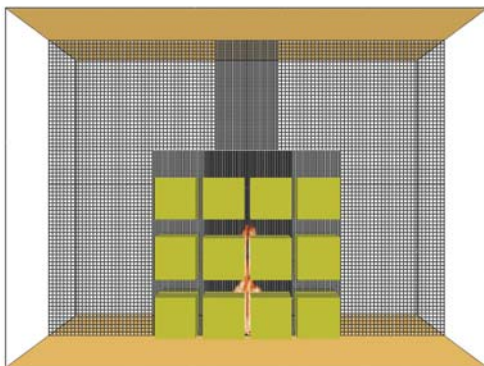


Рис. 2. Расчетная область с сеткой в центральной плоскости
Fig. 2. Computational domain with computational grid in the central plane

риферии используется самая крупная сетка с размером ячеек 10 см. Общее количество ячеек сетки — 3 103 220. Расчет 320 с времени задачи с использованием 54 вычислительных ядер (2 CPU Intel Xeon E5-2697 v3) занимает 125 ч.

2.3. Выбор модельных параметров

В расчетах использованы теплофизические свойства горючего материала, приведенные в [11]: плотность $\rho_s = 184 \text{ кг/м}^3$, теплоемкость $c_s = 2700 \text{ Дж/(кг·К)}$, теплота сгорания $\Delta h_c = 14,2 \text{ МДж/кг}$. Коэффициент теплопроводности полагали $\lambda_s = 0,1 \text{ Вт/(м·К)}$, что соответствует значениям, характерным для гофрированного картона [18]. Отметим, что в работе [11] в расчетах полагали $\lambda_s = 0,4 \text{ Вт/(м·К)}$.

Для использования модели необходимо определить значения следующих параметров:

- 1) температуры воспламенения T_{ign} ;
- 2) удельной мощности тепловыделения Q'' , связанной с удельной массовой скоростью выгорания m'' : $Q'' = m'' \Delta h_c$;
- 3) времени выгорания материала, связанного с толщиной слоя δ : $\tau_b = \rho_s \delta / m''$;
- 4) теплоты газификации материала Δh_g .

Для температуры воспламенения выбрано значение $T_{ign} = 360 \text{ °C}$, характерное для гофрированного картона [22]. Отметим, что в соответствии с тепловой теорией время задержки воспламенения t_{ign} термически толстого слоя при суммарном тепловом потоке $q''_{net} = 15 \text{ кВт/м}^2$ составит: $t_{ign} = (\pi/4) \lambda_s \rho_s c_s [(T_{ign} - T_0)/q''_{net}]^2 = 20 \text{ с}$. Численный расчет показывает, что это примерно соответствует моменту, когда общая мощность тепловыделения при горении материала ящиков превышает мощность воспламенителей (90 кВт).

Удельная мощность тепловыделения для данного сценария может быть определена из общей динамики роста мощности тепловыделения, которая приводится в [11]. Согласно описанию эксперимента [11] на 85-й секунде полная мощность тепловы-

деления составляет 10 МВт, при этом пламенем полностью охвачены второй и третий уровни центральных колонн. Таким образом, площадь поверхности картона, на которой происходит тепловыделение, равна площади поверхности восьми коробок, т. е. $1,07^2 \cdot 6 \cdot 8 = 55 \text{ м}^2$. Удельная мощность тепловыделения в таком случае $Q'' = 10\,000/55 = 182 \text{ кВт/м}^2$. Далее, в момент времени 150 с пламенем охвачено уже 16 коробок. Таким образом, площадь поверхности коробок, обхваченных пламенем, увеличивается примерно в 2 раза, а измеренное значение общей мощности тепловыделения составляет порядка 20–23 МВт. Это значит, что удельная мощность тепловыделения остается прежней. На основе приведенных оценок в расчетах было использовано значение $Q'' = 200 \text{ кВт/м}^2$.

Поскольку количество материала, доступного для сжигания, ограничено толщиной слоя δ , необходимо учесть возможность полного выгорания материала. Согласно измерениям, приведенным в [12], стадия снижения мощности тепловыделения наступает примерно спустя 290 с после зажигания. Будем полагать, что это снижение обусловлено выгоранием материала, и примем $\tau_b = 290 \text{ с}$. С учетом заданной удельной мощности тепловыделения и плотности материала получаем $\delta = \tau_b Q'' / (\rho_s \Delta h_c) = 0,022 \text{ м}$, что превышает типичное значение толщины промышленного гофрированного картона [22]. Такое расхождение обусловлено тем, что в приведенных оценках не учитывается возможное изменение скорости выгорания материала во времени.

Теплота газификации материала Δh_g учитывается в тепловом балансе на поверхности материала после воспламенения. При этом тепловой поток, поступающий в глубь слоя материала и используемый в расчете температуры поверхности, снижается на $m'' \Delta h_g$. Такой подход позволяет учесть существенный рост температуры поверхности для материалов, разлагающихся с образованием углистого остатка.

