

dr hab. inż. Mariusz Maślak<sup>a)</sup>\*, prof. PK, mgr inż. Piotr Woźniczka<sup>a)</sup>

<sup>a)</sup>Politechnika Krakowska / Cracow University of Technology

\*Autor korespondencyjny / Corresponding author: mmaslak@pk.edu.pl

## Wpływ lokalizacji źródła ognia na rozwój pożaru w wielkopowierzchniowym halowym obiekcie handlowym

### The Impact of the Fire Source Location on Fire Development in a Large-Space Steel Commercial Building

### Влияние расположения источника огня на развитие пожара в торговом павильоне с большой площадью

#### ABSTRAKT

**Cel:** Celem prezentowanych rozważań jest pokazanie, że rozwój pożaru w wielkopowierzchniowym obiekcie handlowym może mieć różny przebieg, zależny od tego, w jakiej lokalizacji miała miejsce jego inicjacja. Hale tego typu charakteryzują się zwykle dużą powierzchnią przy stosunkowo małej wysokości, co utrudnia cyrkulację powietrza i odprowadzenie gazów spalinowych. Dodatkowym ograniczeniem tłumiącym swobodny rozwój pożaru jest w tym przypadku mały wskaźnik otworów. Wszystko to sprawia, że pożarem miarodajnym do oceny bezpieczeństwa takich obiektów powinien być raczej pożar zlokalizowany, dla którego nie doszło do rozgorzenia i wyrównania temperatury spalin w całej strefie pożarowej.

**Metody:** W pracy rozważa się rozwój pożaru lokalnego zainicjowanego w trzech alternatywnych lokalizacjach różniących się położeniem źródła ognia i jego odległością od otworów bramowych wentylujących strefę pożarową. Do numerycznego modelowania pożaru wykorzystano program FDS symulujący zmieniające się w czasie przestrzenne mapy temperatury spalin na podstawie uogólnionych równań dynamiki płynów ze zmiennymi termodynamicznymi i aerodynamicznymi.

**Wyniki:** Prezentowane wyniki, otrzymane w dotychczasowych badaniach, dotyczą przypadku hali handlowej, w której nie zastosowano wymaganych prawem klap dymowych, instalacji tryskaczowych ani żadnych innych środków czynnej ochrony przed ogniem. W dalszych pracach do modelowania planuje się wprowadzać kolejne elementy formalne, pozwalające na rozeznanie wpływu tego typu zabezpieczeń na rozwój pożaru. Uzyskane profile temperatury gazów spalinowych, skojarzone z kolejnymi rozpatrywanymi lokalizacjami pożaru, w celach porównawczych odniesiono do analogicznych wyników otrzymanych po zastosowaniu różnego typu modeli analitycznych zalecanych do stosowania w profesjonalnej literaturze.

**Wnioski:** Uzyskane rezultaty wydają się potwierdzać konstatację, że modelowanie rozwoju pożaru lokalnego jedynie na podstawie dostępnych modeli analitycznych nie musi prowadzić do wystarczająco wiarygodnych oszacowań prognozowanego bezpieczeństwa zwłaszcza wtedy, gdy rozwój ten zależy od czynników nie branych pod uwagę przy formułowaniu tych modeli. Przykładem tego typu ograniczeń jest sytuacja rozpatrywana w niniejszym artykule, dla której intensywność przewidywanego pożaru zależy od lokalizacji źródła ognia, co w konsekwencji różnicuje realną dostępność tlenu podtrzymującego spalanie.

**Słowa kluczowe:** hala handlowa, pożar lokalny, rozwój pożaru, warunki wentylacji, temperatura spalin, lokalizacja źródła ognia

**Typ artykułu:** oryginalny artykuł naukowy

---

Przyjęty: 29.11.2016; Zrecenzowany: 10.02.2017; Opublikowany: 31.03.2017;

Procentowy wkład merytoryczny: M. Maślak – 40%, P. Woźniczka – 60%;

Artykuł został wyróżniony przez Komitet Redakcyjny;

Proszę cytować: BiTP Vol. 45 Issue 1, 2017, pp. 154–169, doi: 10.12845/bitp.45.1.2017.12;

Artykuł udostępniany na licencji CC BY-NC-SA 4.0 (<https://creativecommons.org/licenses/by-nc-sa/4.0/>).

---

#### ABSTRACT

**Aim:** The aim of this paper is to show that fire development in a large-space steel commercial building may have a different intensity depending on the location in which the fire originated. Buildings of this type are usually characterised by a large area with a relatively low height, which makes air circulation and fire-gas evacuation difficult. The low value of the opening factor in this case is an additional constraint preventing fire from developing freely. All this makes a localised fire which has not reached a flashover and for which the fire-plume-gas temperature has not become uniform throughout the fire compartment a representative pattern which should be considered to assess the fire safety of such buildings.

**Methods:** This paper investigates the development of a localised fire which originates in three alternative locations differing in the position of the fire source and in the distance to the gate openings which ventilate the fire compartment. The FDS software is used for numerical fire modelling, specifying

the time-varying spatial maps of the fire-plume-gas temperature on the basis of the equations taken from the fluid dynamics methodology with thermodynamic and aerodynamic variables.

**Results:** The presented results, obtained hitherto, involve a steel commercial building which has no smoke vents, which are legally required, and sprinkler systems or any other active fire protection solutions. The plan for future works is to include additional formal components for modelling purposes to explore the impact of these safety measures on fire development. The fire-plume-gas temperature profiles associated with the individual fire locations investigated are linked for comparative purposes to the corresponding results yielded by the professional literature.

**Conclusions:** The obtained results seem to support the assertion that the modelling of a localised fire only on the basis of the existing analytical models does not necessarily lead to sufficiently reliable evaluations of the projected safety, particularly when this development depends on the factors which have not been accounted for in such models. An example of such a situation is the case investigated in this article, when the intensity of the anticipated fire depends on the location of the fire source, which involves varying oxygen availability necessary to sustain combustion.

**Keywords:** steel commercial building, localised fire, fire development, ventilation conditions, fire-plume-gas temperature, fire-source location

**Type of article:** original scientific article

Received: 29.11.2016; Reviewed: 10.02.2017; Published: 31.03.2017;

Percentage contribution: M. Maślak – 40%, P. Woźniczka – 60%;

The article was recognised by the Editorial Committee;

Please cite as: BiTP Vol. 45 Issue 1, 2017, pp. 154–169, doi: 10.12845/bitp.45.1.2017.12;

This is an open access article under the CC BY-NC-SA 4.0 license (<https://creativecommons.org/licenses/by-nc-sa/4.0/>).

## АННОТАЦИЯ

**Цель:** Целью дискуссии представляется демонстрация того, что развитие пожара в торговом павильоне с большой площадью может иметь различный сценарий, в зависимости от места расположения очага возгорания. Павильоны этого типа, как правило, характеризуются большой площадью поверхности при относительно малой высоте, что затрудняет циркуляцию воздуха и отвод дымовых газов. Дополнительным демпфирующим ограничением свободного развития пожара являются небольшие вентиляционные отверстия. Все это приводит к тому, что в качестве достоверной оценки пожара, с целью определения уровня безопасности таких объектов, должен выступать, скорее всего, локализованный пожар, в случае которого не дошло бы до распространения и выравнивания температуры продуктов горения по всей зоне пожара.

**Методы:** В работе рассматривается развитие локального пожара, начатого в трех альтернативных местах различающихся местоположением источников возгорания и расстоянием от вентиляционных отверстий порталных зон пожара. Для численного моделирования была использована программа FDS с указанием изменения во времени пространственной карты температуры продуктов сгорания на основе обобщенных уравнений гидродинамики с термодинамическими и аэродинамическими переменными.

**Результаты:** Представленные результаты, полученные в предыдущих исследованиях, относятся к случаю павильона, в котором не применяются установленные законом дымовые отверстия, спринклерные системы или любые другие средства активной противопожарной защиты. В дальнейшей работе моделирования планируется ввести дополнительные формальные элементы, позволяющие понять влияние этого вида безопасности на развитие пожара. Полученные профили температуры продуктов сгорания, связанные с последовательными рассматриваемыми местами пожара, для целей сравнения отнесены к соответствующим результатам, полученным при использовании различных типов аналитических моделей, рекомендуемых для использования в профессиональной литературе.

**Выводы:** Как оказалось, результаты, подтверждают тезис о том, что локальное моделирование развития пожара только на основе имеющихся аналитических моделей не всегда приводит к достаточно надежной оценке проектируемой безопасности, особенно, когда это развитие зависит от факторов, не принимаемых во внимание при разработке этих моделей. Примером таких ограничений является ситуация рассмотренная в этой статье, когда ожидаемая интенсивность пожара зависит от расположения источника огня, который, что в свою очередь, дифференцирует реальную доступностью кислорода, поддерживающего пожар.

**Ключевые слова:** торговый павильон, локальный пожар, развитие пожара, условия вентиляции, температура продуктов сгорания, расположение источника огня

**Вид статьи:** оригинальная научная статья

Принята: 29.11.2016; Рецензирована: 10.02.2017; Опубликована: 31.03.2017;

Процентное соотношение участия в подготовке статьи: M. Maślak – 40%, P. Woźniczka – 60%;

Эту статью наградила Редакционный Совет;

Просим ссылаться на статью следующим образом: BiTP Vol. 45 Issue 1, 2017, pp. 154–169, doi: 10.12845/bitp.45.1.2017.12;

Настоящая статья находится в открытом доступе и распространяется в соответствии с лицензией CC BY-NC-SA 4.0

(<https://creativecommons.org/licenses/by-nc-sa/4.0/>).

## Wprowadzenie

W szacowaniu odporności pożarowej urządzeń nośnych wielkopowierzchniowych halowych obiektów handlowych na ogół zakłada się, że miarodajnym do dokonania oceny jest scenariusz realizacji pożaru rozwiniętego, dla którego osiągnięty został punkt rozgorzenia. Oznacza to rozpatrywanie równomiernego rozkładu temperatury gazów spalinowych w całej objętości analizowanej hali, a to nieuchronnie prowadzi do wniosku o stosunkowo szybkim wyczerpaniu nośności podstawowych elementów konstrukcyjnych. Zaletą tego typu podejścia jest prostota. Daje

## Introduction

A fully developed-fire scenario reaching the flashover point is usually considered reliable for estimating the fire resistance of the load-carrying structures in a large-space steel commercial building. This means a situation in which the fire-gas temperature is uniformly distributed throughout the entire volume of the building, inevitably leading to the conclusion that the basic structural components lose their load-bearing capacity relatively quickly. The advantage of such an approach is simplicity. As a rule, it also provides reliable estimates of

ono również z reguły bezpieczne oszacowania czasu, przez który w warunkach pożaru badany ustrój nośny może efektywnie przenosić przyłożone do niego obciążenia. Wydaje się jednak, że w wielu praktycznie ważnych przypadkach jest ono nazbyt ostrożne, co oznacza, że powzięte na jego podstawie zalecenia odnoszące się do wymaganego stopnia zabezpieczenia rygli, słupów i stężeń analizowanej hali przed bezpośrednią ekspozycją ogniową nie są do końca merytorycznie uzasadnione. Można zatem zastosować zabezpieczenia znacznie mniej kosztowne, a uzyskany w efekcie ich użycia poziom bezpieczeństwa gwarantowany użytkownikom analizowanego obiektu nadal będzie odpowiednio wysoki. To, czy w rozpatrywanej hali dojdzie do rozgorzenia pożaru, a jeśli tak to po jakim czasie, licząc od jego zainicjowania, zależy od wielu czynników, w tym przede wszystkim od rodzaju i sposobu rozmieszczenia nagromadzonych w niej materiałów palnych oraz od warunków dostępu do tego pożaru tlenu podtrzymującego spalanie. Ryzyko takiego rozgorzenia dla konkretnego obiektu można dość dokładnie oszacować. Wystarczy przeprowadzić w nim odpowiednią inwentaryzację [1]. Często, po jej przeprowadzeniu i uwzględnieniu w dalszej analizie rzeczywistych charakterystyk opisujących intensywność spalania i masę zinwentaryzowanych wcześniej materiałów, okazuje się, że energia uwalniana w prognozowanym pożarze wystarczy jedynie do tego, aby pozostał on przez cały czas trwania na etapie pożaru zlokalizowanego, ograniczonego tylko do części powierzchni użytkowej rozpatrywanej hali. W pracy [2] sugeruje się nawet, aby dla wielkokubaturowych obiektów handlowych o stalowej konstrukcji nośnej, także przy bardzo dużym nagromadzeniu materiałów palnych, przyjmować jako graniczną moc pożaru wartość  $Q_{max} = 25$  MW. Tego typu ograniczenie prowadzi do konstatacji, że do rozgorzenia pożaru, przy stosunkowo dużej powierzchni strefy pożarowej, będzie dochodziło stosunkowo rzadko, a zatem pożar zlokalizowany w wielu sytuacjach może być traktowany jako pożar miarodajny do wiarygodnego szacowania odporności pożarowej rozpatrywanego obiektu handlowego.

