

SCIENTIFIC
STUDIES

PRACE
NAUKOWE

Wojciech Węgrzyński

Wpływ układu przegród w budynku na przepływ dymu w warunkach pożaru

Impact of building partitions
on the flow of smoke in fire



®

Instytut Techniki Budowlanej

Warszawa 2021

PUBLIKACJE INSTYTUTU TECHNIKI BUDOWLANEJ

obejmują m.in. następujące wydawnictwa:

PRACE NAUKOWE – MONOGRAFIE, ROZPRAWY, STUDIA

INSTRUKCJE, WYTYCZNE, PORADNIKI

WARUNKI TECHNICZNE WYKONANIA I ODBIORU ROBÓT BUDOWLANYCH

PROJEKTOWANIE WEDŁUG EUROKODÓW

RADA PROGRAMOWA WYDAWNICTW ITB

Przewodniczący

Sekretarz

Członkowie

dr hab. inż. Jadwiga Fangrat, prof. ITB

inż. Marek Gębarzewski

prof. dr hab. inż. Lech Czarnecki

prof. dr hab. inż. Leonard Runkiewicz

mgr inż. Jan Sieczkowski

dr hab. inż. Wojciech Węgrzyński, prof. ITB

dr inż. Michał Wójtowicz

**SCIENTIFIC
STUDIES**
Monographs

**PRACE
NAUKOWE**
Monografie

Wojciech Węgrzyński

Wpływ układu przegród
w budynku na przepływ dymu
w warunkach pożaru

Impact of building partitions
on the flow of smoke in fire



Instytut Techniki Budowlanej

Warszawa 2021

KOMITET REDAKCYJNY

Redaktor naczelny
Z-cy redaktora naczelnego

Sekretarz
Członkowie

prof. dr hab. inż. LECH CZARNECKI
prof. dr inż. LESŁAW BRUNARSKI
dr hab. inż. JADWIGA FANGRAT, prof. ITB
dr MICHAŁ GAJOWNIK
dr hab. inż. PAWEŁ LEWIŃSKI, prof. ITB
dr inż. TERESA MOŻARYN
mgr inż. JAN SIECZKOWSKI
dr inż. EWA SZEWCZAK
dr inż. SEBASTIAN WALL

Recenzenci

dr hab. inż. JADWIGA FANGRAT, prof. ITB
dr hab. inż. TOMASZ LIPECKI, prof. PL
prof. zw. dr hab. inż. BOGDAN MIZIELIŃSKI

Redakcja
dr MICHAŁ GAJOWNIK

© Copyright by Instytut Techniki Budowlanej
Warszawa 2021

Czterysta siedemdziesiąta pozycja
„Prac Naukowych ITB”

ISBN 978-83-249-8583-8; 978-83-249-8594-4 (PDF)

Wydawca i Autorzy dołożyli wszelkich starań, aby publikowane informacje pochodziły z rzetelnych źródeł. Wydawca nie ponosi odpowiedzialności, ani też nie zaciąga zobowiązań w wyniku wykorzystania przez użytkowników treści niniejszej publikacji. W szczególności nie ponosi odpowiedzialności w stosunku do czytelników i/lub strony trzeciej za jakiegokolwiek poniesione straty, wydatki i szkody bezpośrednie i pośrednie, łącznie z utratą zysku i innych korzyści majątkowych, które mogły powstać lub być związane bezpośrednio lub pośrednio z treściami opublikowanymi, w tym ewentualnymi błędami lub pominięciami zawartymi w publikowanych materiałach.



Instytut Techniki Budowlanej

Dział Wydawnictw Naukowych
02-656 Warszawa, ul. Ksawerów 21, tel.: 22 843 35 19
tel.: 22 56 64 208, e-mail: wydawnictwa@itb.pl www.itb.pl

Spis treści

<i>Streszczenie</i>	5
<i>Summary</i>	7
Od Autora.....	9
1. Wprowadzenie	13
1.1. Przepływ dymu w obiekcie budowlanym	13
1.2. Systemy wentylacji pożarowej	17
1.3. Wentylacja oddymiająca.....	18
1.4. Wymiarowanie systemów wentylacji oddymiającej	21
1.5. Problematyka badań nad przepływem dymu w układach przegród budowlanych	23
2. Zagrożenia związane z dymem a bezpieczeństwo pożarowe w budynku	27
2.1. Zagrożenia związane z dymem.....	27
2.2. Kryteria akceptowalności ryzyka związanego z zadymieniem.....	31
3. Przepływ dymu przez układ przegród budowlanych	35
3.1. Rozwój pożaru a przepływ dymu w układzie pomieszczeń	35
3.2. Wpływ dymu z pomieszczenia objętego pożarem	38
3.3. Określanie masowego strumienia dymu płynącego pod przegradą poziomą	41
3.4. Określanie masowego strumienia dymu wpływającego do zbiornika dymu	46
4. Modelowanie przepływu dymu	51
4.1. Modelowanie fizykalne	51
4.2. Modelowanie strefowe	54
4.3. Metoda obliczeniowej mechaniki płynów (CFD)	56
5. Badania eksperymentalne i poczynione założenia	67
5.1. Podsumowanie autorskich badań eksperymentalnych.....	67
5.2. Wybrany układ przegród budowlanych.....	70
5.3. Założenia do obliczeń numerycznych.....	71
5.4. Określanie masowego strumienia przepływu w wybranej płaszczyźnie	73
5.5. Model fizykalny wykorzystany do walidacji obliczeń.....	75

6. Określenie przepływu dymu w wybranym układzie przegród budowlanych.....	79
6.1. Eksperyment 1 – wpływ wielkości i kształtu lokalu oraz lokalizacji pożaru na masowy strumień dymu.....	79
6.2. Eksperyment 2 – wpływ wielkości otworu w przegrodzie pionowej na masowy strumień dymu	85
6.3. Eksperyment 3 – wpływ głębokości przegrody poziomej na przepływ dymu	99
7. Podsumowanie i wnioski.....	111
Bibliografia	115

WPLYW UKŁADU PRZEGRÓD W BUDYNKU NA PRZEPIY DYMU W WARUNKACH POŻARU

Streszczenie

Monografia obejmuje zagadnienia związane z niewymuszonym przepływem dymu przez układy przegród budowlanych w wielkokubaturowych obiektach budowlanych, co ma praktyczne znaczenie w projektowaniu systemów wentylacji pożarowej. Skuteczny system wentylacji musi odbierać każdy przepływ dymu mający miejsce w budynku – a zatem istnieje bezpośrednie powiązanie pomiędzy parametrami systemu wentylacji, poziomem bezpieczeństwa w obiekcie budowlanym oraz układem przegród budowlanych, jakie na swojej drodze pokonuje dym. Istniejące modele analityczne przepływu dymu uwzględniają architekturę obiektu jako jeden z warunków brzegowych. Jak pokazują prace walidacyjne, prowadzone również przez Autora, to uwzględnienie jest prawidłowe tylko dla wąskiego zakresu zmienności wymiarów przegród, bliskich konfiguracji eksperymentalnej, będącej odniesieniem dla poszczególnych modeli. Z uwagi na powyższe, w modelach zawarto duże marginesy bezpieczeństwa – często bezzasadne, podnoszące koszty instalacji niewspółmiernie do wpływu tego przewymiarowania na bezpieczeństwo użytkowników budynku.

Rozważania prowadzone w monografii ograniczono do wielkokubaturowego obiektu handlowego, w którym znajdują się lokale handlowe i pasaż handlowy. Teoretyczny pożar umiejscowiono w lokalu, z którego przez witrynę przepływa dym do pasażu. Przepływ ograniczony był kolejnymi przegrodami budowlanymi – pionową na granicy lokalu i pasażu oraz poziomą w samym pasażu. Dopiero po pokonaniu tych przegród dym trafiał do zbiornika dymu, skąd był usuwany. Prowadzone badania, w odróżnieniu od dotychczas opisanych w literaturze, cechowało szacowanie strumienia dymu bezpośrednio przy przegrodach budowlanych, co pozwoliło na rozłączne określenie wpływu każdej z nich na przepływ dymu.

Badania przedstawione w niniejszej pracy realizowano z wykorzystaniem modeli numerycznych obliczeniowej mechaniki płynów (ang. *Computational Fluid Dynamics*, CFD), dwustrefowego modelu pożaru, modeli analitycznych inżynierii bezpieczeństwa pożarowego oraz modelu fizycznego w skali 1 : 10. Oceniano wpływ zmienności następujących parametrów, opisujących układ przegród budowlanych na przepływ dymu w układzie: wielkość pomieszczenia, szerokość i wysokość otworu łączącego pomieszczenie z pasażem, obec-

ność przegrody pionowej na drodze dymu lub głębokość przegrody poziomej w samym pasażu handlowym.

Wnioski sformułowane na podstawie badań wskazują na niedoskonałości istniejących analitycznych modeli pożaru oraz przepływu dymu w obiektach budowlanych. Zgodność pomiędzy prostymi modelami a pomiarami rzeczywistymi bądź badaniami numerycznymi uzyskiwana jest w wąskim zakresie zmienności wymiarów przegród budowlanych. W trakcie badań zaobserwowano, że pomimo uzyskania uśrednionej wartości masowego strumienia przepływu dymu, zbliżonej do wartości wyznaczonej modelami analitycznymi, wartość tę cechuje duże odchylenie standardowe. Oznacza to, że rzeczywisty przepływ może znacząco odbiegać od wyznaczonego dotychczasowym uproszczonym modelem, a zatem w praktyce obliczenia należy prowadzić dla znanego układu przegród. Wykorzystanie w tym celu opisanych w literaturze ogólnych współczynników korekcyjnych jest obarczone dużą niepewnością.

Najważniejszym wnioskiem płynącym z badań opisanych w monografii jest możliwość znaczącego podniesienia bezpieczeństwa pożarowego użytkowników lokali handlowych poprzez zwiększenie wymiarów otworów wejściowych do tych lokali. Przeprowadzone badania wskazują, że zwiększenie wejścia generuje mniejszy koszt w odniesieniu do wymiarowania systemu wentylacji, niż wcześniej sugerowano. Wskazuje to na możliwość efektywnego ekonomicznie podniesienia poziomu bezpieczeństwa pożarowego w obiekcie poprzez zmianę sposobu kształtowania przegród budowlanych.

IMPACT OF BUILDING PARTITIONS ON THE FLOW OF SMOKE IN FIRE

Summary

The dissertation discusses the phenomena related to the natural flow of smoke, through partitions of a large volume building, which is of great importance to the design of Smoke and Heat Exhaust Ventilation Systems (SHEVS). The SHEVS must be able to remove the smoke from any source of fire within the building – which means that the compartmentation of the building, the level of fire safety and the SHEVS performance are all connected to each other. Existing analytical methodologies used in the estimation of the mass of smoke that flows through the building, use the description of the compartmentation as its boundary condition. Validation work on these methods carried also by the Author of this thesis, shows that these methods are valid only in the narrow range of the size of partitions or openings – close to the setup of experiments from which these methods originate. This leads to inclusion of large safety margins hidden in the calculation methods, which often are unjustified and increase the cost of safety features of the building inadequately to the gain in fire safety they provide.