Неправильно подобранное значение Δh_g может привести к ошибочным значениям температуры поверхности и, как следствие, радиационного теплового потока, излучаемого с горячей поверхности коробок, а также радиационного потока, воспринимаемого еще не зажженной поверхностью. В частности, заниженное значение Δh_g приводит к тому, что в результате расчета будут получены заниженное время воспламенения поверхностей внутри стеллажа и завышенная скорость роста мощности тепловыделения.

На рис. 3 показана расчетная зависимость мощности тепловыделения от времени для трех значений теплоты газификации. На основании полученных данных можно сделать вывод о том, что при теп-

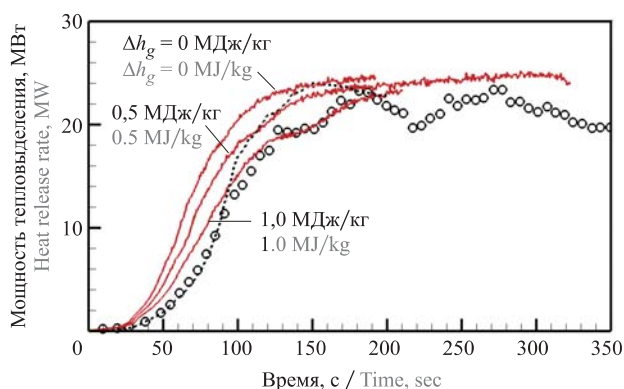


Рис. 3. Зависимость мощности тепловыделения от времени [11] (○ — измерения, — расчет с помощью FireFOAM) и по тепловой модели FDS 6 (—). Перепечатывается из [15] с разрешения издательства Elsevier

Fig. 3. Heat release rate dependency on time according to [11]: (○ — measurements, — FireFOAM predictions) and according to the thermal model in FDS 6 (—). Reprinted from [15] with permission from Elsevier

лоте газификации 1 МДж/кг можно воспроизвести экспериментальные данные с удовлетворительной точностью. Отметим, что данное значение согласуется с литературными данными по теплоте газификации полимерных материалов.

3. Результаты расчетов

С использованием набора параметров, процедура подбора которых описана выше, было проведено численное моделирование развития пожара согласно сценарию, приведенному в [11]. На рис. 4 показана динамика развития пожара, визуализированная мгно-

венными изоповерхностями объемной мощности тепловыделения (200 кВт/м^3). Как отмечено в работе [11], скорость роста мощности тепловыделения при распространении пламени вертикально вверх по стеллажу существенно выше, чем при распространении в горизонтальном направлении, а одновременное протекание указанных процессов обуславливает сложную картину развития пожара.

На основании полученных результатов можно выделить следующие стадии развития пожара после зажигания нижнего яруса коробок, которое происходит в момент времени 15 с:

- 1-я (16–50 с): распространение пламени вверх по вертикальным поверхностям центральных коробок; вершина пламени достигает высоты верхнего яруса;
- 2-я (50–80 с): распространение пламени в горизонтальном направлении по нижним поверхностям центральных коробок верхнего яруса; вершина пламени поднимается до высоты потолка;
- 3-я (80–120 с): распространение пламени вертикально вверх и по горизонтали; все вертикальные поверхности центральных коробок на втором и третьем ярусах охвачены пламенем;
- 4-я (120–140 с): распространение пламени в горизонтальном направлении в сторону боковых коробок между вторым и третьим ярусами;
- 5-я (140–190 с): распространение пламени в горизонтальном и вертикальном направлениях. Все вертикальные поверхности коробок второго и третьего ярусов оказываются обхвачены пламенем, а мощность тепловыделения достигает максимума.