## Opis analizowanego modelu

Celem prezentowanej pracy jest ocena wpływu lokalizacji źródła ognia na uzyskaną przy tej lokalizacji po jednej godzinie ekspozycji ogniowej temperaturę gazów spalinowych. Do szczegółowej analizy wybrano typową halę mieszczącą wielkopowierzchniowy obiekt handlowy o wymiarach 135,00 m x 60,00 m w rzucie poziomym i o stałej wysokości równej 6,50 m (ryc. 1 i 2). Dla uproszczenia modelu założono, że w analizowanej hali nie zainstalowano klap oddymiających. Uwzględniono natomiast istniejące, stale otwarte, bramy wejściowe: jedną dużą o wymiarach 10,00 x 4,50 m oraz trzy mniejsze o wymiarach 2,50 m x 2,50 m każda. Lokalizację tych bram pokazano na ryc. 1 i 2. Poszycie hali zamodelowano jako wykonane z typowych płyt warstwowych z grubym na 15 cm rdzeniem z wełny mineralnej. Właściwości materiału izolacyjnego, zależne od wartości oddziałującej na ten materiał temperatury, przyjęto na podstawie pracy [3]. Ustrój nośny hali wykonano ze stali węglowej, dla której relacje pomiędzy temperaturą materiału a specyfikowanym dla niego ciepłem właściwym i przewodnością cieplną

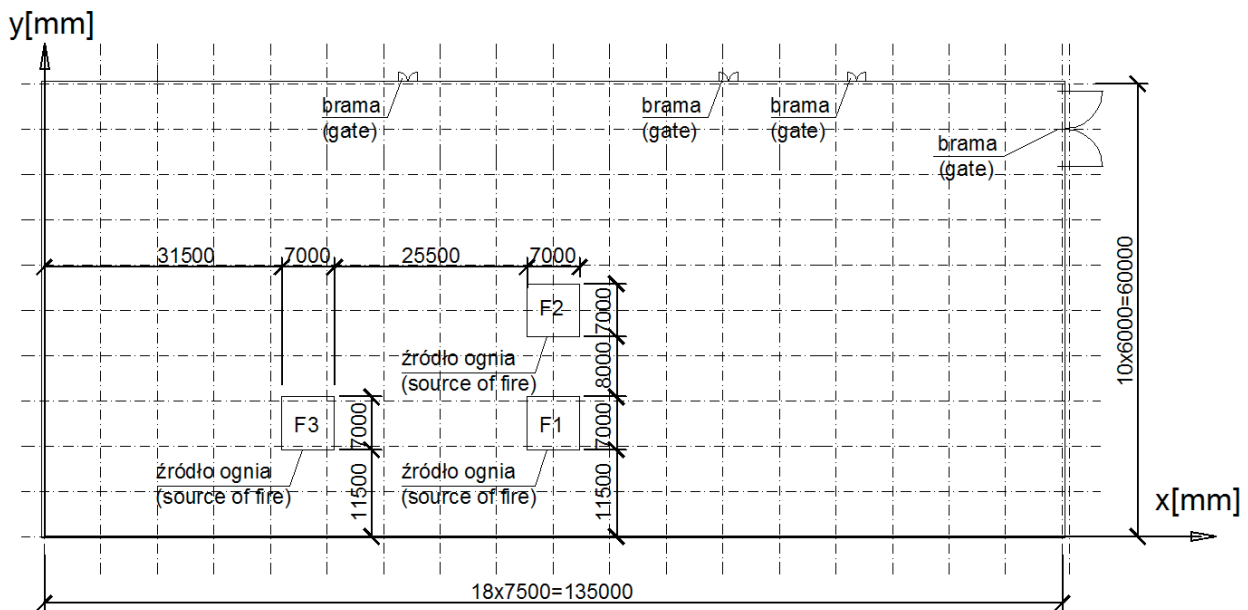
how long the load-carrying structure concerned is able to effectively resist loading in fire conditions. It seems, however, that in many practically useful cases, this approach is too conservative. In other words, any recommendations based on this approach with regard to the required level of protection against the direct fire exposure of the steel building's girts, columns and bracing are not entirely reasonable. Therefore, far less expensive measures can be used in the building concerned to ensure a level of its protection which is still sufficient. Whether a flashover occurs in the building, and if so, how long after fire inception, will depend on a multitude of factors. These include primarily the type and arrangement of the combustible materials inside the building, and the access of oxygen, which would sustain combustion. The risk of a flashover for a specific building can be estimated fairly accurately. This only requires a thorough survey of the building [1]. Once such a survey is completed and followed up by an analysis of the actual characteristics which describe the combustion intensity and weight of the surveyed materials, it often becomes evident that the energy released during the entire duration of the projected fire will be sufficient only for a localised fire confined only to a fraction of the building's internal space. The authors of the paper [2] suggest even that for large-space steel structures, including structures where large amounts of combustible materials are accumulated, the threshold fire size should be assumed at  $Q_{max} = 25$  MW. By extension, a flashover in a comparatively large fire compartment will occur relatively rarely, so a localised fire can be considered in many cases as conclusive for a reliable estimate of the fire resistance of the commercial building considered.

## A description of the model

This work aims to evaluate how the location in which fire inception took place affects the temperature of fire gases in this location after one hour of fire exposure. The detailed analysis involved a typical large-space commercial building with the horizontal dimensions of 135.00 m x 60.00 m and a constant height of 6.50 m (Figures 1 and 2). To simplify the model, it was assumed that the building had no roof smoke vents. In this model, the building had permanently opened gates, one large gate 10.00 m x 4.50 m and three smaller gates 2.50 m x 2.50 m each. The locations of these gates are shown in Figures 1 and 2. The roof decking in the model was made of typical sandwich panels with a 15 cm-thick rock-wool core. The properties of the insulation material, depending on the temperature to which it was exposed, were taken from [3]. The load-carrying structure of the building was made of carbon steel, for which the relationship between its temperature and the specific heat, and the thermal conductivity coefficient specified for it, was in line with the recommendations of PN-EN 1993-1-2 [4]. It was also assumed

przyjęto zgodnie z rekomendacjami normy PN-EN 1993-1-2 [4]. Założono również, że przed zainicjowaniem pożaru temperatura wewnątrz hali była wyrównana, a jej wartość wynosiła 20°C.

that the temperature inside the building before fire inception was uniform at 20°C.



Rycina 1. Rzut poziomy hali rozpatrywanej w pracy wraz z kolejnymi lokalizacjami źródła ognia oznaczonymi symbolami F1, F2 i F3

Figure 1. The floor plan of the investigated building, including the analysed locations of the fire source denoted by symbols F1, F2 and F3

W pierwszej kolejności rozpatrywano trzy alternatywne lokalizacje źródła ognia, oznaczone na ryc. 1 symbolami odpowiednio F1, F2 i F3. Różnią się one stopniem wycentrowania względem środka hali, a zatem przede wszystkim odległością osi płomienia od ścian zewnętrznych, zarówno na kierunku podłużnym, jak i poprzecznym względem głównej osi symetrii hali. Dla każdej z tych lokalizacji, zgodnie z zaleceniami zawartymi w [2], założono, że moc pożaru wynosi  $Q_{\max} = 25$  MW, co przy przyjęciu szybkości oddawania ciepła na poziomie  $RHR_f = 500$  kW/m<sup>2</sup> [4] dało obliczeniowe pole powierzchni pożaru o wartości:

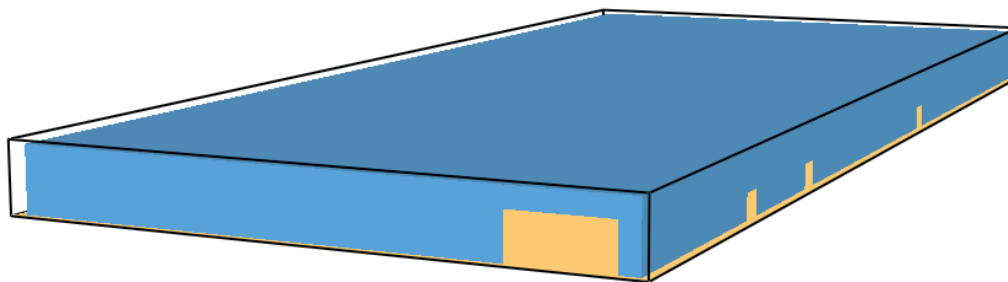
$$A_{\text{fire}} = \frac{Q_{\max}}{RHR_f} = \frac{25 \text{ MW}}{500 \text{ kW/m}^2} = 50 \text{ m}^2 \quad (1)$$

Zauważmy, że takie przyjęcie jest bardziej restrykcyjne w stosunku do wytycznych normy PN-EN 1991-1-2 [5], zgodnie z którymi wartość  $RHR_f = 500$  kW/m<sup>2</sup> specyfikowana jest dla obiektów użyteczności publicznej takich jak biblioteki, kina i teatry, natomiast do stosowania w przypadku centrów handlowych postuluje się wartość o połowę mniejszą, czyli  $RHR_f = 250$  kW/m<sup>2</sup>, co w efekcie przy takiej samej mocy dawałoby powierzchnię  $A_{\text{fire}} = 100$  m<sup>2</sup>. Do analizy rozwoju pożaru w każdej z wymienionych wcześniej lokalizacji wykorzystano program Fire Dynamics Simulator (FDS) [6], przy czym koło ograniczające źródło ognia, o powierzchni  $A_{\text{fire}} = 50$  m<sup>2</sup>, każdorazowo zamieniano na zastępczy kwadrat o takim samym polu.

The analysis was started by considering three alternative locations of the fire source, denoted by F1, F2 and F3, respectively. They are aligned differently in relation to the centreline of the building, the primary difference being the distance between the flame axis and the perimeter wall, both longitudinally and transversally to the principal axis of the building's symmetry. As recommended in [2], the fire size for each of these locations was assumed at  $Q_{\max} = 25$  MW. With a heat release rate at  $RHR_f = 500$  kW/m<sup>2</sup>, this resulted in a design fire area of:

$$A_{\text{fire}} = \frac{Q_{\max}}{RHR_f} = \frac{25 \text{ MW}}{500 \text{ kW/m}^2} = 50 \text{ m}^2 \quad (1)$$

It is important to note that these assumptions are more conservative than those provided by PN-EN 1991-1-2 [5]. PN-EN 1991-1-2 guidelines specify the value of  $RHR_f = 500$  kW/m<sup>2</sup> for public buildings such as libraries, cinemas and theatres. However, it is suggested that this value be reduced by half for commercial centres. i.e. to  $RHR_f = 250$  kW/m<sup>2</sup>. Given the same fire size, the resulting fire area would be  $A_{\text{fire}} = 100$  m<sup>2</sup>. Fire Dynamics Simulator (FDS) code [6] was used to analyse fire development in all the mentioned locations. In each case, however, the circle which forms the boundary of the fire source, with an area of  $A_{\text{fire}} = 50$  m<sup>2</sup>, was replaced by a rectangle with the same area.