The research described in this work is limited to a large volume shopping mall, consisting of individual shops and a mall area. Theoretical fire is positioned within a shop and the smoke flows to the mall area through the opening in the storefront. The flow is limited by partitions – vertical partition (referred to as „downstand”) in the storefront, and a projecting balcony inside the mall. After passing these partitions, the smoke can flow directly into the smoke reservoir, from which it is removed. The research carried by the Author differs from other experiments by the location of measurement plane.

The research was carried with the use of Computational Fluid Dynamics (CFD) method and with the use of Froude-number based physical modeling in 1 : 10th scale. The author investigated the influence of following partitions and openings on the flow of smoke within the building: dimensions of the shop, width, and height of the opening in a storefront, the existence of a downstand at the storefront and the depth of projecting balcony.

The results of the research shows that existing description of how building partitions influence the flow of smoke. Good agreement between experiments and existing models was found only for a narrow range of the dimensions of various partitions. Use of downstand or balcony flow coefficients,

a common simplification used in engineering methods, was correct only for averaged results of the experiments. The averaged value had a large standard deviation, which means that in practical engineering these values should not be used, as it may lead to a large error. The performed experiments also have shown, that some technical solutions, such as channeling screens, do not have an as big influence on the fire safety, as previously attributed. A smoke flow in all directions was observed, when the balcony was unequipped with channeling screens, but as estimated, this flow did not cause any significant danger to the building.

The most important conclusion of this thesis is, that it is possible to increase the level of fire safety inside a shopping unit, by increasing the dimensions of its opening. At the same time, this increase has a lesser impact on the dimensioning of SHEVS, than previously attributed. This leads to a conclusion, that this increase of fire safety within the building may require a large change in dimensioning of SHEVS, and thus not generate additional cost.

OD AUTORA

Monografia została opracowana na podstawie rozprawy doktorskiej [1] pod tym samym tytułem, z uwzględnieniem uwag recenzentów oraz dyskusji w trakcie jej publicznej obrony. Dzięki pracy, która stanowiła podstawę ubiegania się o nadanie stopnia doktora nauk technicznych, chciałem przygotować praktyczne kompendium wiedzy poświęcone problematyce przepływu dymu w wielkokubaturowych obiektach budowlanych. Wiedza ta jest wykorzystywana przeze mnie w praktyce zawodowej, a dzięki niniejszej monografii będzie mogła służyć innym projektantom, inżynierom lub wykonawcom systemów wentylacji pożarowej w obiektach budowlanych.

Pragnę wyrazić podziękowania Dyrekcji Instytutu Techniki Budowlanej za pomoc, jaką otrzymałem w trakcie realizowania badań przedstawionych w niniejszej pracy oraz w trakcie przygotowywania rozprawy doktorskiej. Wielkie wyrazy wdzięczności kieruję w stronę Promotora pracy – Prof. dr. hab. Marka Koneckiego, który wiele lat temu wprowadził mnie w niezwykle świat modelowania zjawisk fizycznych związanych z bezpieczeństwem pożarowym. Rady Prof. M. Koneckiego okazały się bezcenne, szczególnie w zakresie opisu modelowania strefowego oraz modelowania przepływu turbulentnego. Pragnę także podziękować recenzentom – Prof. dr. hab. inż. Bogdanowi Mizielińskiemu oraz Dr. hab. inż. Tomaszowi Lipeckiemu za analizę pracy oraz ukierunkowanie moich przyszłych badań.

Wojciech Węgrzyński

Oznaczenia i symbole

Litery greckie

- α – współczynnik szybkości przyrostu strumienia ciepła w pożarze, [kW/s²]
 γ – stosunek ciepła właściwego (c_p / c_v) płynu
 Γ – zmienna modelu transportu promieniowania P1
 ε – dyssypacja kinetycznej energii turbulencji, [m³/s²]
 Θ – przyrost temperatury dymu, [K]
 $\Theta_{\max,w}$ – maksymalny przyrost temperatury dymu wpływającego przez otwór, [K]
 κ – współczynnik związany z wpływem dymu z pomieszczenia przy założeniu niejednorodnego rozkładu temperatury wpływającego dymu, [-]
 μ – dynamiczny współczynnik lepkości płynu, [kg/(ms)]
 μ_t – współczynnik dynamicznej lepkości turbulentnej płynu, [kg/ms]
 Π_i – bezwymiarowa grupa i , [-]
 ρ – gęstość gazu [kg/m³] w ciśnieniu odniesienia
 ρ_{amb} – gęstość gazu w temperaturze otoczenia, [kg/m³]
 ρ_i – gęstość gazu w pomieszczeniu objętym pożarem [kg/m³] w ciśnieniu odniesienia
 ρ_0 – gęstość gazu poza pomieszczeniem objętym pożarem [kg/m³] w ciśnieniu odniesienia
 σ – współczynnik korekcyjny (3.8) o wartości 2, [-]
 τ – siły tarcia, [N]
 $-\rho \overline{\mu'_i \mu'_j}$ – naprężenia turbulentne (Reynoldsa), [Pa]

Oznaczenia literowe

- A – powierzchnia pożaru, [m²]
 A_o – powierzchnia otworu, [m²]
 A_v – powierzchnia otworów usuwających dym, [m²]
 A_i – powierzchnia otworów napowietrzających, [m²]
 b – głębokość przegrody poziomej (balkon, antresola), [m]
 C_d – współczynnik wypływu przez otwór wejściowy do lokalu (nazywany także współczynnikiem „nadproża”), [-]

- C_e – współczynnik wielkości pomieszczenia, [-]
 C_o – współczynnik przepływu z lokalu, [-]
 C_i – współczynnik przepływu do lokalu, [-]
 C_{μ} – stała modelu turbulencji k - ϵ , [-]
 C_{LR} – współczynnik w równaniu Veritera, [-]
 c_p – ciepło właściwe przy stałym ciśnieniu, [J/g]
 c_v – ciepło właściwe przy stałej objętości, [J/g]
 $C_{v,i}$ – współczynnik wypływu otworów napowietrzających, [-]
 $C_{v,o}$ – współczynnik wypływu otworów usuwających dym, [-]
 D – średnica pożaru, [m]
 D_i – współczynnik dyfuzji filtra, [m²/s]
 d, d_w – grubość warstwy dymu (także w odniesieniu do zbiornika dymu), [m]
 F – siły zewnętrzne, [N]
 Fr – liczba podobieństwa Froude'a, [-]
 g – stała przyciągania ziemskiego, [N/kg]
 $\Delta H_{c,eff}$ – efektywne ciepło spalania paliwa, [kJ/kg]
 H_w – współczynnik równania Veritera
 h_b – wysokość od podłogi do poziomu przegrody poziomej (balkon, antresola), [m]
 h_c – współczynnik przejmowania ciepła, [W/(m²K)]
 \dot{h}_L, \dot{h}_U – strumienie entalpii i ciepła wpływające do warstwy dolnej i górnej dymu
 h_o – wysokość otworu, [m]
 I, I_b – strumień promieniowania cieplnego, [kW/m²]
 K – bezwymiarowy współczynnik strat ciepła w warstwie dymu, [-]
 k – kinetyczna energia turbulencji, [m²/s²]
 k_{pc} – współczynnik przewodnictwa cieplnego przegrody; gęstość i ciepło właściwe przegrody
 l – wymiar charakterystyczny, [m]
 \dot{m} – masowy strumień dymu, [kg/s]
 \dot{m}_L, \dot{m}_U – strumienie masy gazów wpływających do warstwy dolnej i górnej dymu, [kg/s]
 \dot{m}_p – masowy strumień dymu w kolumnie konwekcyjnej, [kg/s]
 \dot{m}_s, \dot{m}_b – masowy strumień dymu na krawędzi przegrody poziomej (balkon, antresola), [kg/s]
 \dot{m}_w, \dot{m}_o – masowy strumień dymu wpływającego z lokalu, [kg/s]
 \dot{m}_v – masowy strumień gazu usuwany ze zbiornika dymu, [kg/s]

$\dot{m}_{p,3D}$	} – masowy strumień gazu w kolumnie trójwymiarowej, liniowej oraz na końcach kolumny, [kg/s]
$\dot{m}_{p,2D}$	
$\dot{m}_{p,ends}$	
N	– wysokość, na jakiej znajduje się tzw. płaszczyzna neutralna ciśnienia, [m]
P	– obwód źródła pożaru, [m]
p_i	– ciśnienie powietrza w pomieszczeniu objętym pożarem, [Pa]
p_0	– ciśnienie powietrza poza pomieszczeniem objętym pożarem (również rozumiane jako ciśnienie odniesienia), [Pa]
q	– strumień ciepła, [kW]
\dot{Q}_c	– konwekcyjny strumień ciepła wydzielanego w pożarze (konwekcyjna moc pożaru), [kW]
\dot{Q}_t	– całkowity strumień ciepła wydzielanego w pożarze (moc pożaru), [kW]
r	– odległość od osi kolumny konwekcyjnej dymu, mierzona w rzucie poziomym, [m]
\mathfrak{R}	– uniwersalna stała gazowa, [J/(mol·K)]
Re	– liczba podobieństwa Reynoldsa, [-]
s_{ji}	– składowe tensora odkształcenia kąтового (deformacji), [s ⁻¹]
T_a	– temperatura otoczenia, [K]
$T_{max,w}$	– maksymalna temperatura dymu wypływającego przez otwór, [K]
T_s	– temperatura dymu, [K]
\dot{V}	– objętościowy strumień gazu, [m ³ /s]
V_u	– prędkość przepływu, [m/s]
V_y	– prędkość przepływu powietrza – składowa w osi Y, [m/s]
W_{CH}	– odległość pomiędzy kurtynami kierunkującymi, [m]
$W_{e,s}$	– efektywna szerokość strumienia dymu na krawędzi rozplywu, [m]
W_o	– szerokość otworu łączącego pomieszczenie z pasażem, [m]
W_R, W_W	– szerokość zastępcza w równaniu Veritera, [m]
Y	– wysokość do podstawy warstwy dymu w pomieszczeniu, [m]
Y_i	– i -ty składnik mieszaniny
Y_{soot}	– współczynnik produkcji sadzy z masy paliwa, [g/g]
Z	– wysokość, [m]
Z_s	– wysokość od krawędzi balkonu do granicy warstwy wolnej od dymu, [m]

1. WPROWADZENIE

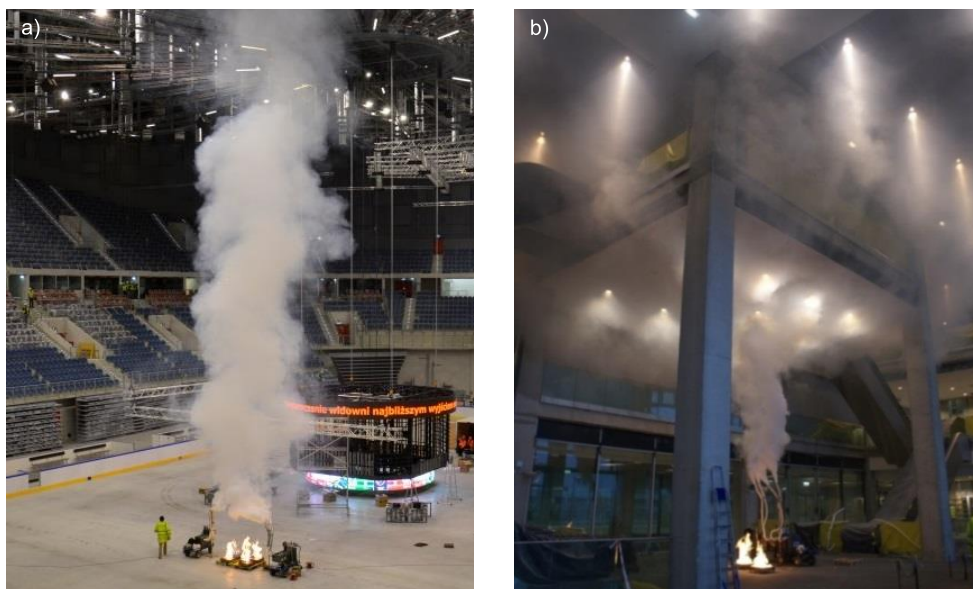
1.1. Przepływ dymu w obiekcie budowlanym