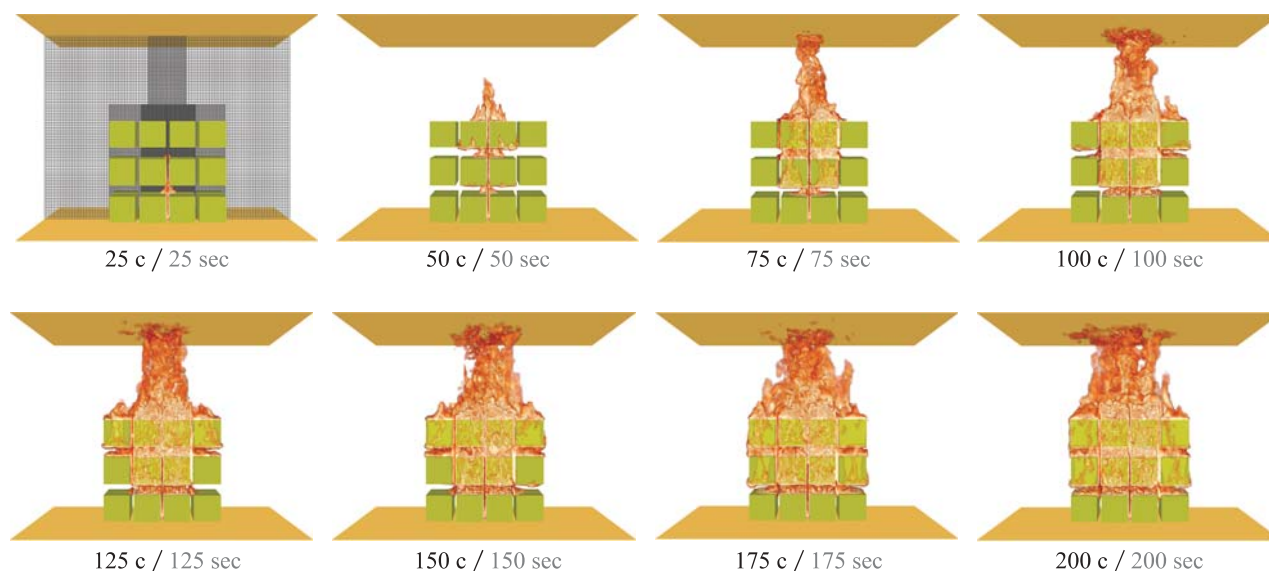


Рис. 4. Визуализация пламени (изоповерхность объемной мощности тепловыделения 200 кВт/м^3) для стеллажа $2 \times 4 \times 3$. На левом верхнем фрагменте — расчетная сетка в центральной плоскости. Перепечатывается из [15] с разрешения издательства Elsevier

Fig. 4. Flame snapshots (200 kW/m^3 iso-surface of heat release rate per unit volume) for a $2 \times 4 \times 3$ rack storage. The top left Figure depicts the computational grid in the central plane. Reprinted from [15] with permission from Elsevier

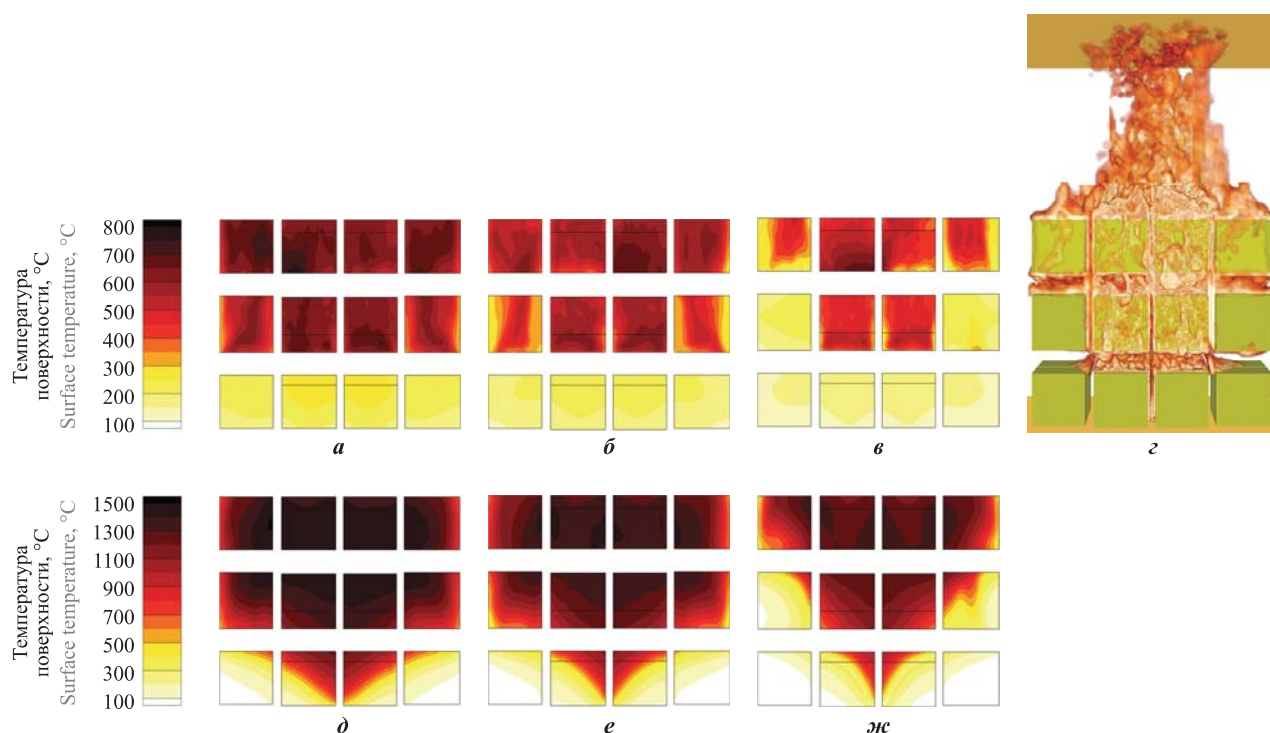


Рис. 5. Расчетная температура поверхностей коробок, обращенных наружу (*a–в*) и внутрь стеллажа (*д–жс*), при значениях теплоты газификации 0 МДж/кг (*a, д*), 0,5 МДж/кг (*б, е*), 1 МДж/кг (*в, жс*) и визуализация пламени (*з*) в момент времени 150 с (теплота газификации 1 МДж/кг, показаны изоповерхности объемной мощности тепловыделения 200 кВт/м³). Фрагменты (*з, д, е, жс*) перепечатываются из [15] с разрешения издательства Elsevier