**Rycina 2.** Model rozpatrywanej hali zastosowany w programie FDS  
**Figure 2.** A model of the investigated building as applied in the FDS code

Skład chemiczny płonącego materiału modelowano w sposób uproszczony, z wartościami funkcji odpowiadających za produkcję tlenku węgla i sadzy wynoszącymi odpowiednio: CO\_YIELD = 0.063 i SOOT\_YIELD = 0.163. Fazę wzrostu pożaru opisano przy tym za pomocą tak zwanego pożaru  $t$ -kwadrat [5], identyfikującego relację pomiędzy energią cieplną rozpraszaną w pożarze  $Q(t)$  [W] i czasem trwania tego pożaru, dla której zachodzi:

$$Q(t) = \begin{cases} 10^6 (t/t_\alpha)^2 & \text{dla } t < t_p \\ Q_{\max} & \text{dla } t \geq t_p \end{cases} \quad (2)$$

Czas  $t_p$  [s] jest tu czasem kończącym okres wzrostu pożaru, natomiast parametr  $t_\alpha$  [s] czasem odpowiadającym rozproszeniu energii na poziomie 1 MW. Jak widać z zależności (2), po czasie  $t_p$  tempo rozpraszania energii cieplnej przestaje narastać i rozpraszanie to zachodzi w sposób jednostajny. Założenie wartości  $Q_{\max} = 25$  MW oraz  $RHR_f = 500$  kW/m<sup>2</sup> wraz ze skojarzonym z tą wartością czasem  $t_\alpha = 150$  [s] [5] jednoznacznie wyznacza wartość  $t_p = 750$  s = 12,5 min. Schemat analizowanej hali handlowej zastosowany w modelu FDS pokazano na ryc. 2. Dla każdej rozpatrywanej lokalizacji źródła ognia w tak sformalizowanym modelu umieszczono wirtualne czujniki temperatury, pozwalające na tworzenie map termicznych zarówno na kierunku podłużnym, równoległym do głównej osi hali, jak i na kierunku poprzecznym, prostopadłym do tej osi. Osie poszczególnych linii czujników za każdym razem krzyżują się w miejscu, w którym zadeklarowano położenie danego źródła.

## Analiza uzyskanych wyników Rozkłady temperatury gazów spalinowych w przekrojach poprzecznych analizowanej hali

Uzyskane ze szczegółowej analizy po 1 godzinie ekspozycji pożarowej rozkłady temperatury gazów spalinowych specyfikowane dla wybranych przekrojów poprzecznych hali analizowanej w przykładzie zestawiono na ryc. 3 i 4. Zauważmy, że położenie tych przekrojów pokrywa się w przypadku lokalizacji F1 i F2, natomiast przekrój skojarzony z lokalizacją F3 jest cofnięty w głąb hali o 32,50 m względem poprzednich. Przyjmując za początek układu współrzędnych lewy dolny narożnik rzutu poziomego hali pokazanej na ryc. 1 i traktując jako wyróżnik danego przekroju odpowiadającą mu odciętą, przekroje te będą w dalszych rozważaniach oznaczane symbolami, odpowiednio:  $F1_\perp(67,50)$ ,  $F2_\perp(67,50)$  oraz  $F3_\perp(35,00)$ .

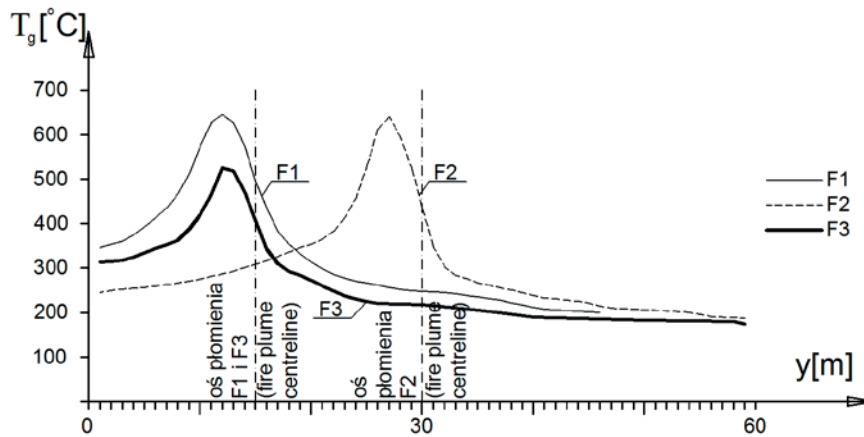
The chemical-composition model of the burning material was simplified, with the functions governing the production of carbon monoxide and soot being at CO\_YIELD = 0.063 and SOOT\_YIELD = 0.163, respectively. The fire-growth phase was described by the so-called  $t$ -squared fire [5], which identifies the relationship between the heat energy of  $Q(t)$  [W] dissipated during the fire and the duration of this fire, for which the equation is

$$Q(t) = \begin{cases} 10^6 (t/t_\alpha)^2 & \text{dla } t < t_p \\ Q_{\max} & \text{dla } t \geq t_p \end{cases} \quad (2)$$

The time  $t_p$  [s] is here the time at which the fire is no longer growing, and the parameter  $t_\alpha$  [s] is the time in which 1 MW of energy is dissipated. As we can see from the relationship in (2), after time  $t_p$  has passed, the rate of heat energy dissipation is no longer increasing and becomes constant. The values of  $Q_{\max} = 25$  MW and  $RHR_f = 500$  kW/m<sup>2</sup>, assumed together with the time  $t_\alpha = 150$  [s], related to them [5], give a conclusive result of  $t_p = 750$  s = 12.5 min. The analysed building as applied in the FDS model is shown in Figure 2. Temperature probes were placed in each investigated location of the fire source in this formalised model to create thermal maps both longitudinally (parallel) and transversely (square to) to the principal axis of the building. In each case, the centrelines of individual probe lines intersect in the indicated locations of the fire sources.

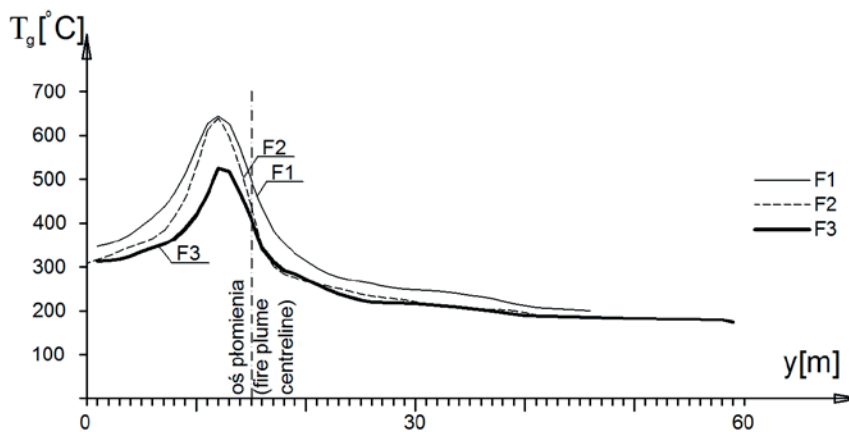
## The analysis of the results Plume-gas temperature distributions in the cross-sections of the investigated building

The plume-gas temperature distributions provided by detailed analyses after one-hour fire exposure, specified for selected cross sections of the investigated building, are shown and compared in Figures 3 and 4. Note that the locations of these cross sections are the same for the F1 and F2 locations, whereas the cross section linked to the F3 location is situated further inside the building, 32.50 m away from the other cross sections. With the bottom-left corner of the building's plan view, as shown in Figure 1, taken as the origin of the coordinate system, and with the corresponding x-coordinate of the given cross section considered as the discriminant of this cross section, these cross sections will be denoted below as  $F1_\perp(67.50)$ ,  $F2_\perp(67.50)$  and  $F3_\perp(35.00)$ , respectively.



**Rycina 3.** Rozkłady wartości temperatury gazów spalinowych uzyskane dla różnych lokalizacji źródła ognia w przekrojach poprzecznych rozpatrywanej hali po 1 godzinie ekspozycji pożarowej

**Figure 3.** The distributions of the fire-plume gas temperature values for various locations of the fire source in the cross sections of the considered building after one-hour fire exposure



**Rycina 4.** Porównanie kształtu rozkładów temperatury gazów spalinowych pokazanych na rys. 3 po sprowadzeniu osi pożarów kojarzonych z kolejnymi lokalizacjami źródła ognia do jednej wspólnej osi

**Figure 4.** A comparison of the temperature distributions in the fire plume, depicted in Fig. 3, but with fire source centrelines aligned to the common location on the graph

Porównanie zestawionych wykresów pozwala na stwierdzenie, że maksymalne wartości temperatury spalin określone bezpośrednio ponad źródłem ognia w przypadku lokalizacji F1 i F2 są bardzo podobne, natomiast analogiczna wartość temperatury uzyskana w przypadku lokalizacji F3 jest wyraźnie niższa. Przyczyna tej różnicy zostanie wyjaśniona w dalszej części pracy. Na ryc. 3 dobrze widać również różnicę w ukształtowaniu poszczególnych rozkładów temperatury. Wynika ona z tego, że w przypadku lokalizacji F2 oś pożaru pokrywa się ze środkiem hali (rzędna tej osi ma wartość 30,00 m), natomiast w przypadku lokalizacji F1 i F3 osie te są przesunięte względem podłużnej osi hali o 15,00 m w kierunku ściany zewnętrznej (ich rzędne w obu przypadkach mają wartość 15,00 m). W wyniku tego przesunięcia wartości temperatury uzyskane w pobliżu ściany zewnętrznej przy lokalizacji F2 są znacząco niższe od tych kojarzonych z lokalizacjami F1 i F3. Jest to oczywiste, z uwagi na większą w tym przypadku odległość ściany od źródła ognia. Efekt ten w zasadzie zanika, jeśli tylko dla lokalizacji F2 odpowiednio przesunąć prezentowaną na ryc. 3 oś pożaru tak, aby sprowadzić wszystkie osie do jednej wspólnej osi (ryc. 4). Zwróćmy również uwagę

A comparison of the above graphs leads to the conclusion that the maxima of plume-gas temperatures directly above the fire source are very similar for the F1 and F2 locations, whereas the corresponding temperature for the F3 locations is markedly lower. The cause of this difference will be explained further in this paper. Also, Figure 3 shows clearly the differences between individual temperature distributions. The reason behind these differences is that in the case of the F2 location, the flame axis overlaps with the centre of the building (the ordinate of this centreline is 30.00 m), whereas in the case of the F1 and F3 locations, the centrelines are displaced by 15.00 m relative to the centreline of the building, towards the perimeter wall (their ordinates are 15.00 m in both cases). As a result of this displacement, the temperature values near the external wall in location F2 are substantially lower than those associated with the F1 and F3 locations. This is self-evident, given the greater distance between the wall and the fire source. However, this is no longer the case once the flame axis for the F2 location is shifted to overlap with the centrelines of the other locations (Figure 4). Also note that the temperature distributions

na brak symetrii uzyskanych z analizy rozkładów temperatury względem skojarzonych z nimi osi pożaru. Maksyma temperatury gazów spalinowych w każdym z rozpatrywanych przypadków są wyraźnie przesunięte względem tych osi w kierunku ściany bocznej. Takie przesunięcie wynika z braku symetrii w rozmieszczeniu bram hali stanowiących pionowe otwory wentylacyjne.