Dym i ciepło powstałe w pożarze stanowią zagrożenie dla użytkowników budynku, jego konstrukcji i instalacji oraz elementów wyposażenia i wykończenia wewnątrz. Zagrożenie to może być ograniczane na wiele sposobów – jednym z nich jest zastosowanie urządzeń usuwających dym i ciepło, nazywanych systemami wentylacji pożarowej. Na skuteczność systemu wentylacji pożarowej wpływają nie tylko jego parametry pracy, ale także kontekst architektoniczny, w jakim system się znajduje. Dym proliferuje w budynku, opływając przegrody budowlane, co prowadzi do powstania lokalnych zawirowań, które wpływają na wzrost masy dymu oraz spadek jego temperatury. Rozpatrywanie układów wentylacji pożarowej w oderwaniu od przestrzeni, którą chronią, jest pozbawione sensu i prowadzi do błędów projektowych. Ich ceną, w najlepszym wypadku, jest nieuzasadniony koszt powstania przewymiarowanej instalacji, a w najgorszym – życie bądź zdrowie ludzi.

Wykorzystanie systemów wentylacji pożarowej jest często niezbędnym krokiem przy dostosowywaniu projektowanego wielkokubaturowego obiektu budowlanego do wymagań podstawowych związanych z bezpieczeństwem pożarowym [2]. Poza podniesieniem poziomu bezpieczeństwa pożarowego, wykorzystanie tych systemów może mieć również skutek formalno-prawny, polegający na złagodzeniu niektórych wymagań przepisów techniczno-budowlanych [3], np. przez powiększenie maksymalnej dopuszczalnej powierzchni strefy pożarowej lub długości dróg ewakuacji. W niektórych budynkach konieczność zastosowania systemów wentylacji pożarowej wynika wprost z wymagań prawa – do tych przestrzeni można zaliczyć pasaż handlowy, przekryty ciąg pieszy, do którego przylegają lokale handlowe i usługowe. Systemy wentylacji pożarowej są tak ważne w ochronie życia, że niespełnienie wymagań przepisów związanych z ich wykorzystaniem może stanowić podstawę do uznania obiektu za zagrażający życiu [4]. Z taką sytuacją wiążą się konsekwencje prawne, obejmujące m.in. natychmiastowe zamknięcie obiektu do czasu usunięcia nieprawidłowości.

W procesie projektowania systemów wentylacji pożarowej wielkokubaturowych obiektów budowlanych wykorzystywane są zależności empi-

ryczne rozwijane od lat 70. XX w. [5–7]. O ile – w przypadku przepływu dymu w kolumnie osiowo-symetrycznej – wyznaczenie ilości dymu powstałego w pożarze jest możliwe z wykorzystaniem prostych zależności empirycznych [8, 9], gdy dym na swojej drodze opływa wiele przegród budowlanych (fot. 1), o tyle wyznaczenie masy dymu w miejscu jego usunięcia jest dość skomplikowane. W latach 80. i 90. XX w. badacze zwracali uwagę na różny charakter przepływu dymu w zależności od konfiguracji opływanych przegród budowlanych. Powstałe modele matematyczne rozplywających się kolumn dymu w swoim opisie zawierały informacje o długości poziomej i pionowej drogi, jaką musi pokonać dym [10–13]. Wykazano także wpływ szerokości otworu na możliwość gwałtownego przyrostu masy dymu w budynku, czego skutkiem może być szybkie i niespodziewane zadymienie wyższych kondygnacji [11]. Do dziś problemy związane z przepływem dymu w kolumnie konwekcyjnej lub zjawiska zachodzące w trakcie tego przepływu stanowią obszar zainteresowania badaczy i przedmiot aktualnych badań [14–18].



*Fot. 1. Przepływ dymu w układzie przegród budowlanych
a) prosty układ przegród, b) skomplikowany układ przegród;
widoczna jest różnica w ilości dymu płynącego w obszarze kolumny konwekcyjnej
(osiowo-symetrycznej) a wypływem z krawędzi przegrody poziomej (fot. Autora)*

Projektant powinien posiadać wiedzę pozwalającą mu zrozumieć wpływ wewnętrznej architektury obiektu na ilość dymu, jaka może

powstać w czasie pożaru. Nie dotyczy to wyłącznie wiedzy na temat określenia masy dymu, jaką należy usunąć z obiektu, ale także o zbudowanie intuicji, która pozwoli ocenić skutki decyzji podejmowanych przez innych uczestników procesu budowlanego na działanie systemu przeciwpożarowego. Należy również pamiętać, że rozpoczęcie użytkowania obiektu nie jest zakończeniem procesu tworzenia skutecznego systemu wentylacji pożarowej – praktyka pokazuje, że obiekty handlowo-usługowe są nieustannie zmieniane i modernizowane. Wprowadzanie zmian w systemie wentylacji istniejącego obiektu jest niezwykle trudne, stąd ważne jest wyczucie, czy zmiany architektoniczne, np. w obrębie witryn nowych lokali, wymagają ingerencji w istniejące rozwiązania.

Zjawiska zachodzące podczas wypływu dymu z pomieszczenia oraz przepływu dymu przez układy przegród budowlanych (fot. 2) są szczególnie ważne w przypadku projektowania wielokubaturowych obiektów budowlanych, jak np. centra handlowe, hale widowiskowe lub terminale pasażerskie. W obiektach tych powszechnie wykorzystuje się systemy wentylacji oddymiającej (mechaniczne i grawitacyjne), wykorzystujące wspólną kubaturę, z której usuwany jest dym (tzw. zbiornik dymu). Przepływ dymu od miejsca powstania pożaru do zbiornika dymu następuje wyłącznie w wyniku działania sił natury: siły wyporu, kształtowania się strumieni podsufitowych lub różnicy ciśnienia pomiędzy przestrzeniami.



*Fot. 2. Dym rozprzestrzeniający się w budynku wielokubaturowym
a) wypływ dymu z lokalu do pasażu,
b) dym opływający poziomą przegrodę budowlaną (fot. Autora)*

Ponieważ system wentylacji nie wpływa bezpośrednio na przepływ dymu, można stwierdzić, że jego ilość, płynąca w układzie przegród, zależy od wielkości pożaru i kontekstu architektonicznego, w jakim pożar ma miejsce. Skuteczny system wentylacji musi odbierać każdy przepływ dymu w budynku, a zatem istnieje bezpośrednie powiązanie pomiędzy parametrami systemu wentylacji, poziomem bezpieczeństwa w obiekcie oraz układem przegród budowlanych, jakie na swojej drodze musi pokonać dym.

W procesie projektowania skomplikowanych obiektów budowlanych widoczny jest niedostatek współpracy pomiędzy osobami odpowiedzialnymi za kształtowanie przestrzeni (architekt, konstruktor) a projektantami instalacji. Skutkiem tego są rozwiązania architektoniczne niekorzystnie wpływające na przepływ dymu w obiekcie, a co za tym idzie na zagrożenia z nim związane. Nieporozumienia pomiędzy branżystami wpływają także na koszt samych prac projektowych. Rozwiązanie problemów związanych z niedostosowaniem kształtu przestrzeni wewnątrz budynku do technicznych możliwości systemów wentylacji pożarowej wymaga czasu, dużego nakładu pracy oraz kosztownych badań numerycznych z wykorzystaniem metody obliczeniowej mechaniki płynów (CFD, ang. *Computational Fluid Dynamics*). Dzięki CFD możliwe jest oszacowanie przepływu dymu w układzie przegród budowlanych.

Najważniejszym parametrem opisującym pracę systemu wentylacji pożarowej jest jego wydajność, tj. określona maksymalna ilość dymu, będącego mieszaniną powietrza oraz niewielkich ilości cząstek sadzy, aerozoli i gazowych produktów spalania, jaką jest w stanie usunąć system wentylacji pożarowej (wyrażona zazwyczaj w m^3/h). Produkty spalania stanowią znikomą część usuwanej mieszaniny, co wyraźnie widać w opisywanych w literaturze stężeniach krytycznych poszczególnych składników dymu, wyrażanych w częściach grama na metr sześcienny. Oznacza to, że dopuszczalne jest traktowanie dymu jako gorącego powietrza. W związku z powyższym analityczne metody określania ilości dymu niezbędnej do usunięcia z obiektu budowlanego w większości odnoszą się do wyznaczenia masy unoszącego się, ogrzanego przez pożar powietrza, zależącej m.in. od projektowej wielkości pożaru oraz przegród budowlanych, które na swojej drodze dym musi opłynąć. Znając masę płynącego dymu, ilość energii uwolnionej w trakcie pożaru oraz ciepło właściwe powietrza, możliwe jest przybliżone określenie średniej temperatury dymu, przy czym w obliczeniach wykorzystuje się – w stosunku do całej energii wyzwolonej w pożarze – różnego rodzaju współczynniki ilości energii zgromadzonej w dymie [19].

W ocenie Autora uznane metody projektowania systemów wentylacji pożarowej, oparte na zależnościach analitycznych, znacząco zawyżają ilość dymu powstałą w pożarze. Przewymiarowanie to wpływa na zwiększenie wydajności systemów wentylacji pożarowej, co można błędnie określić jako „bezpieczne”. W wielu przypadkach nadmierne zwiększenie ilości powietrza usuwanego z chronionej kubatury powoduje przyrost prędkości powietrza napływającego do tej kubatury, a to może przyczynić się do wymuszonego mieszania się dymu z napływającym powietrzem kompensacyjnym. Zawyżenie wymaganej ilości powietrza względem rzeczywistej generacji dymu może być tak duże, że powinno być traktowane jako błąd projektowy. Źródła literaturowe [19–21] podają, że błąd znanych analitycznych modeli przepływu dymu wynosi od kilkudziesięciu do ponad stu procent wartości masowego strumienia dymu. Powyższe opinie są zbieżne z wnioskami sformułowanymi na podstawie wcześniejszych badań przeprowadzonych przez Autora [22].

1.2. Systemy wentylacji pożarowej

Systemy wentylacji pożarowej były przedmiotem licznych publikacji, monografii i podręczników akademickich. Za najważniejszą polskojęzyczną publikację w tym zakresie można uznać monografię B. Mizielińskiego i G. Kubickiego [23], poza nią warto wymienić jeszcze monografię D. Brzezińskiej [24] oraz Instrukcje ITB nr 378/2002 [25], 490/2014 [26] i 493/2015 [27]. Spośród publikacji anglojęzycznych za najbardziej wartościowe można uznać podręczniki [28, 29] oraz dwa obszernie rozdziały poświęcone wentylacji pożarowej w *SFPE Handbook of Fire Protection Engineering* [30, 31].