Fig. 5. Predicted temperatures of outer (*a, b, v*) and inner (*d, e, zh*) surfaces of the rack at 150 sec. Heat of gasification is 0 MJ/kg (*a, d*), 0.5 MJ/kg (*b, e*), 1 MJ/kg (*v, zh*). Flame snapshot (200 kW/m³ iso-surface of heat release rate per unit volume, heat of gasification is 1 MJ/kg) at 150 sec is shown in (*g*). Fragments (*g, d, e, zh*) reprinted from [15] with permission from Elsevier

Приведенная динамика развития пожара удовлетворительно воспроизводит экспериментальные наблюдения, а также результаты численного моделирования этого же сценария, выполненного с использованием кода FireFOAM в [11].

Полученное распределение температуры на поверхности коробок внутри стеллажа показано на рис. 5. Расчетная температура поверхности коробок с внутренней стороны стеллажа оказывается значительно выше (примерно на 500 °C), чем с внешней стороны [11]. Данное различие обусловлено разными условиями лучистого и конвективного теплообмена на внутренних и внешних поверхностях.

Согласно формулировке тепловой модели пиролиза температура поверхности коробок тем ниже, чем выше теплота газификации. При низкой теплоте газификации Δh_g температура поверхности коробок, обращенных внутрь стеллажа, принимает максимальные значения — порядка 1000–1500 °C. Это ведет к интенсификации лучистого теплообмена внутри стеллажа и сокращению времени задержки воспламенения еще не зажженных поверхностей. Именно этим и объясняется завышенная скорость роста мощности тепловыделения при $\Delta h_g = 0 \div 0,5$ МДж/кг, показанная на рис. 3.

Температура поверхностей коробок, обращенных наружу стеллажа, не оказывает влияния на динамику развития пожара. Можно ожидать, однако, что при наличии боковых стеллажей будет наблюдаться аналогичный эффект интенсификации лучистого теплообмена и более раннего зажигания соседних стеллажей.

На рис. 6 показано распределение суммарного теплового потока по поверхности коробок, пола и потолка. Максимальное значение составляет порядка 100 кВт/м² и наблюдается в зоне, где вершина пламени достигает потолка. Отметим, что данное значение существенно превышает критическое значение теплового потока, при котором происходит зажигание многих материалов, используемых на практике (20 кВт/м²). Таким образом, если в отделке перекрытия будут использованы горючие материалы, то можно ожидать их зажигания и распространения пламени по потолку к соседним стеллажам.

На рис. 7 показана зависимость температуры и вертикальной составляющей скорости в центре стеллажа на высоте 3,71 м от времени. К сожалению, в экспериментальном прототипе в [11] отсутствуют данные по температуре и скорости газа внутри стеллажа. Полученные значения сравниваются с результатами измерений, приведенными в работе [12], в ко-