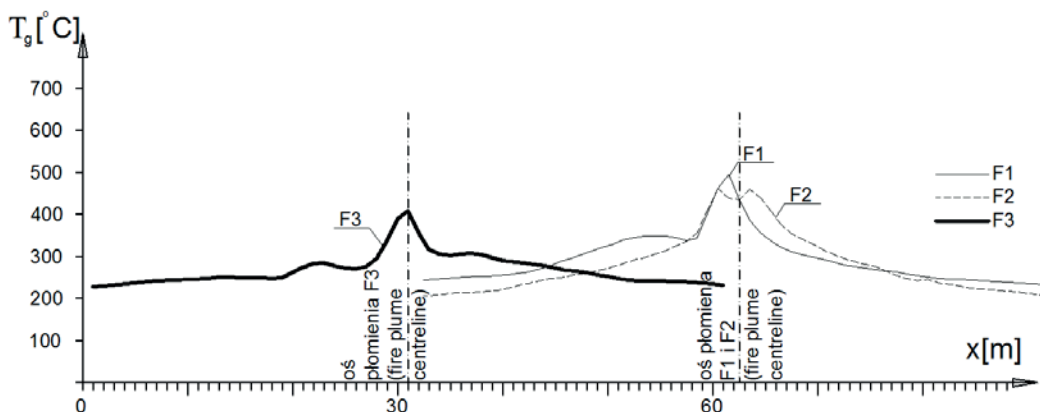
are asymmetrical to their corresponding flame axis. In each of the investigated cases, the peak temperatures of the fire-plume gases are clearly displaced, relative to these centre-lines, towards the side wall. This displacement is attributable to the asymmetrical location of the gates (vertical ventilation openings) in the building.

**Rozkłady temperatury gazów spalinowych w przekrojach podłużnych analizowanej hali**

Analogiczne rozkłady temperatury gazów spalinowych uzyskane po 1 godzinie ekspozycji pożarowej w wybranych przekrojach podłużnych hali, równoległych do głównej osi budynku, zestawiono na ryc. 5 i 6.

**Plume-gas temperature distributions in the longitudinal sections of the investigated building**

The corresponding distributions of the plume-gas temperature values after one-hour fire exposure in selected longitudinal sections of the building parallel to the principal axis of that building are shown and compared in Figures 5 and 6.

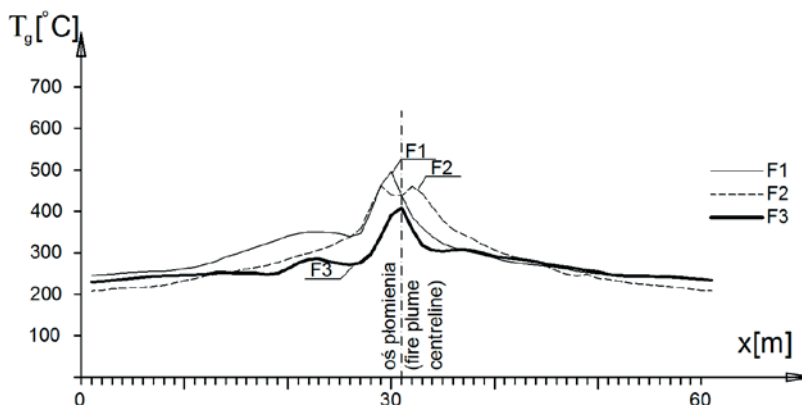


**Rycina 5.** Rozkłady wartości temperatury gazów spalinowych uzyskane dla różnych lokalizacji źródła ognia w przekrojach podłużnych rozpatrywanej hali po 1 godzinie ekspozycji pożarowej

**Figure 5.** The distributions of the fire plume gas temperature values for various locations of the fire source in the longitudinal sections of the building after one-hour fire exposure

Tym razem wyróżnia się przekrój podłużny skojarzony z lokalizacją F2 i pokrywający się z główną osią symetrii hali oraz wzajemnie tożsame przekroje skojarzone z lokalizacjami F1 i F3, przesunięte względem poprzedniego o 15,00 m, tak aby w efekcie być usytuowane bliżej ściany zewnętrznej hali.

This case involves a longitudinal section associated with the F2 location and overlapping with the principal axis of the building, and other longitudinal sections associated with the F1 and F3 locations, displaced by 15.00 m relative to the F2 location and thus situated closer to the perimeter wall of the building.



**Rycina 6.** Porównanie kształtu rozkładów temperatury gazów spalinowych pokazanych na ryc. 5 po sprowadzeniu osi pożarów kojarzonych z kolejnymi lokalizacjami źródła ognia do jednej wspólnej osi

**Figure 6.** A comparison of the fire-plume gas temperature distributions shown in Fig. 5, but with fire source centrelines aligned to the common location on the graph

Źródło: Opracowanie własne.

Source: Own elaboration.

Traktując rzędną globalnego układu współrzędnych jako wyróżnik każdego z wyróżnionych powyżej przekrojów, w dalszych rozważaniach przypisano im oznaczenia, odpowiednio:  $F1_{II}(15,00)$ ,  $F2_{II}(30,00)$  oraz  $F3_{II}(15,00)$ . Podobnie jak w przypadku prezentowanej wcześniej analizy rozkładów temperatury gazów spalinowych identyfikowanych w przekrojach poprzecznych rozpatrywanej hali teraz także wyraźnie zaznacza się znacząco niższa temperatura gazów spalinowych uzyskana przy lokalizacji źródła ognia oznaczonej symbolem F3. Potwierdza się również wpływ bliskości ściany zewnętrznej, co skutkuje odpowiednio wyższą temperaturą spalin uzyskaną dla lokalizacji F3 w pobliżu tej ściany (ryc. 5). Efekt ten ulega zniwelowaniu, jeśli tylko osie pożarów kojarzone z poszczególnymi lokalizacjami sprowadzi się do jednej wspólnej osi (ryc. 6). Nie ma również symetrii rozkładów temperatury względem odpowiadających im osi pożarów, choć efekt tego braku jest wyraźnie słabszy, niż to zaobserwowano przy analizie przekrojów poprzecznych. W sposób znaczący uwidacznia się on w zasadzie jedynie wtedy, gdy źródło ognia usytuowane jest w pozycji F1. W tej sytuacji maksimum temperatury gazów spalinowych jest odchylone względem osi pożaru do wewnątrz budynku.

### Specyfika rozwoju pożaru przy lokalizacji źródła ognia w pobliżu ściany zewnętrznej hali

Prezentując różnice pomiędzy rozwojem pożaru ze źródłem ognia zlokalizowanym w dużej odległości od ściany zewnętrznej (w naszej analizie tego typu pożarowi odpowiada lokalizacja F2) i takim, dla którego źródło ognia znajdowało się w pobliżu tej ściany (jeśli rozważać przekroje poprzeczne hali to pożary tego typu odpowiadają zarówno lokalizacji F1 jak i lokalizacji F3), nie można pominąć analizy map termicznych specyfikowanych dla każdego z porównywanych pożarów. Na ryc. 7 w pozycji środkowej zaprezentowano tego typu mapę uzyskaną po 1 godzinie ekspozycji pożarowej i odniesioną do lokalizacji źródła ognia oznaczonej na ryc. 1 symbolem F2. Oczywiście, mapa ta odpowiada przekrojowi  $F2_{\perp}(67,50)$ . Warstwica temperatury oznaczona kolorem czarnym odpowiada tu temperaturze gazów spalinowych na poziomie 200°C. Powyżej tej warstwicy temperatura spalin jest wyższa, poniżej natomiast niższa od tej wartości. W dalszych rozważaniach warstwica ta będzie traktowana jako umowne rozdzielenie strefy gorących gazów rozwijającej się pod sufitem hali i strefy powietrza nieograniczonego zgromadzonego przy posadzce. Jak łatwo zauważyć, strefa gorących gazów jest tu jeszcze stosunkowo cienka i, co ważniejsze, rozłożona w sposób w miarę równomierny na całej szerokości hali.

Porównanie tej mapy z analogiczną mapą specyfikowaną dla lokalizacji F1 i odniesioną do przekroju  $F1_{\perp}(67,50)$  umożliwiło dostrzeżenie istotnej różnicy. Tę drugą mapę pokazano na ryc. 7 w pozycji górnej. Przy lokalizacji źródła ognia w pozycji F1 otrzymujemy strefę gorących gazów wyraźnie niesymetryczną względem osi pożaru. Jest ona, co oczywiste, zdecydowanie grubsza w strefie przysięennej i w miarę cienka po drugiej stronie osi pożaru, tam gdzie nie ma ograniczenia rozchodzenia się spalin. Taki rozkład temperatury spalin niewątpliwie prowadzi do szybszego wypełnienia gorącymi gazami całej objętości hali w jej strefie przysięennej i równocześnie do wolniejszego ogrzania pozostałej części budynku. Przy lokalizacji źródła ognia w pozycji F1 w naszej analizie nie odnotowano jednak istotnej różnicy w stosunku do pożaru z lokalizacją tego źródła w pozycji F2, jeśli porównywać

With the ordinates of the global coordinate system considered as the discriminants of each the above longitudinal sections, these sections are denoted below as  $F1_{II}(15.00)$ ,  $F2_{II}(30.00)$  and  $F3_{II}(15.00)$ , respectively. As in the case of the above-discussed distributions of fire-plume gas temperature values identified in building cross sections, it is evident here that the temperature is lower in fire-source locations denoted as F3. The perimeter-wall proximity effect occurs as well, resulting in a higher fire-plume gas temperature for the F3 locations near the perimeter wall (Figure 5). Again, this effect disappears once the flame axes associated with the individual locations are aligned to an overlapping location (Figure 6). Also, the temperature distributions are asymmetrical to their corresponding flame axes, although the effect of this asymmetry is substantially weaker than in the cases observed in the cross sections. It is only when the fire source is in the F1 location that this effect becomes prominent. In the case at hand, then, the peak fire-plume gas temperature is diverted from the flame axis inwards into the building.

### Fire development with the fire source located close to the perimeter wall of the building

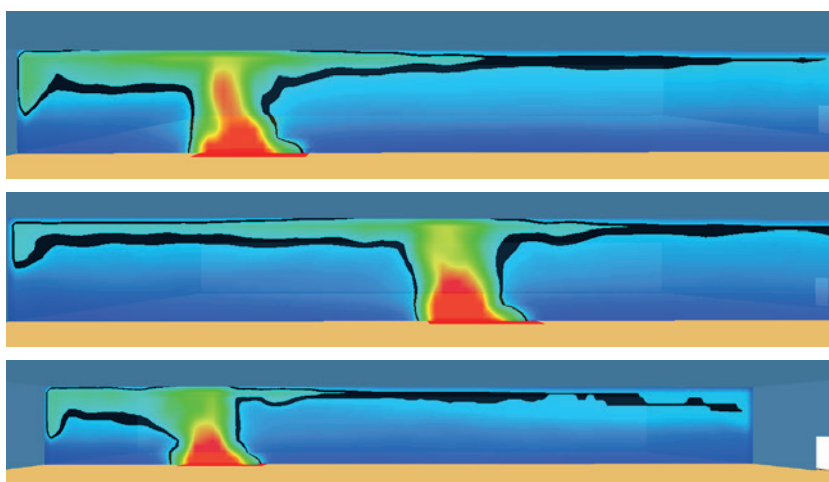
In order to demonstrate differences between fire development with the fire source located away from the perimeter wall (represented here by the F2 location) and fire development with the fire source located close to the perimeter wall (the F1 and F3 locations when the cross sections of the building are considered), it is essential to analyse the thermal maps specified for each of the fires under comparison. The item in the middle of Figure 7 presents such a map after one-hour fire exposure for the fire source location denoted in Figure 1 as F2. This map corresponds to cross section  $F2_{\perp}(67.50)$ . The temperature contour line marked in black corresponds here to a plume-gas temperature of 200°C. Fire-gas temperature values are higher above this line and lower below it. The discussion below will consider this contour line as the arbitrary boundary between the hot-gas layer under the ceiling and the cooler air layer near the floor. It can be readily seen that the hot-gas layer here is still relatively thin and, more importantly, extended fairly uniformly across the entire width of the building.