Wentylacja pożarowa jest terminem określającym szeroki wachlarz systemów i rozwiązań technicznych. Podział i nazewnictwo poszczególnych podsystemów wentylacji pożarowej nie jest jednoznacznie zdefiniowany i budzi w środowisku wiele kontrowersji. Z uwagi na cel ich stosowania Autor dzieli systemy na [32]:

- wentylację oddymiającą, nazywaną także wentylacją poprzeczną (ang. SHEVS – *Smoke and Heat Exhaust Ventilation System*); zasadą działania systemu jest usuwanie dymu z warstwy pod stropem pomieszczenia i utrzymanie wolnej od dymu przestrzeni, w której będą ewakuowani ludzie oraz działały ekipy ratownicze;

- wentylację wzdłużną, określaną czasem jako system kontroli dymu; zasadą działania systemu jest wzdłużny transport dymu, przez co zadymienienie utrzymuje się jedynie w predefiniowanym obszarze pomiędzy źró-

dłem ognia a miejscem jego usuwania; rozwiązanie to zapewnia łatwy dostęp do źródła ognia dla ekip ratowniczych;

– wentylację oczyszczającą z dymu (ang. *Smoke Clearance, dilute*); zadaniem systemu jest usuwanie dymu i mieszanie dymu z napływającym powietrzem kompensacyjnym w celu zmniejszenia jego temperatury i toksyczności, a po zakończeniu akcji ratowniczo-gaśniczej oczyszczenie obiektu z pozostałego dymu.

Za odrębną kategorię systemów można uznać systemy zabezpieczające drogi ewakuacji. Polskie przepisy techniczno-budowlane [3] wyróżniają dwa główne rodzaje tego typu systemów: zabezpieczające przed zadymieniem oraz zapobiegające zadymieniu. Działanie pierwszego systemu polega na usunięciu dymu z dróg ewakuacji. Funkcją systemów zapobiegania zadymieniu nie jest usuwanie dymu, a wytworzenie odpowiedniej różnicy ciśnienia pomiędzy przestrzenią objętą pożarem a obszarem przez nie chronionym, uniemożliwiającej wypłynięcie dymu do przestrzeni chronionej.

Rozważania w niniejszej monografii odnoszą się do przepływu dymu przez układy przegród budowlanych w wielkokubaturowych obiektach budowlanych, przez co mają szczególne znaczenie w procesie projektowania wentylacji oddymiającej z wykorzystaniem urządzeń mechanicznych lub grawitacyjnych. Urządzenia te opisano szczegółowo w punkcie 1.3.

1.3. Wentylacja oddymiająca

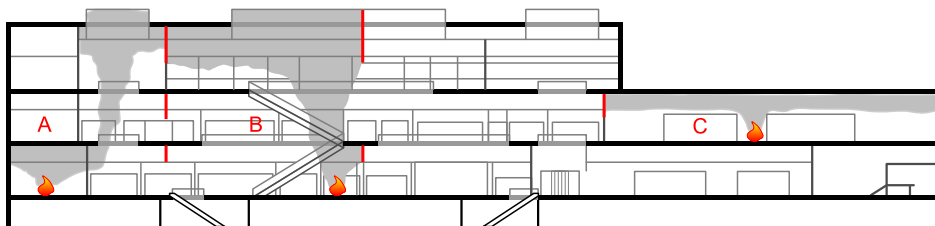
1.3.1. Wprowadzenie

Wentylację oddymiającą stosuje się przede wszystkim w:

- pasażach handlowych,
- dużych pomieszczeniach handlowych,
- jednokondygnacyjnych budynkach wielkopowierzchniowych,
- poziomych drogach ewakuacji,
- garażach.

Wentylacja oddymiająca zapewnia utrzymanie dymu na pożądanej wysokości ponad drogami ewakuacji dzięki usuwaniu dymu bezpośrednio z obszaru pod stropem do tzw. zbiornika dymu. Istnieją trzy ogólne kombinacje wzajemnej lokalizacji wyciągu dymu i źródła pożaru, przedstawione na przykładzie pasażu handlowego na rysunku 1 jako scenariusze A, B i C. W scenariuszu A dym powstaje w przestrzeni lokalu handlowo-usługowego, skąd swobodnie wydostaje się do przestrzeni wspólnej. Na skutek działania sił wyporu dym płynie ku górnej części pasażu, w której zlokalizowano punkty wyciągowe. Taki rodzaj oddymiania

często potocznie nazywa się „oddymianiem przez pasaż”. W scenariuszu B usunięcie dymu następuje również ze wspólnego zbiornika dymu, lecz w tym wypadku źródło pożaru znajduje się bezpośrednio w pasażu, a kolumna konwekcyjna dymu może mieć charakter osiowo-symetryczny lub rozplywający. Scenariusz C opisuje pożar występujący w obrębie lokalu wyposażonego we własny system wentylacji oddymiającej – dym utrzymywany jest w obrębie oddymianego lokalu i nie wypływa do pasażu.



Rys. 1. Scenariusze A, B i C działania systemu wentylacji oddymiającej w zależności od lokalizacji pożaru względem układu przegród budowlanych (opracowanie Autora)

Wentylację oddymiającą można zrealizować z wykorzystaniem systemu grawitacyjnego (klap dymowych) lub mechanicznego wentylatorów wyciągowych i przewodów oddymiających. W uzasadnionych przypadkach dopuszcza się rozwiązania będące połączeniem obu systemów.

Skuteczny system wentylacji pożarowej powinien zapewniać warunki ewakuacji osób w tzw. wymaganym czasie bezpiecznej ewakuacji (RSET). Drugim wymaganiem jest zapewnienie możliwości prowadzenia działań ratowniczo-gaśniczych poprzez obniżenie temperatury dymu oraz usunięcie dymu w stopniu umożliwiającym podejście ekip ratowniczych do źródła ognia. Wymagania te zawarto w § 270 ust. 1 przepisów techniczno-budowlanych [3]. Ustawodawca nie określił jednak, jakie warunki można uważać za bezpieczne.

1.3.2. Mechaniczna wentylacja oddymiająca

Systemy wentylacji mechanicznej usuwają dym i gorące gazy pożarowe, wykorzystując wentylatory wyciągowe odporne na wysoką temperaturę oraz układy przewodów, którymi możliwy jest kontrolowany transport produktów spalania. Wentylatory wyciągowe pracują ze stałym wydatkiem objętościowym, masa usuwanego dymu jest zmienna i zależy od gęstości (temperatury) dymu. Oznacza to, że w projekcie systemu mechanicznej wentylacji oddymiającej kluczowe jest określenie wymaganej sumarycznej objętościowej wydajności systemu, która powinna pozwolić

na usunięcie dymu i gorących gazów powstałych w największym prawdopodobnym dla danej przestrzeni pożarze.

Drugim istotnym parametrem niezbędnym do zaprojektowania systemu wentylacji pożarowej jest maksymalna temperatura usuwanego dymu, w odniesieniu do niej dobierane są odpowiednie parametry działania urządzeń oddymiających. Wentylatory oddymiające, badane zgodnie z normą PN-EN 12101-3 [33], są przeznaczone do usuwania dymu o temperaturze nieprzekraczającej 200°C, 300°C, 400°C, 600°C lub 842°C w zależności od ich klasy. Narażenie na przepływ dymu o temperaturze wyższej niż znamionowa grozi uszkodzeniem urządzenia i może być traktowane jako błąd projektowy.

W skład instalacji mechanicznej wentylacji oddymiającej, poza wentylatorami, wchodzi m.in.:

- przewody oddymiające wraz z kratkami wyciągowymi,
- wentylatory napowietrzające i grawitacyjne punkty doprowadzenia powietrza kompensacyjnego,
- klapy odcinające wentylacji pożarowej,
- centrale i tablice sterownicze.

1.3.3. Grawitacyjna wentylacja oddymiająca

Klapy dymowe połączone w grawitacyjny system oddymiania są najprostszym, najtańszym oraz skutecznym urządzeniem, pozwalającym usuwać z obiektów dym i gorące produkty spalania. Zasada działania systemu oparta jest na różnicy gęstości pomiędzy powietrzem otaczającym a gorącym dymem, powodującej powstanie sił wyporu wypychających dym z chronionego obszaru.

W przypadku systemów grawitacyjnych szczególną uwagę należy poświęcić szacowanej średniej temperaturze usuwanego dymu. W idealnej sytuacji powinien być on gorętszy od otaczającego powietrza o co najmniej 100°C, aby siła wyporu z łatwością wypychała go przez otwory w stropie lub ścianach. Jeżeli szacowana różnica temperatury jest mniejsza niż 20°C, wykorzystanie systemu grawitacyjnego nie jest możliwe. Zależność pomiędzy przewidywaną średnią temperaturą dymu a skutecznością systemu wentylacji pożarowej przedstawiono w załączniku A do wytycznych amerykańskiej organizacji *National Fire Protection Association* (NFPA) nr 204 [34]. Ponadto systemy wentylacji grawitacyjnej są wrażliwe na oddziaływanie wiatru, które powinno zostać uwzględnione na etapie projektu instalacji [35].

Na skuteczność funkcjonowania wentylacji grawitacyjnej, poza liczbą kłap dymowych oraz powierzchnią otworów napowietrzających, wpływają warunki środowiska:

– wewnątrz obszaru objętego pożarem: w szczególności temperatura dymu (jego gęstość), objętość oddymianej przestrzeni oraz powierzchnia otworów, którymi dostarczane jest powietrze uzupełniające,

– na zewnątrz obiektu: przede wszystkim temperatura powietrza zewnętrznego oraz oddziaływanie wiatru.

Klapy dymowe, badane według normy PN-EN 12101-2 [36], mogą być przeznaczone dla dymu o temperaturze do 300°C lub 600°C. Poza temperaturą działania norma wyrobu definiuje szereg podstawowych cech użytkowych klap dymowych, pośród których za mającą największy wpływ na wykorzystanie urządzenia można uznać wartość współczynnika wypływu C_v . Parametr ten stanowi próbę matematycznego opisanie niekorzystnego oddziaływania wiatru na klapę dymową w określonych warunkach laboratoryjnych. Mimo że parametr nie odzwierciedla rzeczywistej skuteczności działania urządzenia [35], jest głównym kryterium doboru klap dymowych w projektach instalacji [34, 37, 38]. Wykorzystywaną w obliczeniach systemów powierzchnię czynną klapy dymowej wyznacza się poprzez mnożenie współczynnika wypływu klapy C_v przez powierzchnię geometryczną urządzenia. Współczynnik wypływu wyznaczany jest w trakcie badań w tunelu aerodynamicznym, prowadzonych bez i przy oddziaływaniu wiatru bocznego. W powszechnie wykorzystywanych metodach obliczeniowych do wyznaczenia wymaganej powierzchni czynnej klap dymowych niezbędne jest określenie masowego strumienia dymu wpływającego do zbiornika dymu oraz jego temperatury.