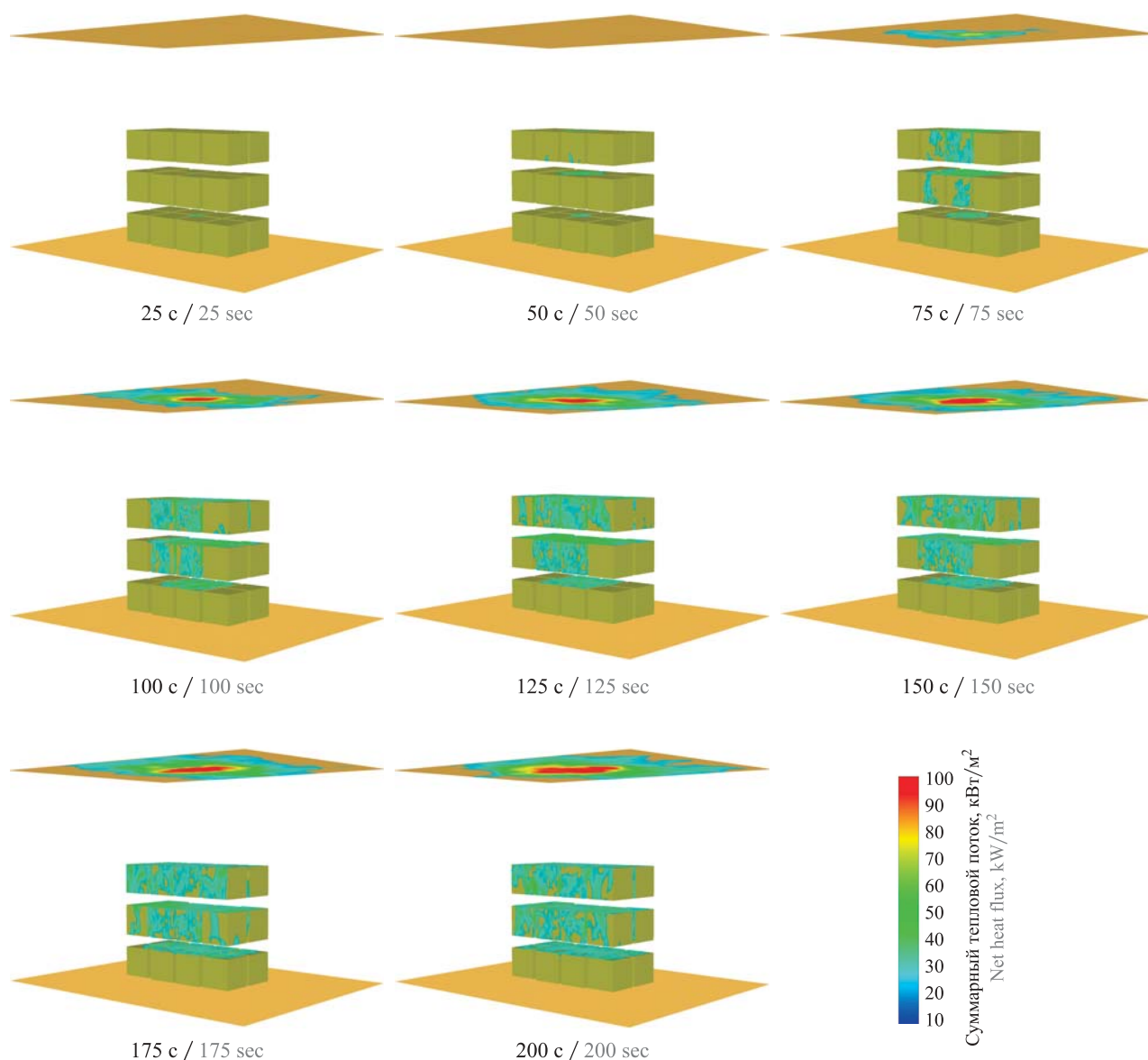


Рис. 6. Распределение суммарного теплового потока по поверхности коробок, пола и потолка для стеллажа $2 \times 4 \times 3$ при теплоте газификации 1 МДж/кг

Fig. 6. Net heat flux at cardboard boxes, ceiling and floor for a $2 \times 4 \times 3$ rack storage. Heat of gasification is 1 MJ/kg

торой рассматривался аналогичный сценарий зажигания и горения идентичного стеллажа, а основное отличие от сценария в [11] заключалось в учете деревянных поддонов.

На рис. 7 видно, что полученные результаты качественно воспроизводят имеющиеся экспериментальные данные. Количественное рассогласование вызвано различием в постановке задачи. Согласно анализу, приведенному в [12], наличие деревянных поддонов снижает интенсивность воздухообмена внутри стеллажа за счет уменьшения горизонтальных зазоров. Это приводит к снижению количества кислорода, доступного для сжигания, а эффект дымовой трубы оказывается менее выраженным. Таким образом, мгновенные значения температуры и скорости газа внутри стеллажа, полученные в данной

работе (в отсутствие деревянных поддонов), оказываются выше, чем измеренные в эксперименте [12]. Полученные данные можно использовать для оценки эффективности тепловых датчиков, которые обычно устанавливаются внутри стеллажа и под перекрытием.

Наконец, преимуществом данного подхода является возможность масштабируемости рассматриваемого сценария. В частности, ниже приводятся результаты расчета развития пожара на стеллаже аналогичной конфигурации, но с пятью ярусами. Отметим, что стадии развития пожара в данном случае соответствуют описанным ранее для базового сценария (стеллаж с тремя ярусами в высоту). Пламя, формирующееся в центре стеллажа во время первой стадии, зажигает боковые поверхности ко-