A comparison of this map with the corresponding map for the F1 location for the cross section  $F1_{\perp}(67.50)$  reveals a significant difference. The latter map is shown in Figure 7 (the map on top). When the fire source is located in the F1 location, the hot-gas layer is clearly asymmetrical to the flame axis. This layer is, naturally, much thicker near the perimeter wall and fairly thin on the other side of the flame axis, where the fire gases can dissipate freely. Such a distribution of flue-gas temperature values inevitably causes the entire volume of the perimeter-wall zone of the building to be filled with hot gases faster, while the rest of the building is getting hotter at a slower rate. No significant differences were found, however, between the F1 and F2 locations of the fire source when compared in terms of their maximum plume-gas temperature values at the flame axis. Also, note that both maps show a flame which is oriented to the interior of the building, thus validating the previously made observations



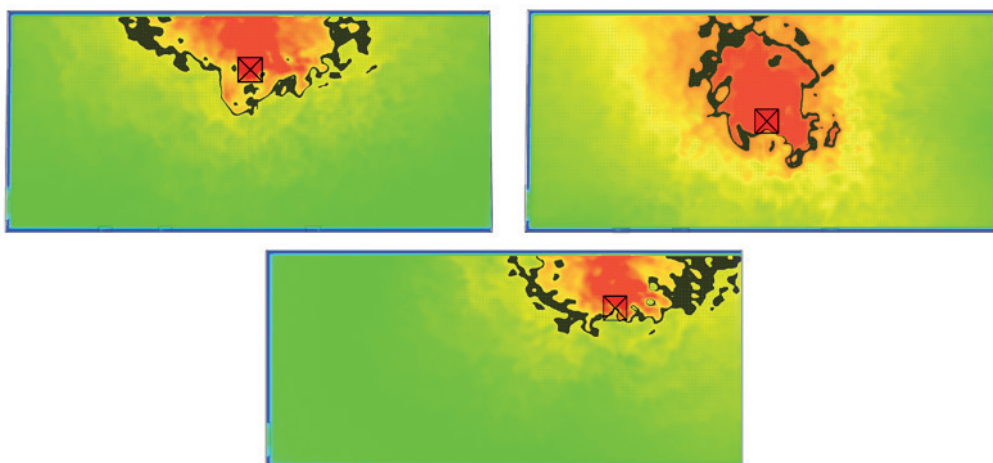
maksymalną temperaturę spalin uzyskaną w osi pożaru. Zauważmy jeszcze, że na obu mapach widzimy płomień pożaru odchyłony do wewnątrz hali, co potwierdza wcześniejsze obserwacje braku symetrii w rozkładach temperatury spalin względem odniesionych do tych rozkładów osi pożaru. Różnice w stopniu rozwoju pożaru kojarzonego z kolejnymi lokalizacjami źródła ognia dobrze obrazują również mapy rozkładu temperatury gazów spalinowych specyfikowane w przekroju poziomym hali na wysokości 6.00 m powyżej poziomu posadzki. Pokazano je na ryc. 8. Położenie źródła ognia dla każdej rozpatrywanej lokalizacji oznaczono tu kwadratem centrowanym przekątnymi natomiast znakowana na czarno warstwica odpowiada tym razem temperaturze 250°C.

about the asymmetry in the distributions of the plume-gas temperature values relative to the corresponding flame axes. The differences in how the fire develops in individual fire-source locations are also evident from the plume-gas temperature distribution maps in the horizontal projection of the building at a height of 6.00 m above floor level. These are shown in Figure 8. The fire-source of each investigated location is marked here by a square with diagonals, and the contour line marked in black corresponds to a temperature of 250°C.



**Rycina 7.** Mapy termiczne uzyskane po 1 godzinie ekspozycji pożarowej w przekrojach poprzecznych rozpatrywanej hali, w tym: u góry – dla lokalizacji źródła ognia w pozycji F1, w środku – dla lokalizacji źródła ognia w pozycji F2, na dole – dla lokalizacji źródła ognia w pozycji F3. Warstwica oznaczona kolorem czarnym odpowiada temperaturze gazów spalinowych na poziomie 200°C

**Figure 7.** Thermal maps after one-hour fire exposure in the considered cross sections of the building; the map on the top – for the F1 location of the fire source, in the middle – for the F2 location of the fire source, at the bottom – for the F3 location of the fire source. The contour line in black corresponds to a plume-gas temperature of 200°C



**Rycina 8.** Rozkłady temperatury gazów spalinowych uzyskane po 1 godzinie ekspozycji pożarowej w przekroju poziomym rozpatrywanej hali, na wysokości 6,00 m powyżej poziomu posadzki, w tym: u góry dla lokalizacji źródła ognia w pozycji F1, w środku dla lokalizacji źródła ognia w pozycji F2, na dole dla lokalizacji źródła ognia w pozycji F3. Warstwica oznaczona kolorem czarnym odpowiada temperaturze gazów spalinowych na poziomie 250°C

**Figure 8.** Plume-gas temperature distributions after one-hour fire exposure in the horizontal projection of the building, located 6.00 m above the floor level: the top one is for the F1 location of the fire source, the middle one is for the F2 location of the fire source and the one at the bottom is for the F3 location of the fire source. The contour line in black corresponds to a plume-gas temperature of 250°C

Już pobieżna analiza tak sformatowanych map pozwala na potwierdzenie lokalnego oddziaływania każdego z rozpatrywanych pożarów. Pomimo początkowego założenia bardzo dużej mocy pożaru, w żadnym z analizowanych przypadków intensywność rozpraszania energii po jednej godzinie ekspozycji ogniowej nie okazała się na tyle duża, aby osiągnięty został punkt rozgorzenia i nastąpiło wyrównanie temperatury gazów spalinowych w całej objętości strefy pożarowej. Dobrze widać również odchylenie płomienia od osi pionowej wskazującej na położenie źródła ognia. Jak wspomniano wcześniej, jest ono skutkiem niesymetrycznego rozmieszczenia otworów bram wentylujących strefę pożarową. Trzeba również zwrócić uwagę na fakt znacznego rozszerzenia się zasięgu oddziaływania gorących gazów spalinowych w bezpośredniej bliskości ściany hali. Efekt tego typu, jakkolwiek niezmiernie istotny przy szacowaniu odporności ustroju nośnego hali na zagrażającą mu ekspozycję ogniową, uwidacznia się jedynie wtedy, gdy rozwój pożaru modelowany jest za pomocą programu numerycznego opartego na tak zwanej analogii hydrodynamicznej (przykładem takiego programu jest zastosowany w niniejszej analizie program FDS). Nie da się go zaobserwować, jeżeli w badaniach wykorzystana się klasyczne modele strefowe, a tym bardziej oparte na tych modelach rekomendowane w profesjonalnej literaturze modele analityczne, co pokazano w dalszej części pracy.

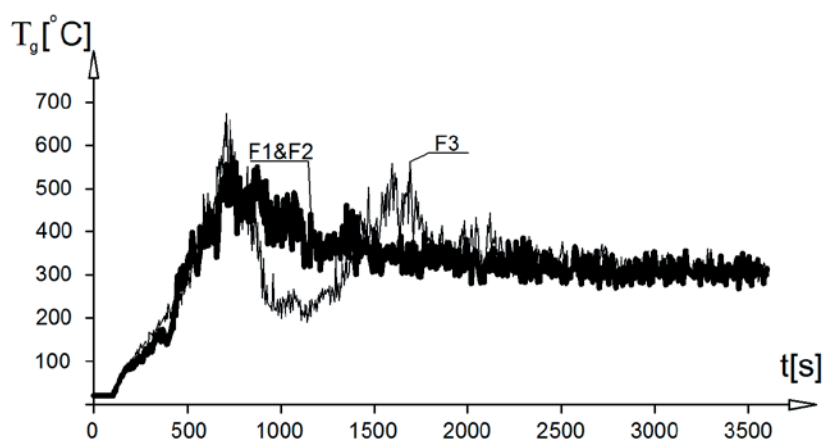
### Kwestia tłumienia pożaru zainicjowanego w lokalizacji F3

Porównajmy teraz opisane powyżej mapy z mapą wyspecyfikowaną dla lokalizacji źródła ognia w pozycji F3 i odpowiadającego tej lokalizacji przekroju  $F3_{\perp}$  (35,00). Mapę tę pokazano na ryc. 7 w pozycji dolnej. Tym razem strefa gorących gazów pod sufitem po prawej stronie osi pożaru jest słabo uwidoczniła, a wysokość i temperatura płomienia wyraźnie niższe niż poprzednio. Pożar zainicjowany w tej lokalizacji jest zatem tłumiony przez ograniczoną dostępność tlenu podtrzymującego spalanie. Aby tego dowiedzieć na ryc. 9 pokazano, jak dla poszczególnych lokalizacji źródła ognia w czasie trwania pożaru zmieniała się temperatura spalin mierzona w osi pożaru na wysokości 5 m, licząc od poziomu hali.

Even a cursory investigation of the maps in this format proves that each of the investigated fires is localised. Despite the large fire size that was assumed initially, in none of the investigated cases was the rate of heat-energy dissipation sufficient after one-hour fire exposure to result in a flashover and evenly distributed gas temperatures throughout the fire compartment. It is also evident that the flame diverts from the vertical axis indicating the fire-source location. As mentioned earlier, this is the result of the asymmetrical location of the gate openings which ventilate the fire compartment. It is also important to note that the hot gases expand their range substantially in the immediate proximity of the building's perimeter wall. This effect is an extremely important factor in estimating the fire resistance of the building's load-bearing structure, but it cannot be seen unless the fire development is modelled using a numerical program based on the hydrodynamic-analogy (an example of such a program is FDS, used in this paper). As shown below, it cannot be observed with the use of classic zone models, including especially the analytical models recommended in the literature which rely on these zone models.

### Suppressing a fire originating in the F3 location

Now let us compare the maps described above with the map specified for the F3 location of the fire source and the corresponding location of the cross section  $F3_{\perp}$  (35,00). This map is shown in Figure 7 (the map at the bottom). In this case, the hot-gas layer under the ceiling on the right side of the flame axis is indistinct, and the flame height and temperature are substantially lower. The fire originating in this location is, then, suppressed by the limited access to oxygen, which sustains combustion. To prove this, Figure 9 shows how the plume-gas temperature – measured at a flame axis at a height of 5 m from the building floor level – changed for individual fire-source locations during the fire.



**Rycina 9.** Przebieg zmian temperatury gazów spalinowych w czasie pożaru mierzonej w osi tego pożaru przy różnych lokalizacjach źródła ognia (odpowiednio F1, F2 i F3)

**Figure 9.** The temporal evolution of the plume-gas temperature during the fire, measured along the fire axis for various fire-source locations (F1, F2 and F3, respectively)

Przebieg tych zmian odniesiony do lokalizacji F3 zdecydowanie odbiega od przebiegów specyficznych dla lokalizacji F1 i F2. W pierwszej fazie pożaru temperatura wyznaczona dla każdej z rozważanych lokalizacji źródła ognia narasta w podobnym tempie i osiąga zbliżone wartości. Po osiągnięciu wartości maksymalnej dla każdego z analizowanych przypadków temperatura spalin ulega obniżeniu, co wynika z ograniczonej możliwości wymiany gazów z otoczeniem. Intensywność tłumienia dla pożaru odpowiadającego lokalizacji F3 jest jednak zdecydowanie większa niż w przypadku pozostałych pożarów. W odróżnieniu od nich pożar ten przebiega niejako cyklicznie, zaznaczając kolejne etapy tłumienia i odradzania się płomienia. Zwróćmy uwagę, że lokalizacja F3 została umiejscowiona w głębi hali, w pobliżu jej naroża i w dużej odległości od bram stanowiących otwory wentylujące. Bliskie sąsiedztwo z trzech stron ze ścianami zewnętrznymi, a także stosunkowo niska wysokość hali w znacznym stopniu utrudnia cyrkulację powietrza. Pożar rozwijający się w tym miejscu będzie zatem niewątpliwie tak zwanym pożarem kontrolowanym wentylacją. Co ciekawe, na tej wysokości po 1 godzinie ekspozycji ogniowej we wszystkich analizowanych pożarach ustaliła się mniej więcej taka sama temperatura spalin.