1.4. Wymiarowanie systemów wentylacji oddymiającej

Bez względu na rodzaj systemu wentylacji pożarowej normy projektowe wymagają od projektanta określenia masy i temperatury dymu, którego usunięcie jest niezbędne do osiągnięcia postawionego celu działania systemu. Popularnym uproszczeniem jest przyjęcie ilości dymu, którą należy usunąć, jako równą ilości dymu wpływającego do zbiornika dymu. Ilość określa się jako wartość chwilową przepływu dla pożarów zmiennych w czasie lub jako wartość maksymalną dla pożarów o stałej mocy. Takie działanie powinno zapewnić utrzymanie dymu na określonej wysokości, zapewniając bezpieczeństwo użytkownikom obiektu lub ekipom ratowniczo-gaśniczym.

W rzeczywistości, nawet bilansując strumień dymu wpływający do zbiornika dymu oraz strumień gazów usuwanych ze zbiornika, stan ustalony nie jest osiąganym. Temperatura dymu w kolumnie konwekcyjnej gazu jest zdecydowanie wyższa niż średnia temperatura gazów w zbiorniku, co oznacza, że w obrębie samej warstwy mamy do czynienia z turbulentnym

ruchem płynu, a ten powoduje mieszanie dymu i otaczającej go warstwy powietrza. Mieszanie to przyczynia się do przyrostu objętości dymu. Ponieważ uwzględnienie opisanych zjawisk przysparza wiele trudności, zazwyczaj wykorzystuje się współczynniki zwiększające wydajność systemu względem obliczeń analitycznych, np. dla garaży samochodowych przyjmowany jest współczynnik bezpieczeństwa o wartości 1,30 [27]. W przypadku bardzo skomplikowanych architektonicznie obiektów wykorzystywane są analizy rozprzestrzeniania się dymu i ciepła (metoda CFD), na podstawie których określana jest wymagana wydajność systemu.

W przypadku systemów mechanicznych do określenia wymaganej wydajności systemu wystarczające jest określenie szacowanego masowego strumienia dymu wpływającego do zbiornika (1.1) oraz temperatury dymu (1.2) i (1.3)

$$\dot{V} = \frac{\dot{m}}{\rho} \quad (1.1)$$

$$\rho = \frac{\rho_{\text{amb}} T_a}{T_a + \Theta} \quad (1.2)$$

$$\Theta = \frac{K \dot{Q}_c}{c_p \dot{m}} \quad (1.3)$$

W systemach wentylacji grawitacyjnej duży wpływ na wymaganą powierzchnię otworów oddymiających ma liczba otworów napowietrzających. Zbilansowanie masy dymu wpływającej do zbiornika dymu i z niego usuwanej możliwe jest z wykorzystaniem zależności (1.4) i (1.5) przedstawionych w dokumencie [37]

$$\dot{m}_v = \dot{m}_p \quad (1.4)$$

$$\dot{m}_v = \frac{C_v A_v}{\sqrt{1 + \left(\frac{C_{v,o}^2 A_v^2}{C_{v,i}^2 A_i^2} \right) \left(\frac{T_a}{T_s} \right)}} \sqrt{2\rho_{\text{amb}}^2 g d} \frac{\sqrt{T_a \Theta}}{(T_a + \Theta)^2} \quad (1.5)$$

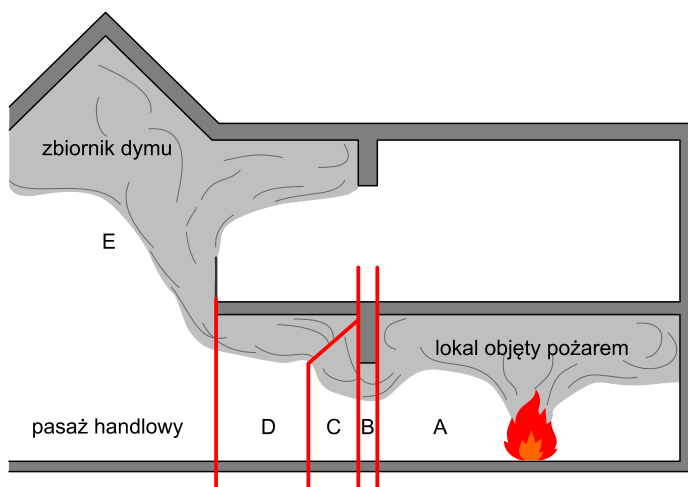
Alternatywną metodę przedstawiono w wytycznych europejskich [39], w których określana jest wymagana powierzchnia otworów oddymiających, a jedną z danych wejściowych jest temperatura oraz masa dymu wpływająca do zbiornika dymu

$$A_v C_{v,i} = \frac{\dot{m} T_s}{\left[2\rho_{\text{amb}}^2 g d \Theta T_a - \frac{\dot{m}^2 T_s T_a}{(A_i C_{v,i})^2} \right]^{0,5}} \quad (1.6)$$

Bez względu na wybraną metodę wymiarowania systemu kluczowymi parametrami wejściowymi do obliczeń są: strumień masy dymu powstały w pożarze po przepływie przez układ przegród budowlanych oraz jego temperatura.

1.5. Problematyka badań nad przepływem dymu w układach przegród budowlanych

W odniesieniu do układów przegród budowlanych w obiektach wielkokubaturowych zjawiska zachodzące w trakcie przepływu dymu można powiązać z pięcioma obszarami (A, B, C, D, E), które zobrazowano na rysunku 2.



Rys. 2. Obszary w budynku (przekrój pionowy), w których ilość dymu i jego właściwości różnią się. Kierunek przepływu dymu od obszaru A do obszaru E (opracowanie Autora)

A. Pomieszczenie, w którym powstał pożar. Obszar A jest przedmiotem badań nad jednostrefowymi [40, 41] oraz dwustrefowymi [42, 43] modelami rozwoju pożaru, w których objętość dymu i jego właściwości zależą m.in. od wymiarów pomieszczenia, izolacyjności cieplnej ścian, lokalizacji pożaru, jego mocy oraz od wymiarów otworów zewnętrznych

pomieszczenia. Przepływ w osiowo-symetrycznej kolumnie konwekcyjnej dymu opisywany jest także modelami samej kolumny, bez uwzględnienia pomieszczenia, w którym wystąpił pożar [9, 44–46]. Dalsze praktyczne wykorzystanie wyników obliczeń wymaga określenia przepływu dymu pod stropem pomieszczenia z wykorzystaniem modelu matematycznego strumienia podsufitowego, tzw. modelu Alperta [47, 48].

B. Wymiary otworu łączącego pomieszczenie, w którym wybuchł pożar, z pasażem. Objętość dymu płynąca przez otwór zależy od jego wymiarów i temperatury dymu, a zależności ją opisujące przedstawiono m.in. w publikacjach [5, 6, 13, 49–52].

C. Obszar ponad otworem prowadzącym do pomieszczenia. Jest to obszar, w którym przyrost objętości dymu nie został szczegółowo opisany w literaturze, a najbardziej popularnym założeniem jest przyjęcie współczynnika korekcyjnego, uzależnionego od konfiguracji przegród budowlanych w pobliżu otworu wejściowego do lokalu [53, 54].

D. Obszar pod przegrodą poziomą (antresolą, balkonem). Podobnie, jak w przypadku obszaru C, przyrost objętości dymu w obszarze D nie został szczegółowo opisany. Znanymi zaleceniami inżynierskimi dotyczącymi szacowania ilości dymu są: współczynnik przyrostu masy dymu płynącego przez obszar D, równy 2,00, postulowany w [28] oraz metoda szacowania szerokości strumienia dymu na granicy obszarów D i E, podana w [7].

E. Obszar obrócenia przepływu oraz kolumny konwekcyjnej dymu. Obszar E został szczegółowo zbadany i opisany przez wielu autorów [5, 7, 13, 55–57]. Może tutaj zachodzić niebezpieczne zjawisko cofania się dymu do przestrzeni pasaży na kondygnacjach powyżej oddymianej, co było przedmiotem rozważań w pracach [11, 14, 15].

W ocenie Autora, w odniesieniu do obszarów B, C i D istniała potrzeba przeprowadzenia szerszych badań, pozwalających w dokładniejszy sposób określić wpływ układu przegród budowlanych na przepływ dymu, co też uczynił w ramach swojej rozprawy doktorskiej [1] i w niniejszej monografii. Poruszono w nich zagadnienia związane z szacowaniem ilości dymu wypływającej z pomieszczenia objętego pożarem oraz ilości dymu płynącego pod przegrodą poziomą do tzw. krawędzi rozplwy, stanowiące warunek brzegowy późniejszych obliczeń, będących podstawą do projektowania systemów bezpieczeństwa pożarowego budynków.

Prowadzone badania ograniczono do wybranego układu przegród budowlanych, opisanego szczegółowo w rozdziale 5:

- pomieszczenia o znanych wymiarach,
- ściany, w której znajduje się otwór pomiędzy pomieszczeniem a pasażem,

- przegrody poziomej (balkon, antresola),
- pasażu handlowego.

Powyższy układ przegród można uznać za reprezentatywny w odniesieniu do rzeczywistych obiektów budowlanych, takich jak centra handlowe czy terminale lotnicze. Zakres zmienności wymiarów przegród budowlanych dobrano tak, aby wnioski z prowadzonych badań mogły być wykorzystane w praktyce, bez potrzeby ich ekstrapolacji poza zakres eksperymentu. Jednocześnie liczba analiz numerycznych niezbędna do przeprowadzenia jest uzasadniona ekonomicznie i stanowi jedno z najszerszych ujęć tematu w literaturze.

Najważniejsze z pytań, które Autor stawia w swojej monografii, brzmią:

- czy wielkość pomieszczenia (obszar A) oraz lokalizacja źródła pożaru rzutują na ilość i właściwości dymu wypływającego z pomieszczenia?,
- czy wysokość oraz szerokość otworu (obszar B) wpływają na ilość i właściwości dymu wypływającego z pomieszczenia?,
- czy współczynnik opisujący wpływ przegrody pionowej (obszar C) na drodze dymu może być opisany jedną wartością [13], czy stanowi zmienną zależną od wysokości przegrody [53, 58]?,
- w jaki sposób głębokość przegrody poziomej (obszar D) wpływa na ilość i właściwości dymu płynącego przez układ przegród budowlanych?

Oryginalność rozwiązania problemu naukowego polegała na wykorzystaniu obliczeniowej mechaniki płynów (CFD) w celu dokładnego wyznaczenia masowego strumienia dymu płynącego przez wybrane płaszczyzny. Pomiaru wykonano z wykorzystaniem autorskiej metody, polegającej na sumowaniu masowego strumienia dymu płynącego w ocenianym obszarze. W dotychczasowych badaniach fizykalnych bezpośrednio wyznaczenie ilości dymu było możliwe dopiero na końcu układu badawczego, tj. w szczytowym punkcie zbiornika dymu. Dlatego przeprowadzone do tej pory badania nie odnosiły się do samego wypływu dymu z pomieszczenia, czy opływu wybranej przegrody budowlanej, lecz do określenia całkowitej ilości dymu niezbędnej do usunięcia z pasażu (w badanym kontekście architektonicznym). Proponowana zmiana w metodologii pozwoliła na dokładniejsze uwzględnienie wpływu układu przegród w budynku na przepływ dymu. Dokładny opis zaproponowanej metody oceny przedstawiono w punkcie 5.4. Prowadzenie pomiaru wyłącznie na końcu układu przegród może prowadzić do błędnych wniosków, co pokazano na przykładzie malejącego wpływu wysokości otworu wraz z głębokością przegrody poziomej (rozd. 7, p. 8).