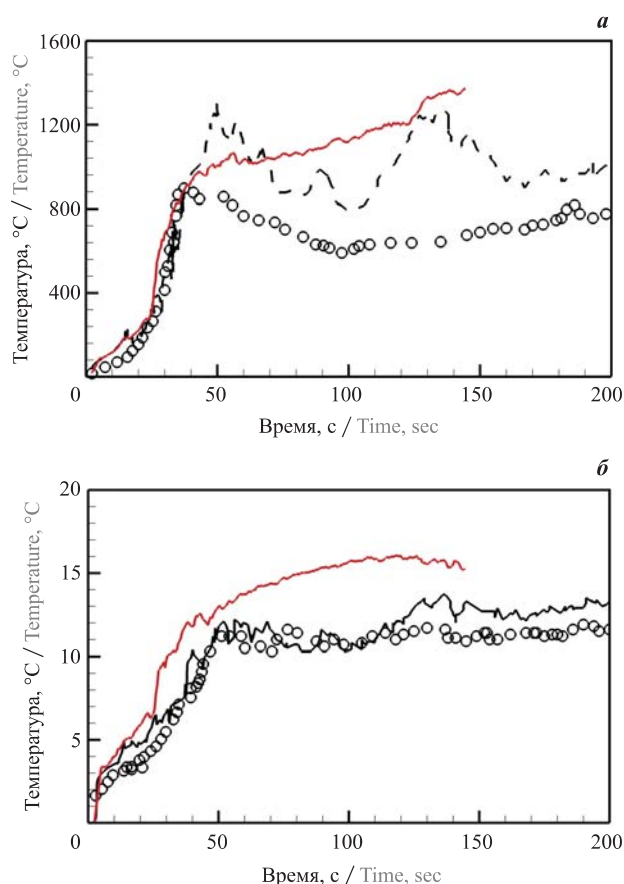


Рис. 7. Зависимость температуры (а) и скорости газа (б) внутри стеллажа 2×4×3 на высоте 3,71 м от времени по данным [12] (○ — измерения; — расчет с помощью Fire-FOAM) и по тепловой модели FDS 6 (—)

Fig. 7. Resolved gas temperature and velocity inside the rack (2×4×3) at 3.71 m height [12] (○ — measurements; — Fire-FOAM predictions) and according to the thermal model in FDS 6 (—)

робок на всех пяти ярусах в течение примерно того же времени, что и для стеллажа с тремя ярусами (около 50 с). К моменту начала второй стадии, когда пламя начинает распространяться в горизонтальном направлении, пламенем оказываются объаты уже $4 \times 5 = 20$ коробок. Таким образом, помимо очевидного повышения максимальной мощности тепловыделения, связанного с увеличением количества пожарной нагрузки, наблюдается также увеличение скорости роста мощности тепловыделения. Зависимость мощности тепловыделения от времени показана на рис. 8 при теплоте газификации для обоих сценариев 1 МДж/кг.

Резкое повышение скорости роста мощности тепловыделения на начальных стадиях при увеличении числа ярусов — важный эффект, который невозможно учесть в рамках концепции проектного пожара. В то же время расчет такого сценария с использованием подробной кинетической модели пи-

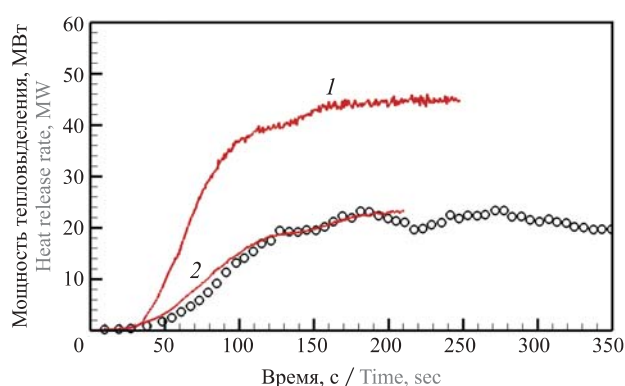


Рис. 8. Зависимость мощности тепловыделения от времени по данным [12] для стеллажей 2×4×3 (○ — измерения) и по тепловой модели FDS 6 для стеллажей 2×4×5 (1) и 2×4×3 (2)

Fig. 8. Heat release rate dependency on time according to measurements [12] for 2×4×3 rack (○) and the thermal model in FDS 6 for 2×4×5 (1) and 2×4×3 (2) racks

ролиза может занять значительное время. Следовательно, результаты настоящей работы, выполненной с применением упрощенной (тепловой) модели пиролиза, приобретают дополнительную практическую значимость и еще раз подтверждают необходимость и целесообразность совместного численного моделирования для подобных сценариев развития пожара. Учету влияния геометрических особенностей конфигурации крупномасштабных стеллажей в реалистичной постановке посвящена дальнейшая работа авторов.

Заключение

Полученные результаты позволяют сделать вывод, что использование упрощенной (тепловой) модели пиролиза обеспечивает адекватное воспроизведение динамики развития пожара на высоко-стеллажном складе, что подтверждается хорошим согласием их с экспериментальными данными.

Преимуществом тепловой модели пиролиза является использование ограниченного числа модельных параметров. Необходимо задать теплофизические свойства горючего материала (плотность, теплоемкость, коэффициент теплопроводности, теплоту сгорания), температуру воспламенения, удельную мощность тепловыделения (или удельную массовую скорость выгорания), время выгорания материала и теплоту его газификации. Предлагаемая методика подбора этих параметров основана на анализе литературных данных и описании имеющихся экспериментальных данных и может быть перенесена на другой тип пожарной нагрузки.