## Porównanie z wynikami uzyskanymi po zastosowaniu klasycznych modeli analitycznych

### Analityczne modele pożaru zlokalizowanego rozpatrywane w pracy

Kolejnym zadaniem podjętym przez autorów niniejszego opracowania było odniesienie rezultatów uzyskanych na podstawie zaprezentowanego powyżej modelowania numerycznego do analogicznych wyników, które przy tych samych założeniach wstępnych otrzymano by dzięki zastosowaniu dostępnych w literaturze modeli analitycznych. Do porównania wybrano następujące modele:

- **Model A1** – opisany w pracy [2] – Sformułowano w nim zależności pozwalające na wyznaczenie wysokości płomienia  $L_f$  [m] i temperatury płomienia  $T_m(z)$  [°C] określonej na wysokości  $z$  [m], licząc od poziomu hali. Mają one postać:

$$L_f = 0,235Q_{\max}^{0,4} - 1,02D \quad (3)$$

$$T_m(z) = T_a + 119,5Q_{\max}^{2/3}(z + z_0)^{-5/3} \quad (4)$$

gdzie  $D$  [m] jest średnicą pożaru,  $T_a$  [°C] – temperaturą otoczenia w chwili zainicjowania pożaru, natomiast  $z_0$  [m] określa położenie tak zwanej wirtualnej osi pożaru, takie, że zachodzi:

$$z_0 = 0,25Q_{\max}^{0,4} \quad (5)$$

W modelu tym temperaturę gazów spalinowych  $T_g(z, r)$  [°C] wyznaczoną na wysokości  $z$  [m] względem poziomu hali i w poziomej odległości  $r$  [m] od źródła ognia wylicza się z zależności:

$$T_g(z, r) = T_a + 119,15f(z, r)Q_c^{2/3}(0,86H + z_0)^{-5/3} \quad (6)$$

w której:

For the F3 location, this evolution is clearly different from for the F1 and F2 locations. In the first stage of the fire, the temperature determined for each of the investigated fire-source locations is rising at similar rates and achieves similar values. Once maximum temperatures are reached, the plume-gas temperature decreases in each of the cases, due to the reduced exchange of gases with the environment. However, the fire-suppression intensity corresponding to the F3 location is much higher than for the fire in other locations. Unlike the fire in the F1 and F2 locations, this fire has a somewhat-cyclical dynamic in that individual flame suppression and re-emergence stages can be identified. Note that the F3 location is deep inside the building near its corner and far away from the gates, which serve as ventilation openings. Air circulation is substantially restricted by the proximity of the perimeter walls on three sides, and also by the relatively low height of the building. So the fire developing in this location will certainly be a ventilation-controlled fire. What is interesting is that after one-hour exposure at this height, more or less the same plume-gas temperature values were found for all investigated fires.

## Comparisons with the results provided by classic analytical models

### The analytical localised-fire models investigated

Another objective for the authors of this paper was to compare the results provided by the numerical modelling with the corresponding results which would have been obtained under the same assumptions using the existing analytical models. The following models were selected for comparison purposes:

- **Model A1** – described in [2] – it identifies the relationships based on which flame height,  $L_f$  [m] and flame temperature  $T_m(z)$  [°C] for height  $z$  [m], measured from the building's floor level, can be determined. These relationships are as follows

$$L_f = 0.235Q_{\max}^{0.4} - 1.02D \quad (3)$$

$$T_m(z) = T_a + 119.5Q_{\max}^{2/3}(z + z_0)^{-5/3} \quad (4)$$

where  $D$  [m] is the flame diameter,  $T_a$  [°C] is the ambient temperature at the time of the fire inception, and  $z_0$  [m] defines the location of the so-called virtual flame axis, such that

$$z_0 = 0.25Q_{\max}^{0.4} \quad (5)$$

In this model, the plume-gas temperature  $T_g(z, r)$  [°C], determined at the height  $z$  [m] relative to the building's floor level, and at a horizontal distance of  $r$  [m] from the fire source, is calculated using the relationship

$$T_g(z, r) = T_a + 119.15f(z, r)Q_c^{2/3}(0.86H + z_0)^{-5/3} \quad (6)$$

in which

$$f(z,r) = \begin{cases} \exp\left[\frac{-(r-0,5D)^{1,6}}{(0,5D)^{1,6}} - \frac{0,693z_0^2}{(z+z_0)^2}\right] & \text{dla } r > 0,5D \\ \exp\left[-\frac{0,693z_0^2}{(z+z_0)^2}\right] & \text{dla } r \leq 0,5D \end{cases} \quad (7)$$

Wielkość  $H$  [m] oznacza tu wysokość analizowanej strefy pożarowej natomiast  $Q_c$  [kW] – część konwekcyjną mocy pożaru, przyjmowaną w uproszczeniu jako równą  $Q_c = 0,8Q_{max}$ .

- **Model A2** – opisany również w pracy [2] – Model ten stanowi rozwinięcie modelu A1. Uzupełniono go o współczynniki korygujące  $\gamma_s$ ,  $\gamma_t$  i  $\gamma_a$  uwzględniające powierzchnię rozpatrywanej strefy pożarowej  $A_{tot}$  [m<sup>2</sup>] i czas trwania pożaru  $t$  [s], takie że:

$$\gamma_s = 1 + Q_c^{0,2} \exp(-0,1A_{tot}^{0,5} / H^{0,3}) \quad (8)$$

$$\gamma_t = 1 - 0,8 \exp(-\mu t) - 0,2 \exp(-0,1\mu t) \quad (9)$$

$$\gamma_a = 1 - \exp(-0,0012t\sqrt{H/A_{tot}}) \quad (10)$$

Wielkość  $\mu$  jest w tym modelu parametrem zależnym od intensywności pożaru oraz od rozmiaru analizowanej strefy pożarowej. Po zastosowaniu wskazanych powyżej współczynników formuły (4) i (5) specyfikowane dla temperatury gazów spalinyowych w strefie przysufitowej przyjmują postać odpowiednio:

$$T_g(z,r,t) = T_{jet} = T_a + 119,15\gamma_s\gamma_t[\gamma_a + (1-\gamma_a)g(z,r)]Q_c^{2/3}(0,86H + 0,25Q_c^{2/5})^{-5/3} \quad (11)$$

$$g(z,r) = \begin{cases} \exp\left[-(r-0,5D)^{1,6} / (0,5D)^{1,6} - \frac{0,693z_0^2}{(z+z_0)^2}\right] & \text{dla } r > 0,5D \\ \exp[-0,693(r/(z+z_0))^2] & \text{dla } r \leq 0,5D \end{cases} \quad (12)$$

- **Model B** – szczegółowo opisany w pracy [7] – Jest to tak zwany model Alperta [8], w którym wysokość płomienia wyznaczana jest z zależności:

$$L_f = -1,02D + 0,083Q_{max}^{0,4} \quad (13)$$

natomiast rozkład temperatury  $T_{jet}$  [°C] gazów spalinyowych w strefie przysufitowej określa się na podstawie formuł:

$$T_{jet} = \begin{cases} 16,9 \frac{Q_{max}^{2/3}}{H^{5/3}} & \text{dla } r/H \leq 0,18 \\ 5,38 \frac{Q_{max}^{2/3}}{(r/H)^{2/3} H^{5/3}} & \text{dla } r/H > 0,18 \end{cases} \quad (14)$$

Oznaczenia są analogiczne jak w modelu A1.

- **Model C** – opisany w pracy [9] – Wartość temperatury gazów spalinyowych  $T(x,z,t)$  [°C] określona w punkcie o współrzędnych przestrzennych, poziomej  $x$  i pionowej  $z$ , i osiągnięta po czasie  $t$  trwania ekspozycji pożarowej wyliczana jest z zależności:

$$T(x,r,t) = T_a + T_m(1 - 0,8e^{-\beta t} - 0,2e^{-0,1\beta t})[\eta + (1-\eta)e^{-\frac{x-0,5D}{\mu}}] \quad (15)$$

w której wielkość  $T_m$  [°C] jest stabelaryzowaną wartością temperatury wyznaczanej w osi płomienia, natomiast  $\beta$ ,  $\eta$  i  $\mu$  są parametrami o wartościach ustalanych empirycznie.

$$f(z,r) = \begin{cases} \exp\left[\frac{-(r-0,5D)^{1,6}}{(0,5D)^{1,6}} - \frac{0,693z_0^2}{(z+z_0)^2}\right] & \text{for } r > 0,5D \\ \exp\left[-\frac{0,693z_0^2}{(z+z_0)^2}\right] & \text{for } r \leq 0,5D \end{cases} \quad (7)$$

The value of  $H$  [m] here is the height of the investigated fire compartment, and  $Q_c$  [kW] is the convective component of the heat release rate, assumed roughly at  $Q_c = 0,8Q_{max}$ .

- **Model A2** – also described in [2] – this model is an extension of Model A1. It was supplemented with adjustment factors  $\gamma_s$ ,  $\gamma_t$  and  $\gamma_a$ , which account for the area of the investigated fire compartment  $A_{tot}$  [m<sup>2</sup>] and fire duration  $t$  [s], such that

$$\gamma_s = 1 + Q_c^{0,2} \exp(-0,1A_{tot}^{0,5} / H^{0,3}) \quad (8)$$

$$\gamma_t = 1 - 0,8 \exp(-\mu t) - 0,2 \exp(-0,1\mu t) \quad (9)$$

$$\gamma_a = 1 - \exp(-0,0012t\sqrt{H/A_{tot}}) \quad (10)$$

The value of  $\mu$  in this model is a parameter which depends on the fire intensity and the size of the investigated fire compartment. Once the factors described above are applied, the formulas (4) and (5) for the plume-gas temperature in the ceiling area are, respectively

$$T_g(z,r,t) = T_{jet} = T_a + 119,15\gamma_s\gamma_t[\gamma_a + (1-\gamma_a)g(z,r)]Q_c^{2/3}(0,86H + 0,25Q_c^{2/5})^{-5/3} \quad (11)$$

$$g(z,r) = \begin{cases} \exp\left[-(r-0,5D)^{1,6} / (0,5D)^{1,6} - \frac{0,693z_0^2}{(z+z_0)^2}\right] & \text{dla } r > 0,5D \\ \exp[-0,693(r/(z+z_0))^2] & \text{dla } r \leq 0,5D \end{cases} \quad (12)$$

- **Model B** – described in detail [7] – is the so-called Apert's model [8], in which the flame height is determined using the relationship

$$L_f = -1,02D + 0,083Q_{max}^{0,4} \quad (13)$$

and the plume-gas temperature distribution  $T_{jet}$  [°C] in the ceiling area is determined using the formulas

$$T_{jet} = \begin{cases} 16,9 \frac{Q_{max}^{2/3}}{H^{5/3}} & \text{dla } r/H \leq 0,18 \\ 5,38 \frac{Q_{max}^{2/3}}{(r/H)^{2/3} H^{5/3}} & \text{dla } r/H > 0,18 \end{cases} \quad (14)$$

The symbols used here are the same as in Model A1.

- **Model C** – described in [9] – the plume-gas temperature  $T(x,z,t)$  [°C] determined at a point with horizontal and vertical coordinates of  $x$  and  $z$ , respectively, and achieved after time  $t$  of fire exposure, is calculated using the relationship

$$T(x,r,t) = T_a + T_m(1 - 0,8e^{-\beta t} - 0,2e^{-0,1\beta t})[\eta + (1-\eta)e^{-\frac{x-0,5D}{\mu}}] \quad (15)$$

where  $T_m$  [°C] is the tabulated temperature value determined at the flame axis, and  $\beta$ ,  $\eta$  and  $\mu$  are empirically determined values.