2. ZAGROŻENIA ZWIĄZANE Z DYMEM A BEZPIECZEŃSTWO POŻAROWE W BUDYNKU

2.1. Zagrożenia związane z dymem

Ochrona zdrowia i życia ludzi poprzez zapewnienie możliwości ewakuacji z budynku w przypadku pożaru jest najważniejszym celem stosowania systemów bezpieczeństwa pożarowego, w tym systemów wentylacji pożarowej. Ewakuacja osób jest procesem złożonym, a na jej przebieg wpływ ma wiele czynników, takich jak: architektura budynku, świadomość użytkowników i podejmowane przez nich decyzje, warunki środowiskowe panujące w budynku w czasie pożaru.

Ilościowa kwantyfikacja ryzyka związanego z pożarem była przedmiotem zainteresowań naukowych wielu badaczy. Koncepcja, która zdobyła największe uznanie, opisuje przebieg ewakuacji w tzw. czasie dostępnym oraz tzw. wymaganym czasie bezpiecznej ewakuacji. Po raz pierwszy o koncepcji czasów ewakuacji wspomniano w opracowaniu [60]. Terminologia wiążąca dostępny i wymagany czas bezpiecznej ewakuacji została zaproponowana w pracy [61], a sama metodologia szacowania dostępnego czasu ewakuacji w pracy [62]. Czas dostępny i wymagany można opisać jako:

– ASET (ang. *Available Safe Egress Time*), dostępny czas bezpiecznej ewakuacji, określający przedział czasowy od powstania pożaru do osiągnięcia warunków krytycznych, uniemożliwiających bezpieczną ewakuację z budynku – przedmiot oceny w modelach deterministycznych, takich jak CFD,

– RSET (ang. *Required Safe Egress Time*), wymagany czas bezpiecznej ewakuacji, określający przedział czasowy od powstania pożaru do opuszczenia obiektu przez ostatnią zagrożoną osobę; czas ten zawiera wszystkie składowe mające wpływ na opóźnienie początku ewakuacji, jak również czas przemieszczania się ludzi w obiekcie.

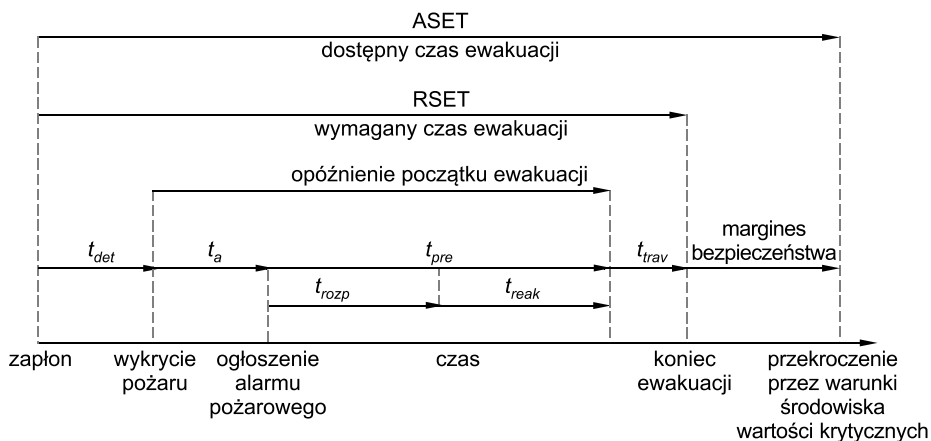
Uznaje się, że w budynku zapewniono wymagany przepisami techniczno-budowlanymi poziom bezpieczeństwa użytkowników, jeżeli czas potrzebny na ewakuację osób z budynku wraz z niezbędnym marginesem bezpieczeństwa jest krótszy od czasu, po którym warunki środowiska wywołane oddziaływaniem pożaru przekroczą przyjęte wartości kry-

tyczne. Zatem warunkiem bezpieczeństwa pożarowego w budynku jest spełnienie kryterium:

$$RSET + \text{margines bezpieczeństwa} < ASET$$

Koncepcja ASET/RSET, choć uznana i obecna w praktyce inżynierskiej od wielu lat, jest krytykowana za potencjalne błędy związane z opisem zachowania ludzi w czasie pożaru (dla RSET) oraz ze zmiennością procesu spalania, czy dowolnością doboru kryteriów oceny (dla ASET) [59]. Krytyka dotyczy jednak przede wszystkim obiektów mieszkalnych i hotelowych oraz pożarów tłących się, niebędących przedmiotem niniejszej monografii.

Zarówno dostępny, jak i wymagany czas bezpiecznej ewakuacji, opisywane są wieloma składowymi odnoszącymi się do rozwoju pożaru, układu przegród budowlanych, systemów bezpieczeństwa w budynku oraz zachowania użytkowników obiektu. W celu ustalenia długości dostępnego lub wymaganego czasu ewakuacji konieczne jest określenie poszczególnych składowych tych czasów [63]. Przebieg procesu ewakuacji wraz z podziałem na poszczególne etapy przedstawiono schematycznie na rysunku 3.



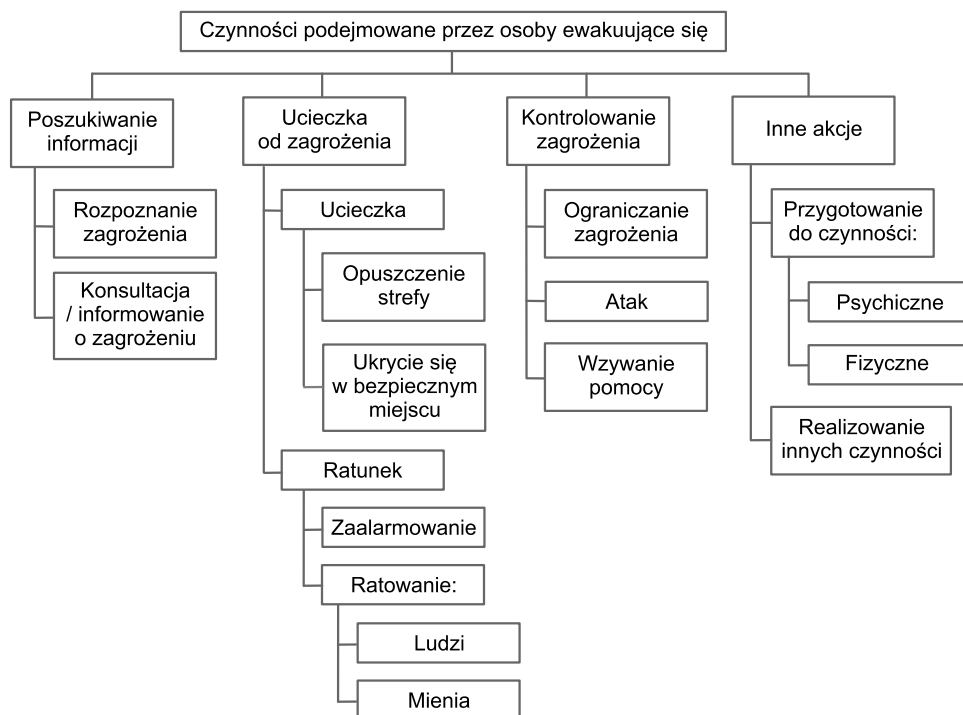
Rys. 3. Etapy procesu ewakuacji osób w osi czasu
(opracowanie Autora na podstawie [63, 64])

Składowymi wymaganego czasu bezpiecznej ewakuacji są [63]:

t_{det} – czas detekcji; czas od momentu zapłonu do wykrycia pożaru przez system sygnalizacji pożaru i do zadziałania instalacji tryskaczowej lub zaobserwowania pożaru przez pierwszych użytkowników budynku i powiadomienia przez nich obsługi obiektu,

t_a – czas alarmowania; czas od momentu wykrycia pożaru do momentu ogłoszenia alarmu pożarowego; czas ten może wynosić od zera do kilku minut, w zależności od scenariusza rozwoju zdarzeń w wypadku pożaru oraz przewidzianego czasu, jaki personel w obiekcie ma wyznaczony na rozpoznanie ewentualnego zagrożenia pożarowego,

t_{pre} – czas rozpoznania i reakcji (ang. *pre-movement time*) składający się z: t_{rozp} – czasu rozpoznania i t_{reak} – czasu reakcji; składowe odzwierciedlają czas potrzebny na reakcję osób na informację o zagrożeniu pożarowym; czas rozpoznania zależy od sposobu przekazania alarmu pożarowego – najkrótszy będzie dla osób odpowiednio przeszkolonych, powiadamianych przez dźwiękowe systemy ostrzegawcze (DSO) oraz świadomych zagrożenia pożarowego; czas reakcji jest potrzebny m.in. na: zakończenie czynności wykonywanych przez ludzi, sprawdzenie informacji o zagrożeniu, poinformowanie innych zagrożonych osób, powrót do miejsca przebywania w celu zabrania jakiegoś przedmiotu itp.; przykłady czynności wykonywanych w trakcie czasu rozpoznania i reakcji przedstawiono na rysunku 4



Rys. 4. Czynności podejmowane przez osoby ewakuujące się w czasie rozpoznania i reakcji (opracowanie Autora wg [65])

t_{trav} – czas przemieszczania się; czas od podjęcia przez użytkowników budynku decyzji o rozpoczęciu ewakuacji do momentu opuszczenia przez nich zagrożonej strefy pożarowej,

margins bezpieczeństwa – czas wymagany ze względów bezpieczeństwa pomiędzy dostępnym a wymaganym czasem ewakuacji, wyznaczany indywidualnie dla każdego analizowanego przypadku w zależności od charakterystyki obiektu i niepewności obliczeń poszczególnych elementów składowych czasu ewakuacji.

Pożar oddziałuje na użytkowników budynków przez zadymienie i transfer ciepła [66]. Efekty tego oddziaływania mają aspekt fizyczny i psychologiczny, do których można zaliczyć [67–69]:

1. Efekty zauważenia dymu lub płomieni, w tym:

– strach przed zbliżaniem się do zadymionych i gorących rejonów lub dróg ewakuacji,

– strach przed zadymieniem lub ogniem w pomieszczeniu, w którym znajduje się człowiek; strach ten może być bodźcem do podjęcia decyzji o ucieczce lub też przeszkodą, uniemożliwiającą opuszczenie zagrożonej przestrzeni (w zależności od intensywności pożaru i ilości dymu),

– zaciekawienie ogniem w pomieszczeniu i próba jego obserwacji, a także rejestracji urządzeniami elektronicznymi.

2. Ograniczoną widzialność oraz ból odczuwany w oczach na skutek działania drażniących produktów spalania i ciepła.

3. Bóle w układzie oddechowym oraz problemy z oddychaniem z powodu wdychania drażniącego dymu, który może być także bardzo gorący. W szczególnych przypadkach może to doprowadzić w ciągu kilku minut do zapaści w wyniku skurczu oskrzeli lub krtani (zwłaszcza przy astmie). W wyniku oddziaływania gorącego dymu może dojść do oparzenia płuc, którego skutki zależą od temperatury wdychanego dymu i czasu jego oddziaływania.