Показано, что рассматриваемая модель может быть использована для описания пожаров при различных характерах складирования грузов и высоте перекрытия помещения.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ / REFERENCES

1. СП 241.1311500.2015. Системы противопожарной защиты. Установки водяного пожаротушения высотных стеллажных складов автоматические. Нормы и правила проектирования. — М. : ВНИИПО МЧС России, 2015. — 14 с. / Set of rules 241.1311500.2015. *Fire protection systems. Automatic water extinguishing systems for high rack storages. Designing and regulations rules*. Moscow, VNIPO Publ., 2015. 14 p. (in Russian).
2. B. Karlsson, J. G. Quintiere. *Enclosure fire dynamics*. Boca Raton, CRC Press, 1999. 336 p. DOI: 10.1201/9781420050219.
3. H.-Z. Yu. Transient plume influence in measurement of convective heat release rates of fast-growing fires using a large-scale fire products collector. *Journal of Heat Transfer*, 1990, vol. 112, issue 1, pp. 186–191. DOI: 10.1115/1.2910343.
4. H.-Z. Yu, P. Stavrianidis. The transient ceiling flows of growing rack storage fires. *Fire Safety Science*, 1991, vol. 3, pp. 281–290. DOI: 10.3801/iafss.fss.3-281.
5. N. J. Alvares, H. K. Hasegawa, K. Hout, A. C. Fernandez-Pello, J. White. Analysis of a Run-away high rack storage fire. *Fire Safety Science*, 1994, vol. 4, pp. 1267–1278. DOI: 10.3801/iafss.fss.4-1267.
6. H. Ingason. Heat release rate of rack storage fires. In: *Proceedings of 9th Fire Science & Engineering Conference (Interflam 2001) (Edinburgh Conference Centre, Scotland, 17–19 September 2001)*. London, Interscience Communications, 2001, pp. 731–740.
7. H. Ingason. In-rack fire plumes. *Fire Safety Science*, 1997, vol. 5, pp. 333–344. DOI: 10.3801/iafss.fss.5-333.
8. H. Ingason. Effects of flue spaces on the initial in-rack plume flow. *Fire Safety Science*, 2003, vol. 7, pp. 235–246. DOI: 10.3801/IAFSS.FSS.7-235.
9. P. Chatterjee, Y. Wang, M. Chaos, K. V. Meredith, X. Zhou, S. B. Dorofeev. Numerical simulation of fire growth on corrugated cardboard commodities in three-tier-high rack storage arrays. In: *Proceedings of 13th Fire Science & Engineering Conference (Interflam 2013) (Royal Holloway College, University of London, UK, 24–26 June 2013)*. London, Interscience Communications, 2013, vol. 1, pp. 163–173.
10. K. V. Meredith, P. Chatterjee, Y. Wang, Y. Xin. Simulating sprinkler based rack storage fire suppression under uniform water application. In: *Proceedings of 7th International Seminar on Fire and Explosion Hazards*, 2013, pp. 511–520. DOI: 10.3850/978-981-07-5936-0_07-08.
11. Y. Wang, K. V. Meredith, X. Zhou, P. Chatterjee, Y. Xin, M. Chaos, N. Ren, S. B. Dorofeev. Numerical simulation of sprinkler suppression of rack storage fires. *Fire Safety Science*, 2014, vol. 11, pp. 1170–1183. DOI: 10.3801/iafss.fss.11-1170.
12. N. Ren, J. de Vries, X. Zhou, M. Chaos, K. V. Meredith, Y. Wang. Large-scale fire suppression modeling of corrugated cardboard boxes on wood pallets in rack-storage configurations. *Fire Safety Journal*, 2017, vol. 91, pp. 695–704. DOI: 10.1016/j.firesaf.2017.04.008.
13. N. Ren, D. Zeng, K. Meredith, M. Chaos. CFD modeling of fire growth between vertical paper rolls. In: *Proceedings of the 9th U. S. National Combustion Meeting (Cincinnati, Ohio, 17–20 May 2015)*, 2015, pp. 1–10.
14. E. Markus, A. Snegirev, E. Kuznetsov, L. Tanklevskiy. Application of a simplified pyrolysis model to predict fire development in rack storage facilities. *Journal of Physics: Conference Series*, 2018, vol. 1107, article no. 042012, 7 p. DOI: 10.1088/1742-6596/1107/4/042012.
15. E. Markus, A. Snegirev, E. Kuznetsov, L. Tanklevsiy. Application of a simplified pyrolysis model to predict flame spread over continuous and discrete fire load. *Fire Safety Journal*, 2019, In press.
16. A. Snegirev, E. Kuznetsov, E. Markus. Coupled analytical approach to predict piloted flaming ignition of non-charring polymers. *Fire Safety Journal*, 2017, vol. 93, pp. 74–83. DOI: 10.1016/j.firesaf.2017.08.006.
17. NFPA 13. *Standard for the Installation of Sprinkler Systems*. Quincy, Massachusetts, NFPA, 2016. 496 p.
18. M. Chaos, M. M. Khan, S. B. Dorofeev. Pyrolysis of corrugated cardboard in inert and oxidative environments. *Proceedings of the Combustion Institute*, 2013, vol. 34, issue 2, pp. 2583–2590. DOI: 10.1016/j.proci.2012.06.031.
19. K. McGrattan, S. Hostikka, R. McDermott, J. Floyd, M. Vanella, C. Weinschenk, K. Overholt. *Fire Dynamics Simulator. Technical Reference Guide. Volume 1: Mathematical Model (Version 6.6.0)*. NIST Special Publication 1018-1, Gaithersburg, Maryland, National Institute of Standards and Technology, 2017.
20. Fire Dynamics Simulator (FDS) and Smokeview (SMV). Available at: <https://pages.nist.gov/fds-smv/> (Accessed 15 May 2018).
21. K. Guedri, M. N. Borjini, M. Jeguirim, J.-F. Brilhac, R. Saïd. Numerical study of radiative heat transfer effects on a complex configuration of rack storage fire. *Energy*, 2011, vol. 36, issue 5, pp. 2984–2996. DOI: 10.1016/j.energy.2011.02.042.