- **Model D** – opisany w pracy [10] – Jest rozwinięciem dobrze znanego modelu specyfikującego tak zwany pożar BFD [11]. Rozkład temperatury gazów spalinowych  $T_g(t)$  [°C] ustalony po czasie  $t$  trwania ekspozycji pożarowej opisany jest w tym przypadku następującymi formułami:

$$T_g(t) = \begin{cases} T_a + T_m e^{-(\ln t - \ln t_d)/\omega_1} & \text{dla } t \leq t_d \\ T_a + T_m e^{-(\ln t - \ln t_d)/\omega_2} & \text{dla } t > t_d \end{cases} \quad (16)$$

gdzie czas  $t_d$  [sec] odpowiada początkowi fazy stygnięcia pożaru skojarzonemu z chwilą wypalenia się 80% potencjalnego paliwa zgromadzonego w rozpatrywanej strefie pożarowej, natomiast parametry  $\omega_1$  i  $\omega_2$  są współczynnikami kształtu. Maksymalną wartość temperatury  $T_g$  wyznacza zależność:

$$T_g^{\max} = \left(\frac{Q_{\max}}{50} + 80\right) - \left(\frac{4Q_{\max}}{10000} + 3\right)H + \frac{100 \cdot (52Q_{\max}/1000 + 598)}{A_{tot}} \quad (17)$$

natomiast temperaturę  $T_{jet}$  określoną bezpośrednio pod sufitem wyznacza się ze wzoru:

$$T_{jet} = T_g^{\max} k_{zm} \quad (18)$$

w którym wielkość  $k_{zm}$  jest tak zwanym współczynnikiem lokalizacji obliczanym z formuły:

$$k_{zm} = \begin{cases} \eta + (1-\eta)e^{(D/2-x)/7} & \text{dla } x \geq 0,5D \\ 1 & \text{dla } x < 0,5D \end{cases} \quad (19)$$

gdzie  $\eta$  jest parametrem o wartości kalibrowanej empirycznie.

- **Model E** – opisany w normie PN-EN 1991-1-2 [5] i uzupełniony w pracach [12] i [13] – Stanowi rozwinięcia klasycznego podejścia normowego, w którym wysokość płomienia w pożarze zlokalizowanym wyznacza się z zależności:

$$L_f = -1,02D + 0,0148Q_{\max}^{0,4} \quad (20)$$

natomiast temperaturę  $T_m(z)$  liczoną wzdłuż osi płomienia w zależności od wysokości  $z$  nad źródłem ognia ze wzoru:

$$T_m(z) = \min(20 + 0,25Q_c^{2/3}(z - z_0)^{-5/3}; 900) \quad (21)$$

przy czym:

$$z_0 = -1,02D + 0,00524Q_{\max}^{0,4} \quad (22)$$

Specyfikację tę, stosowaną dla sytuacji, w której płomień nie sięga sufitu, uzupełniono w [13], podając zależność zaproponowaną w [12] do wyznaczania temperatury  $T_{jet}$  [°C] określanej dla gazów spalinowych w strefie zlokalizowanej bezpośrednio pod sufitem. Ma ona postać:

$$T_{jet} = T_g \left\{ 1,92\left(\frac{r}{b}\right)^{-1} - \exp[1,61(1 - \frac{r}{b})] \right\} \quad \text{dla } 1 \leq r \leq 40 \text{ m} \quad (23)$$

w której symbolem  $b$  [m] oznaczono promień kolumny gorących gazów spalinowych mierzony w poziomie sufitu.

### Wnioski wynikające z porównania

Dla każdego z wymienionych powyżej modeli analitycznych, przy zachowaniu założeń przyjętych w pierwszej części niniejszej

- **Model D** – described in [10] – this model is an extension of a well-known model involving the BFD curve [11]. The plume-gas temperature distribution  $T_g(t)$  [°C], determined after  $t$  of fire exposure is described in this case using the formulas

$$T_g(t) = \begin{cases} T_a + T_m e^{-(\ln t - \ln t_d)/\omega_1} & \text{dla } t \leq t_d \\ T_a + T_m e^{-(\ln t - \ln t_d)/\omega_2} & \text{dla } t > t_d \end{cases} \quad (16)$$

where the time  $t_d$  [sec] corresponds to the time at which the fire starts to decay, defined as the time at which 80 percent of the fuel accumulated in the fire compartment has burnt out, and parameters  $\omega_1$  and  $\omega_2$  are stress concentration factors. The maximum temperature of  $T_g$  is determined by the relationship:

$$T_g^{\max} = \left(\frac{Q_{\max}}{50} + 80\right) - \left(\frac{4Q_{\max}}{10000} + 3\right)H + \frac{100 \cdot (52Q_{\max}/1000 + 598)}{A_{tot}} \quad (17)$$

and the temperature  $T_{jet}$  directly under the ceiling is determined using the formula

$$T_{jet} = T_g^{\max} k_{zm} \quad (18)$$

in which  $k_{zm}$  is the so-called localisation factor calculated using the formula

$$k_{zm} = \begin{cases} \eta + (1-\eta)e^{(D/2-x)/7} & \text{dla } x \geq 0,5D \\ 1 & \text{dla } x < 0,5D \end{cases} \quad (19)$$

where  $\eta$  is an empirically calibrated parameter.

- **Model E** – described in the PN-EN 1991-1-2 standard [5] and revised by [12] and [13] – this model is an extension of the classic approach used in standards, in which the flame height in a localised fire is determined using the relationship:

$$L_f = -1,02D + 0,0148Q_{\max}^{0,4} \quad (20)$$

and the temperature  $T_m(z)$ , measured at the flame axis, depending on the height  $z$  above the fire source, is calculated using the formula

$$T_m(z) = \min(20 + 0,25Q_c^{2/3}(z - z_0)^{-5/3}; 900) \quad (21)$$

with

$$z_0 = -1,02D + 0,00524Q_{\max}^{0,4} \quad (22)$$

This specification, applied when the flame does not reach the ceiling, is revised by [13], in which the relationship proposed in [12] is employed to determine the temperature  $T_{jet}$  [°C] for plume gases directly under the ceiling. The relationship is

$$T_{jet} = T_g \left\{ 1,92\left(\frac{r}{b}\right)^{-1} - \exp[1,61(1 - \frac{r}{b})] \right\} \quad \text{dla } 1 \leq r \leq 40 \text{ m} \quad (23)$$

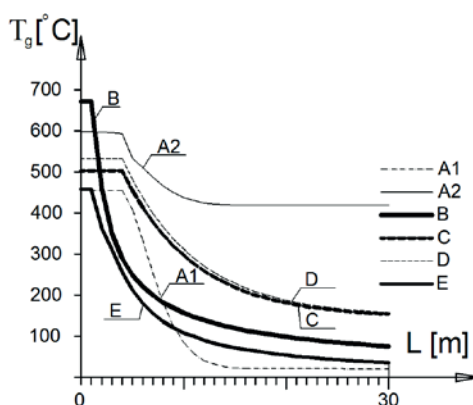
in which  $b$  [m] denotes the radius of the hot-gas plume measured at the ceiling level.

### Conclusions resulting from the comparison

Plume-gas temperature distributions after one-hour exposure were determined for each of the above-mentioned

pracy, wyznaczono rozkład temperatury gazów spalinowych uzyskanej po 1 godzinie ekspozycji pożarowej. W celach porównawczych wszystkie te rozkłady zestawiono razem na ryc. 10. Ponieważ w tego typu modelach nie bierze się pod uwagę różnic w lokalizacji źródła ognia względem ścian hali, uzyskane wyniki mogą być odnoszone w równym stopniu do każdego z rozkładów temperatury otrzymanych wcześniej przez autorów po zastosowaniu analizy numerycznej. Trzeba również zwrócić uwagę na fakt, że rozkłady temperatury spalin uzyskane z modeli analitycznych są zawsze osiowo symetryczne względem osi pożaru. Z tego względu na ryc. 10 do pełnej reprezentacji tych rozkładów wystarczy przedstawienie jedynie pojedynczej połowy wykresów specyfikowanych na poprzednich rycinach z uwzględnieniem całej długości lub szerokości hali.

analytical models within the framework of the assumptions made in the first part of this paper. All these distributions are shown together in Figure 10 for comparison. Since these types of models do not factor in the differences in the fire-source location relative to the building's walls, the results are equally comparable with each of the temperature distributions obtained earlier in the numerical approach. Also, note that the plume-gas-temperature distributions yielded by analytical models are always axially symmetrical to the flame axis. Hence, to achieve a full representation of these distributions in Figure 10, it is sufficient to illustrate only one half of the charts specified in previous Figures and include the entire length or width of the building.



**Rycina 10.** Zestawienie rozkładów temperatury spalin specyfikowanych w przekrojach poprzecznych hali rozpatrywanej w pracy, uzyskanych w wyniku zastosowania wskazanych w tekście modeli analitycznych

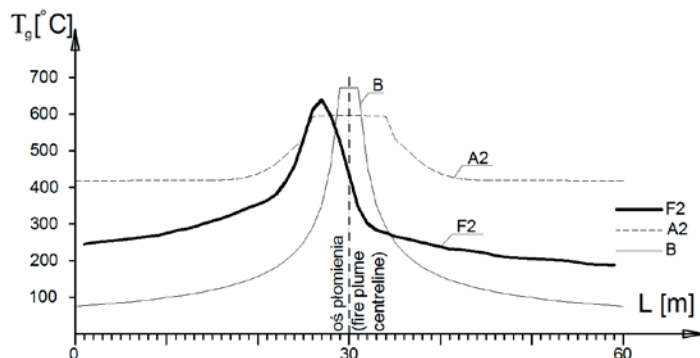
**Figure 10.** A comparison of plume-gas temperature distributions specified for the cross sections of the building investigated in this paper, according to the analytical models presented above

Komentując wyniki przedstawione na ryc. 10, należy podkreślić fakt dużego zróżnicowania uzyskanych wartości temperatury spalin. Wartości maksymalne tej temperatury specyfikowane w osi pożaru i kojarzone z zastosowaniem poszczególnych modeli analitycznych różnią się między sobą, przy czym różnica ta dochodzi w skrajnych przypadkach nawet do 215°C. Uogólniając, uzyskane rozkłady pod względem kształtu można zaszerzować do dwóch podstawowych kategorii. W pierwszej kategorii mieszczą się te, dla których prognozowana jest stosunkowo wysoka temperatura spalin nie tylko w bezpośredniej bliskości osi pożaru, ale również w znacznej odległości od tej osi. Z ryc. 10 wynika, że do tej kategorii trzeba zaliczyć co najmniej pożary modelowane przy zastosowaniu modeli A2, C i D. Zastosowanie modeli B i E prowadzi jednak do przeciwnego wniosku, który klasyfikuje te pożary w drugiej z wyszczególnionych kategorii. Tym razem wysoka temperatura spalin osiągnięta jest w zasadzie głównie w pobliżu osi pożaru. Zwiększanie odległości od tej osi wiąże się w tych modelach z szybkim obniżaniem się tej temperatury. Model A1 wydaje się w tej kategoryzacji modelem pośrednim. W przeprowadzonej przez nas analizie numerycznej, zarówno dla lokalizacji źródła ognia w położeniu F2, jak i dla tej kojarzonej z lokalizacją F1, uzyskaliśmy maksymalne wartości temperatury spalin przewyższające poziom 645°C. Zauważmy, że wyższa temperatura spalin prognozowana była analitycznie jedynie w przypadku zastosowania modelu oznaczonego przez nas wcześniej symbolem B. Wydaje się jednak, że ze względu na prognozowany kształt rozkładu tej

When discussing the results shown in Figure 10, it is important to note that the plume-gas temperature values found are highly varied. There are differences between the maximum plume-gas temperature values specified at the flame axis and associated with individual analytical models – these can be as high as 215°C. Generally, the distributions obtained can be divided into two categories, depending on their shape. The first category includes distributions for which relatively high plume-gas temperature values are projected not only in the immediate proximity of the flame axis but also from a substantial distance from this axis. In Figure 10 it is demonstrated that this category should encompass at least the fires based on models A2, C and D. The opposite conclusion is drawn when models B and E are applied, thus placing them in the second category. In this case, high plume-gas temperature values are reached mainly near the flame axis. The growing distance from the flame axis in these models involves a rapid decrease in the plume-gas temperature. Model A1 seems to be an intermediate model between the two categories. Our numerical analysis yielded maximum plume-gas temperature values for both the F2 and F1 fire-source locations in excess of 645°C. Note that in the analytical models a higher temperature was projected only for Model B. It seems, however, that Model A2 gave a better approximation of our results given the projected distribution shape of this temperature. For a comparison, see Figure 11. However, we have come to a more general conclusion, which we believe is more instructive. What

temperatury lepsze przybliżenie naszych wyników dało zastosowanie modelu analitycznego oznaczonego symbolem A2. Odpowiednie zestawienie i porównanie pokazano na ryc. 11. W naszej ocenie bardziej pouczająca jest tu jednak nieco ogólniejsza konstatacja. Okazało się bowiem, że modele analityczne rekomendowane do stosowania w profesjonalnej literaturze w wielu przypadkach były modelami zaniżającymi możliwą do osiągnięcia temperaturę spalin, a zatem prowadzącymi do nadmiernie optymistycznego prognozowania tempa rozwoju pożaru, który przy założonej geometrii hali potencjalnie jej zagraża.

we found was that the possible plume-gas temperature values yielded by the analytical models recommended in the professional literature were in many instances underestimated, thus leading to overly optimistic projections of the development rate of the fire, which posed a potential threat to the building, given its assumed geometry.