4. Uduszenie z powodu wdychania toksycznych gazów, powodujących omdlenia i utratę przytomności (szczególnie dotyczy to osób starszych i z chorobami układu krążenia).

5. Ból skóry i górnych dróg oddechowych w wyniku oddziaływania ciepła – prowadzący do oparzeń, hipotermii, a w konsekwencji uniemożliwiający ucieczkę.

Powyższe oddziaływania mogą utrudnić bądź uniemożliwić ucieczkę oraz prowadzić do poważnego uszczerbku na zdrowiu. Poza punktami 1 i 2 wszystkie mogą prowadzić do śmierci. Oddziaływanie dymu wpływa także na prędkość przemieszczania się osób, co w sposób ogólny opisano w pracach [65, 70], a dokładnie zbadano w [71].

Określenie wartości granicznych parametrów środowiska w czasie pożaru, uznawanych za krytyczne do wyznaczania dostępnego czasu bezpiecznej ewakuacji, przedstawiono w punkcie 2.2.

2.2. Kryteria akceptowalności ryzyka związanego z zadymieniem

Budynek może zostać uznany za bezpieczny, jeżeli poprzez działanie systemów bezpieczeństwa, w tym systemu wentylacji pożarowej, zostaną zapewnione w trakcie pożaru warunki umożliwiające bezpieczną ewakuację przez czas dłuższy niż wymagany czas bezpiecznej ewakuacji. Równie ważnym kryterium jest uwzględnienie bezpieczeństwa prowadzenia akcji ratowniczo-gaśniczej, co często oznacza zapewnienie warunków umożliwiających podjęcie działań ratowniczo-gaśniczych już w chwili ich rzeczywistego rozpoczęcia.

W obiektach handlowo-usługowych, w pomieszczeniach handlowych o powierzchni do kilkuset m², wykonanie skutecznego systemu wentylacji pożarowej nie zawsze jest możliwe lub ekonomicznie uzasadnione. W związku z tym za wystarczające uznaje się wykorzystanie systemu wentylacji pożarowej pasażu. Osoby przebywające bezpośrednio w lokalach handlowych powinny móc opuścić te pomieszczenia, zanim warunki środowiskowe w lokalu przekroczą wartości krytyczne, bez względu na działanie systemów wentylacji pożarowej. Przyjmując takie uproszczenie, należy mieć na uwadze możliwie długie opóźnienie rozpoczęcia ewakuacji przez użytkowników lokalu handlowego.

Za warunki umożliwiające bezpieczną ewakuację osób z budynku można uznać [27]:

- utrzymanie dymu na wysokości powyżej 2 m od poziomu dróg ewakuacji, co oznacza, że osoby ewakuujące się nie są narażone na bezpośrednie oddziaływanie dymu zgromadzonego pod stropem kondygnacji,
- przewidywana masowa koncentracja dymu nie jest większa niż 0,105 g/m³ na wysokości 1,80 m, co odpowiada lokalnemu zasięgowi widzialności znaków ewakuacyjnych świecących własnym światłem (nie mniejszemu niż 10 m) – stężenie dymu, na które narażone są osoby ewakuujące się, nie powinno uniemożliwiać określenia drogi ewakuacji,
- przewidywana temperatura dymu nie jest większa niż 60°C na wysokości 1,80 m oraz nie większa niż 200°C pod stropem kondygnacji – warunki środowiska akceptowalne dla krótkiego czasu ekspozycji (do 1 min),
- stężenie toksycznych produktów spalania (CO, HCN itp.) nie przekracza progów niebezpiecznych przy krótkiej ekspozycji, przy czym kryterium to często uznaje się za spełnione, jeżeli spełnione jest także kryterium widzialności oraz wysokości warstwy dymu.

Wielu autorów za kryterium widzialności uznaje zasięg widzialności znaków odbijających światło zamiast znaków świecących własnym światłem. Różnica pomiędzy podejściami polega na przyjęciu innej wartości parametru K , określającego świecenie przedmiotu obserwowanego, który dla znaków odbijających przyjmuje wartość 3, a dla znaków świecących wartość 8. Wykorzystanie parametru K w ocenie zasięgu widzialności w dymie zaproponował T. Jin [72–74], określając akceptowalny zasięg widzialności, wynoszący od 3 m do 5 m dla współczynnika ekstynkcji $0,4 \text{ m}^{-1}$ – $0,7 \text{ m}^{-1}$ (w odniesieniu do osób znajdujących budynek) oraz od 15 m do 20 m dla współczynnika ekstynkcji $0,1 \text{ m}^{-1}$ (w przypadku osób nieznających budynku). Należy zauważyć, że wartości parametru K przyjęte w literaturze określono dla stałych wartości różnicy kontrastu pomiędzy znakiem ewakuacyjnym a tłem. W rzeczywistości parametr K jest zmienna, a jego wartość zależy m.in. od: współczynnika kontrastu δ_c , luminancji znaku, natężenia światła w pobliżu znaku, odległości obserwatora od znaku oraz wielkości znaku ewakuacyjnego. Wykorzystanie w praktyce wartości parametru K równego 3 lub 8 jest podejściem konserwatywnym, a jego popularyzację można zaobserwować w pracach [75, 76], opublikowanych w renomowanym podręczniku amerykańskiego stowarzyszenia *Society of Fire Protection Engineers* (SFPE), pt. *SFPE Handbook of Fire Protection Engineering*. W świetle badań Autora [77, 78] oraz innych aktualnych źródeł wiedzy o powstawaniu dymu w pożarze [79, 80], tradycyjne wymaganie odnoszące się do widzialności znaków odbijających światło ($K = 3$), jako wartości referencyjnej dla widzialności przegród, może być uznane za zbyt daleko idące i prowadzące do znacznego przewymiarowania systemów wentylacji pożarowej. Jako kryterium oceny warunków środowiska (z uwagi na widzialność) w swojej codziennej praktyce inżynierskiej Autor wykorzystuje przewidywany zasięg widzialności znaków ewakuacyjnych świecących własnym światłem.

Za warunki środowiska wystarczające do podjęcia działań ratowniczo-gaśniczych można przyjąć [27]:

– przewidywany strumień promieniowania cieplnego od warstwy dymu nie większy niż 15 kW/m^2 w obszarze do 5 m od źródła ciepła i dymu, co oznacza, że pożar nie rozprzestrzenia się gwałtownie poprzez promieniowanie ciepłe. Jako wartość graniczną przyjęto wartość, przy której następuje samozapłon wielu materiałów palnych wykonanych z tworzyw sztucznych [81],

– przewidywany strumień promieniowania nie większy niż 5 kW/m^2 w obszarze od 5 m do 15 m od źródła pożaru, co oznacza możliwość podjęcia działań ratowniczych w warunkach umożliwiających kilkunastomi-

nutową ekspozycję z odległości wystarczającej do podania skutecznego prądu gaśniczego,

– przewidywaną temperaturę dymu nieprzekraczającą 120°C na wysokości 1,50 m powyżej posadzki w całym obszarze objętym pożarem, z wyjątkiem obszaru w odległości do 15 m od źródła ciepła i dymu, co oznacza możliwość dostępu do źródła pożaru z odległości wystarczającej do podania skutecznego prądu gaśniczego.

Podwyższonym wymaganiem do zadziałania systemu wentylacji pożarowej może być zapewnienie wolnego od dymu dostępu do źródła pożaru od strony napływu powietrza kompensacyjnego (lub drogi wejścia ekip ratowniczych). Jest ono spójne z wymaganiami dotyczącymi stanu środowiska w chwili podjęcia działań ratowniczo-gaśniczych, przy czym do jego spełnienia niezbędna jest zdecydowanie wyższa wydajność systemu wentylacji, pozwalająca zatrzymać rozprzestrzenianie się dymu do wcześniej określonego obszaru. Wymaganie to można traktować jako dodatkowe w przypadku obiektów o szczególnie dużym ryzyku powstania pożaru.

Czas, po jakim możliwe jest podjęcie działań ratowniczo-gaśniczych, zależy od wszystkich kluczowych elementów akcji ratowniczo-gaśniczej. Do czasu tego zaliczamy m.in.: czas uzyskania informacji o pożarze (powiadomienia), czas dojazdu, rozpoznanie i przygotowanie zabezpieczenia w wodę do zewnętrznego gaszenia oraz czas rozwinięcia taktycznego. Za rzeczywisty moment rozpoczęcia akcji ratowniczo-gaśniczej, po którym dalszy rozwój pożaru zależy od działań ekip ratowniczych, można uznać podanie pierwszego prądu gaśniczego w obszar objęty pożarem. W rzeczywistości czas ten może wynosić nawet od 20 min do 30 min w warunkach rutynowych oraz kilkadziesiąt minut w przypadku nieprzewidzianych komplikacji. Pomimo względnie prostej metody obliczeniowej, szacowany czas rozpoczęcia akcji ratowniczej jest obciążony dużym błędem. Długość trwania pożaru, po jakim inżynier ocenia warunki środowiskowe z uwagi na bezpieczeństwo ekip ratowniczych, powinna zostać uzgodniona z rzeczoznawcą ds. zabezpieczeń przeciwpożarowych, a za dobrą praktykę można uznać przeprowadzenie tej oceny po osiągnięciu przez pożar maksymalnej rozważanej mocy [27].

Kryteria oceny oddziaływania dymu na osoby ewakuujące się przedstawiono również w opracowaniu [83], według którego dopuszczalne oddziaływanie pożaru na osobę ewakuującą się można wyznaczyć według 3 grup, w zależności od czasu ekspozycji na działanie dymu, ciepła i toksycznych produktów spalania:

- brak ekspozycji,
- krótka ekspozycja (do 15 minut),
- długa ekspozycja (do 30 minut).

W warunkach braku ekspozycji zakłada się, że osoby ewakuujące się nie są bezpośrednio narażone na działanie pożaru bądź dymu ze względu na utrzymanie warstwy dymu na bezpiecznej wysokości (powyżej 2 m). W tym przypadku jedynym oddziaływaniem, którego wartość krytyczna może zostać przekroczona, jest kryterium promieniowania cieplnego od warstwy gorącego dymu powyżej $2,50 \text{ kW/m}^2$, co zazwyczaj jest równoznaczne z przekroczeniem średniej temperatury 200°C przez dym zgromadzony pod stropem [83].

Jeżeli przyjąć, że ewakuacja jest możliwa, gdy osoby mogą przez krótki czas być narażone na oddziaływanie dymu lub ciepła, za wartości krytyczne na wysokości 2,00 m przyjęto [83]:

- temperaturę powietrza poniżej 100°C ,
- strumień promieniowania cieplnego poniżej $2,50 \text{ kW/m}^2$,
- stężenie CO poniżej 1500 ppm oraz HCN poniżej 90 ppm,
- lokalny zasięg widzialności znaków ewakuacyjnych świecących własnym światłem powyżej 10 m.

W przypadku osób przeszkolonych w zwalczaniu pożarów i w odpowiednim ubraniu ochronnym dopuszczalne wartości krytyczne są większe. Dopuszcza się warstwę dymu na wysokości 1,50 m przy założeniu, że jej temperatura nie przekracza 120°C , a strumień promieniowania cieplnego utrzymuje się poniżej 3 kW/m^2 . Maksymalny dopuszczany czas oddziaływania takich warunków środowiskowych na osobę wynosi 10 minut [83].