22. M. Čekon, K. Struhala, R. Slávik. Cardboard-based packaging materials as renewable thermal insulation of buildings: thermal and life-cycle performance. *Journal of Renewable Materials*, 2017, vol. 5, issue 1, pp. 84–93. DOI: 10.7569/JRM.2017.634135.

Поступила 26.05.2019; после доработки 19.06.2019; принята к публикации 21.06.2019
Received 26 May 2019; received in revised form 19 June 2019; accepted 21 June 2019

Информация об авторах

МАРКУС Екатерина Сергеевна, аспирант кафедры “Гидроаэродинамика, горение и теплообмен”, Институт прикладной математики и механики, Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, г. Санкт-Петербург, Российская Федерация; ORCID: 0000-0002-5272-3863; Researcher ID: O-7231-2017; Scopus ID: 57195585949; e-mail: eksmarkus@gmail.com

СНЕГИРЕВ Александр Юрьевич, д-р техн. наук, доцент, профессор кафедры “Гидроаэродинамика, горение и теплообмен”, Институт прикладной математики и механики, Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, г. Санкт-Петербург, Российская Федерация; ORCID: 0000-0002-6752-8809; Researcher ID: N-4484-2013; Scopus ID: 7003753536; e-mail: a.snegirev@phmf.spbstu.ru

КУЗНЕЦОВ Егор Александрович, аспирант кафедры “Гидроаэродинамика, горение и теплообмен”, Институт прикладной математики и механики, Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, г. Санкт-Петербург, Российская Федерация; ORCID: 0000-0003-4618-870X; Researcher ID: P-9051-2017; Scopus ID: 57195590678; e-mail: kn0egor@gmail.com

ТАНКЛЕВСКИЙ Леонид Тимофеевич, д-р техн. наук, профессор, заведующий базовой кафедрой “Пожарная безопасность”, Инженерно-строительный институт, Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, г. Санкт-Петербург, Российская Федерация; ORCID: 0000-0002-2769-0086; Researcher ID: S-1901-2017; Scopus ID: 57192367552; e-mail: tanklevskij_lt@spbstu.ru

АРАКЧЕЕВ Александр Валерьевич, аспирант кафедры “Пожарная безопасность”, Инженерно-строительный институт, Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого, г. Санкт-Петербург, Российская Федерация; ORCID: 0000-0003-2222-7970; e-mail: arakcheev@gefest-spb.ru

Information about the authors

Ekaterina S. MARKUS, Postgraduate Student of Department of Fluid Dynamics, Combustion and Heat Transfer, Institute of Applied Mathematics and Mechanics, Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University, St. Petersburg, Russian Federation; ORCID: 0000-0002-5272-3863; Researcher ID: O-7231-2017; Scopus ID: 57195585949; e-mail: eksmarkus@gmail.com

Alexander Yu. SNEGIREV, Dr. Sci (Eng.), Docent, Professor of Department of Fluid Dynamics, Combustion and Heat Transfer, Institute of Applied Mathematics and Mechanics, Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University, St. Petersburg, Russian Federation; ORCID: 0000-0002-6752-8809; Researcher ID: N-4484-2013; Scopus ID: 7003753536; e-mail: a.snegirev@phmf.spbstu.ru

Egor A. KUZNETSOV, Postgraduate Student of Department of Fluid Dynamics, Combustion and Heat Transfer, Institute of Applied Mathematics and Mechanics, Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University, St. Petersburg, Russian Federation; ORCID: 0000-0003-4618-870X; Researcher ID: P-9051-2017; Scopus ID: 57195590678; e-mail: kn0egor@gmail.com

Leonid T. TANKLEVSKIY, Dr. Sci (Eng.), Professor, Head of Fire Safety Department, Institute of Civil Engineering, Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University, St. Petersburg, Russian Federation; ORCID: 0000-0002-2769-0086; Researcher ID: S-1901-2017; Scopus ID: 57192367552; e-mail: tanklevskij_lt@spbstu.ru

Aleksandr V. ARAKCHEEV, Postgraduate Student of Fire Safety Department, Institute of Civil Engineering, Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University, St. Petersburg, Russian Federation; ORCID: 0000-0003-2222-7970; e-mail: arakcheev@gefest-spb.ru