**Rycina 11.** Porównanie rozkładu temperatury gazów spalinowych uzyskanego w przekroju poprzecznym hali rozpatrywanej w pracy przy zastosowaniu modelowania numerycznego i lokalizacji źródła ognia w pozycji F2 z analogicznymi rozkładami wyznaczonymi na podstawie analitycznych modeli obliczeniowych oznaczonych w tekście symbolami A2 i B

**Figure 11.** A comparison of plume-gas temperature distribution in the cross section of the investigated building using numerical modelling for the F2 fire-source location with corresponding distributions obtained for analytical models A2 and B

### Uwagi końcowe

W przeprowadzonej powyżej analizie staraliśmy się wykazać, że sposób i tempo rozwoju pożaru zlokalizowanego zainicjowanego w wielkopowierzchniowej hali handlowej w dużym stopniu zależy od lokalizacji źródła ognia. Zmiana tej lokalizacji istotnie zmienia bowiem warunki cyrkulacji gazów spalinowych. Różnice w rozwoju pożaru potęgują się przy tym, jeżeli źródło ognia zlokalizowane jest w trudno dostępnym rejonie hali, odległym od otworów wentylacyjnych, gdy rozpatrywany pożar jest coraz silniej determinowany przez warunki wentylacji obiektu. Te wnioski nie dotyczą jedynie obiektów handlowych, ale także wszelkiego typu stref pożarowych o bardzo dużym rozmiarze w rzucie poziomym, a przy tym stosunkowo niskich i relatywnie słabo wentylowanych. Są aktualne wszędzie tam, gdzie prawdopodobieństwo rozgorzenia pożaru i osiągnięcia przez niego fazy pożaru rozwiniętego jest znikome, a zatem pożar zlokalizowany staje się pożarem miarodajnym do oszacowania realnego poziomu bezpieczeństwa budynku i jego użytkowników. Wydają się one na pierwszy rzut oka dość oczywiste, niemniej jednak, w ocenie autorów niniejszego opracowania, upewniają potencjalnego czytelnika we wnioskowaniu o naglącej potrzebie dopracowania istniejących już i rekomendowanych do stosowania w profesjonalnej literaturze analitycznych modeli pożaru. Jak dotąd modele tego typu, pomimo wciąż rosnącego stopnia ich złożoności, nie odzwierciedlają jeszcze w zadowalającym stopniu faktycznych warunków determinujących rozwój pożaru, a zatem nie opisują tego rozwoju wystarczająco precyzyjnie. W rozważaniach analitycznych nie uwzględnia się wciąż jeszcze wielu

### Concluding remarks

Our analysis attempted to demonstrate that the location of the fire source largely determines how and at what rate a localised fire can develop in a large-space steel commercial building. It is evident that different locations involve substantially different conditions in which fire plume-gases circulate. These differences become even greater if the fire source is located in hard-to-reach areas of the building, away from ventilation openings, when the ventilation in the building has an increasing influence on the investigated fire. These conclusions are true not only for commercial buildings but also for all types of fire compartments with large horizontal dimensions, comparatively small heights and relatively poor ventilation. They are always relevant when the probability of a flashover and a fully developed fire is negligible. This makes a localised fire a conclusive basis for estimating the actual safety of the building and its users. As obvious as these conclusions might seem, we believe that they make a strong case that there is an urgent need to refine the existing analytical fire models recommended in the literature on the subject. Despite their ever-growing sophistication, these models fail to accurately reflect the actual conditions underlying fire development, and as such fail to describe fire development with sufficient accuracy. Analytical approaches continue to overlook many factors, such as whether the projected fire will be controlled by ventilation conditions or by the fuel supply accumulated in the fire compartment. Analytically projected localised fires are still axially

czynników, choćby tego, czy prognozowany pożar będzie kontrolowany warunkami wentylacji, czy też podażą paliwa zgromadzonego w strefie pożarowej. Pożary zlokalizowane prognozowane analitycznie to nadal jedynie pożary osiowo symetryczne, modelowane lokalnie bez uwzględnienia rzeczywistych warunków brzegowych, których kształt nie zależy od geometrii otoczenia.

## Literatura/Literature

- [1] Maślak M., *Miarodajna gęstość obciążenia ogniowego strefy pożarowej – wartość nominalna z pojedynczej inwentaryzacji czy raczej statystycznie uzasadniona wartość charakterystyczna*, *BiTP Vol. 44 Issue 4*, 2016, pp. 119–128, DOI: 10.12845/bitp.44.4.2016.9.
- [2] Fan Shen-Gang, Shu Gan-Ping, She Guang-Jun, Richard Liew J.Y., *Computational Method and Numerical Simulation of Temperature Field for Large-Space Steel Structures in Fire*, "Advanced Steel Construction" 2014, 2, 151–178, <http://dx.doi.org/10.18057/ijasc.2014.10.2.3>.
- [3] Wang Y., Burgess I., Wald F., Gillie M., *Performance-Based Fire Engineering of Structures*, CRC Press, London 2014, 394, <http://dx.doi.org/10.1201/b12076>.
- [4] PN-EN 1993-1-2: Eurokod 3: Projektowanie konstrukcji stalowych – Część 1–2: Reguły ogólne – Obliczanie konstrukcji z uwagi na warunki pożarowe.
- [5] PN-EN 1991-1-2: Eurokod 1: Oddziaływania na konstrukcje – Część 1–2: Oddziaływania ogólne – Oddziaływania na konstrukcje w warunkach pożaru.
- [6] McGrattan K.B., McDermott R., Weinschenk C., Overholt K., Hostikka S., Floyd J., *Fire Dynamics Simulator Technical Reference Guide*, NIST Special Publication 1018, Gaithersburg, Maryland, USA 2013, 173, <http://dx.doi.org/10.6028/nist.sp.1018e6>.
- [7] Zhang Guo-Wei, Zhu Guo-Qing, Huang Li-Li, *Temperature Development in Steel Members Exposed to Localized Fire in Large Enclosure*, "Safety Science", 2014, 62, 319–325, <http://dx.doi.org/10.1016/j.ssci.2013.09.006>.
- [8] Alpert R.L., *Turbulent Ceiling-Jet Induced by Large-Scale Fires*, "Combustion Science and Technology" 1975, 11, 197–213, <http://dx.doi.org/10.1080/00102207508946699>.
- [9] Li Guo-Qiang, Wang Peijun, *Advanced Analysis and Design for Fire Safety of Steel Structures*, Springer, Heidelberg 2013, 357, [http://dx.doi.org/10.1007/978-3-642-34393-3\\_11](http://dx.doi.org/10.1007/978-3-642-34393-3_11).
- [10] Yu Zhi-Chao, Zhu Guo-Qing, Zhang Guo-Wei, Tiang Cheng-Fei, *Study of Shape Coefficient in BFD Model*, "Procedia Engineering" 2016, 135, 622–630, <http://dx.doi.org/10.1016/j.proeng.2016.01.128>.
- [11] Barnett C.R., *BFD Curve – a New Empirical Model for Fire Compartment Temperatures*, "Fire Safety Journal" 2002, 37, 437–463, [http://dx.doi.org/10.1016/s0379-7112\(02\)00006-1](http://dx.doi.org/10.1016/s0379-7112(02)00006-1).
- [12] Heskestad G., Hamada T., *Ceiling Jets of Strong Fire Plumes*, "Fire Safety Journal", 1993, 21, 69–82, [http://dx.doi.org/10.1016/0379-7112\(93\)90005-b](http://dx.doi.org/10.1016/0379-7112(93)90005-b).
- [13] Zhang Chao, Li Guo-Qiang, *Fire Dynamic Simulation on Thermal Actions in Localized Fires in Large Enclosure*, "Advanced Steel Construction" 2012, 2, 124–136, <http://dx.doi.org/10.18057/ijasc.2012.8.2.2>.

**DR HAB. INŻ. MARIUSZ MAŚLAK, PROF. PK** – profesor nadzwyczajny w Katedrze Konstrukcji Metalowych na Wydziale Inżynierii Lądowej Politechniki Krakowskiej. Zajmuje się kształtowaniem, utrzymaniem i weryfikacją stanu bezpieczeństwa różnego typu stalowych ustrojów nośnych ze szczególnym uwzględnieniem zachowania się tego typu konstrukcji w warunkach ekspozycji ogniowej. Członek International Association for Fire Safety Science (IAFSS). Z ramienia Polski członek Technical Committee 3 (TC3): "Fire Safety" przy European Convention for Constructional Steelwork (ECCS), a także członek Komitetu Technicznego CEN TC 250/SC3: "Evolution Group Eurocode 3, Part 1-2". W latach 2010–2014 członek Komitetu Zarządzającego Międzynarodowego Projektu Badawczego COST TU0904 „Integrated Fire Engineering and Response”. Od roku 2014 członek Komitetu Zarządzającego Międzynarodowego Projektu Badawczego COST TU1402 „Quantifying the Value of Structural Health Monitoring”. Kierownik grantu badawczego własnego N N506 243938 „Miary bezpieczeństwa i ich wzajemne relacje w wyjątkowej sytuacji projektowej pożaru rozwiniętego” (również w latach 2010–2014).

**MGR INŻ. PIOTR WOŹNICZKA** – uprawniony projektant budowlany. Wykładowca w Katedrze Konstrukcji Metalowych na Wydziale Inżynierii Lądowej Politechniki Krakowskiej. Student studiów doktoranckich. Obecnie pracuje nad rozprawą doktorską „Strategie bezpieczeństwa pożarowego wybranych szkieletów stalowych hal wielkogabarytowych”.

symmetrical fires, modelled locally without factoring in the boundary conditions, whose shape is independent of the geometry of the environment.

**MARIUSZ MAŚLAK, D.Sc.Eng., CUT Prof.** – Associate Professor at the Department of Metal Structures of the Faculty of Civil Engineering, the Cracow University of Technology. His focus areas are the development, maintenance and verification of the safety of various types of steel load bearing structures, including in particular the behaviour of such structures when exposed to fire. A member of the International Association for Fire Safety Science (IAFSS). A member of the Technical Committee 3 (TC3): "Fire Safety" of the European Convention for Constructional Steelwork (ECCS) representing Poland, and also a member of the Technical Committee CEN TC 250/SC3: "Evolution Group Eurocode 3, Part 1-2". Between 2010 and 2014 he was a member of the Management Committee of the International Research Project COST TU0904 "Integrated Fire Engineering and Response". A member of the Management Committee of the International Research Project COST TU1402 "Quantifying the Value of Structural Health Monitoring". A head of the project N N506 243938 funded by the Polish Ministry of Science and Higher Education called "Measures for safety and their interrelations in the accidental design situation of a fully developed fire" (including between 2010 and 2014).

**PIOTR WOŹNICZKA, M.Sc.Eng.** – licensed construction designer. A lecturer at the Department of Metal Structures of the Faculty of Civil Engineering, the Cracow University of Technology. A PhD student. He is currently working on a doctoral dissertation on "Fire safety strategies for selected frame structures of large-space steel halls".