Po przekroczeniu przytoczonych wartości granicznych stężenia dymu, stężenia drażniących produktów spalania bądź natężenia promieniowania cieplnego ewakuacja osób jest zazwyczaj wciąż możliwa, ale wiąże się ze znacznym spowolnieniem ucieczki oraz bardzo dużym stresem. Proces ewakuacji zachodzący w takich warunkach nie może zostać uznany za bezpieczny. Wpływ wyższych wartości stężenia dymu, produktów spalania oraz natężenia strumienia promieniowania cieplnego na możliwość ewakuacji osób przedstawiono m.in. w pracach [63, 65, 67, 75, 84]. Przy bardziej zaawansowanym podejściu do oceny wpływu pożaru na użytkowników prowadzi się analizę dawek szkodliwych czynników (dym, toksyczne produkty spalania, promieniowanie) przyjętych przez osoby ewakuujące się (FED, ang. *Fractional Effective Dose*) [83, 85, 86].

Ocena warunków środowiskowych w obiekcie jest nierozdzielnie powiązana z oceną skuteczności działania systemów wentylacji pożarowej. Autor do jakościowej oceny wyników obliczeń numerycznych CFD wykorzystuje kryteria, które opisał w Instrukcji nr 493/2015 [27].

3. PRZEPIY DYMU PRZEZ UKLAD PRZEGRÓD BUDOWLANYCH

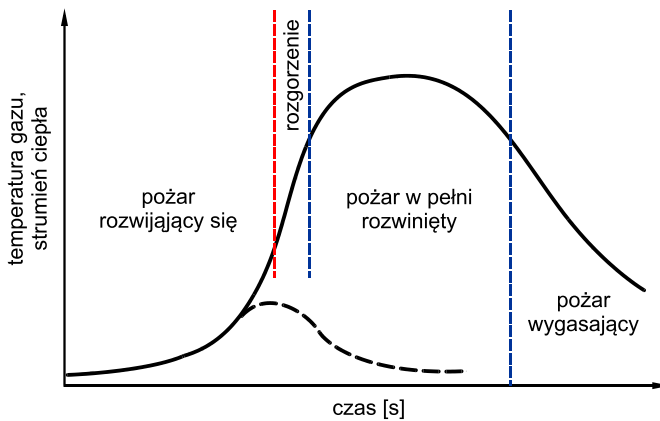
3.1. Rozwój pożaru a przepływ dymu w układzie pomieszczeń

Wyróżnia się trzy główne fazy rozwoju pożaru, przedstawione na rysunku 5, w trakcie których wpływ dymu z pomieszczenia ma różny charakter [23, 87, 88]:

I) pożar rozwijający się – moc pożaru ogranicza ilość płonących w danej chwili materiałów palnych, jego powierzchnia jest ograniczona, a średnia temperatura dymu zgromadzonego pod stropem pomieszczenia nie przekracza około 550°C do 600°C,

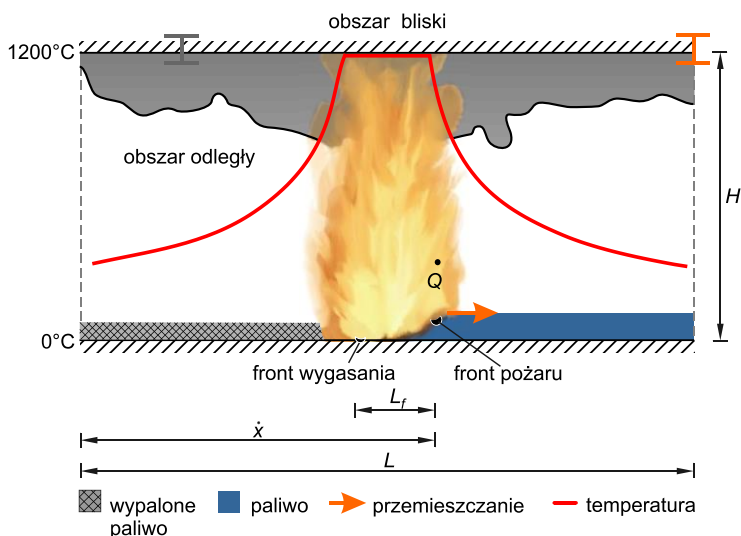
II) pożar w pełni rozwinięty – całe pomieszczenie jest objęte pożarem, a spalanie ma charakter objętościowy; moc pożaru jest ograniczona ilością tlenu dopływającego do pomieszczenia, płomienie wydostają się poza pomieszczenie objęte pożarem,

III) pożar wygasający – końcowa faza pożaru, w której wypaleniu uległa większość materiałów palnych, wydostający się dym ma niską temperaturę i dużą gęstość optyczną.



Rys. 5. Fazy rozwoju pożaru
krzywa ciągła – pożar rozwijający się przy swobodnym dostępie do tlenu,
krzywa przerywana – pożar rozwijający się do szybkiego wyczerpania
materiału palnego lub przy ograniczonym dostępie tlenu
(opracowanie Autora na podstawie [23, 87, 88])

Przejście pożaru z fazy I w fazę II ma charakter gwałtowny i jest nazywane rozgorzeniem (ang. *flashover*). Zjawisko to polega na gwałtownym samozapłonie wszystkich materiałów palnych w pomieszczeniu w wyniku oddziaływania strumienia ciepła zwróconego z warstwy gorącego dymu. Najnowsze badania wskazują, że w budynkach o dużej kubaturze lub nierównomiernym rozmieszczeniu materiałów palnych rozgorzenie może mieć charakter lokalny. W przypadku obiektów bardzo dużych ($> 500 \text{ m}^2$), wysokich lub o małej gęstości obciążenia ogniowego pożar może nie przejść do fazy II, lecz rozwijać się jako pożar przemieszczający się [89–91], co zilustrowano na rysunku 6 [89].

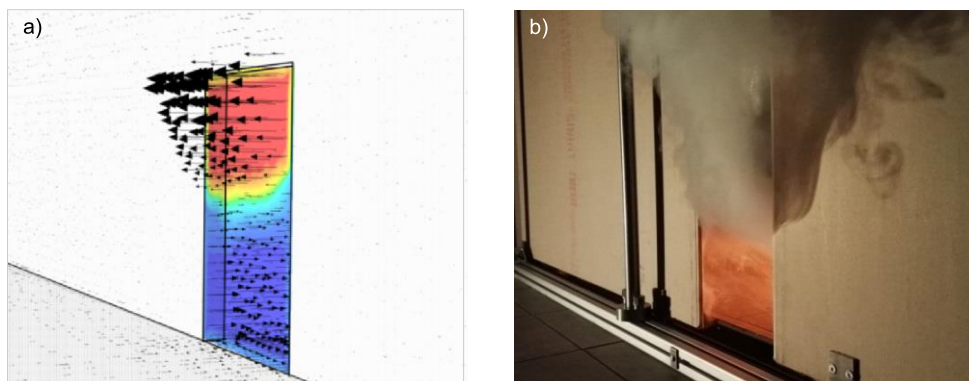


Rys. 6. Koncepcja pożaru przemieszczającego się [89]

Projektowanie wentylacji pożarowej zawsze odnosi się do pożaru w jego pierwszej fazie rozwoju. Działanie systemu wentylacji pożarowej polega na usuwaniu ciepła z warstwy gorącego dymu, co pośrednio ogranicza możliwość wystąpienia zjawiska rozgorzenia, sprzyja natomiast przejściu w fazę pożaru przemieszczającego się. Ponadto w wielu rozważaniach związanych z szacowaniem bilansu masy powietrza w otworach przegród budynku przyjmuje się, iż temperatura wypływającego dymu nie powinna przekraczać od 200°C [51] do 300°C [6]. W obiektach, w których zastosowano stałe urządzenia gaśnicze wodne, takie jak np. instalacja tryskaczowa, rozwój pożaru ograniczony jest do obszaru objętego pożarem w momencie aktywacji urządzenia gaśniczego. Powierzchnia ta zależy m.in. od wysokości pomieszczenia, temperatury aktywacji urządzenia lub indeksu

szybkości zadziałania (ang. *Response Time Index*, RTI). W odniesieniu do pożarów pomieszczeń handlowych według wielu metodologii obliczeniowych, w tym m.in. [39], przyjmuje się, że w przypadku zastosowania tryskaczy normalnych pożar osiągnie moc do 5,00 MW, a w przypadku tryskaczy szybkiego reagowania moc pożaru zatrzyma się na wartości 2,50 MW. Takie maksymalne moce pożaru przyjęto jako wartości odniesienia w badaniach własnych opisanych w niniejszej monografii.

Przepływ dymu i ciepła w pierwszej fazie rozwoju pożaru w pomieszczeniu i w jego pobliżu opisano szczegółowo w [92]. Dym powstały w pożarze płynie w strumieniu podsufitowym aż do napotkania przeszkody, a jeżeli nie jest odprowadzany, gromadzi się pod stropem pomieszczenia. Jeżeli warstwa dymu opadnie do wysokości najwyższego położonego otworu, dym wypływa przez ten otwór. W wielkokubaturowych obiektach handlowych otworem tym są zazwyczaj drzwi wejściowe do pomieszczenia, prowadzące do pasażu handlowego. W niniejszej pracy rozważania teoretyczne i eksperymentalne ograniczono wyłącznie do przypadku, w którym jedynym otworem łączącym pomieszczenie i przestrzeń zewnętrzną jest otwór wejściowy, co jest typowym układem w lokalach, których oddymianie realizowane jest przez pasaż handlowy. Zagadnienia obejmujące analizę wypływu dymu z pomieszczenia z wieloma otworami, zlokalizowanymi na różnych płaszczyznach, opisano m.in. w [93, 94]. Ilustrację wypływu dymu z pomieszczenia przedstawiono na rysunku 7.



Rys. 7. Wypływ dymu z pomieszczenia

a) rozkład temperatury w drzwiach oraz wektory prędkości przepływu powietrza w analizie numerycznej CFD, b) dym wypływający z pomieszczenia w skali modelowej 1 : 10 (opracowanie i fot. Autora)

Różnicę ciśnienia pomiędzy warstwą dymu a powietrzem otaczającym można opisać równaniem (3.1)

$$p_i - p_0 = \int_0^z (\rho_0 - \rho_i) g dz \quad (3.1)$$

3.2. Wyływ dymu z pomieszczenia objętego pożarem

Pierwszymi badaniami związanymi z przepływem dymu i ciepła przez otwór w przegrodzie w trakcie oddziaływania ognia były badania J. C. Yesmanna (1910), opublikowane w *Annales de l'Institut Polytechnique de Petrograd* [95], które przywołano w podręczniku budowy pieców W. E. Groume-Grjmailo (1932) [96]. Przepływ dymu przez otwór prowadzący do niewielkiego pomieszczenia był przedmiotem wielu badań w latach 50. do 80. XX w. Ważnym ośrodkiem, w którym prowadzono badania nad wyływem dymu z pomieszczenia, był w tym okresie tokijski *Building Research Institute* (BRI). Głównym celem tych badań było poznanie zależności pomiędzy napływem powietrza kompensacyjnego do pomieszczenia a powstaniem zjawiska rozgorzenia [97], podsumowanie tych eksperymentów przedstawiono w pracy [98]. Badania nad samym wyływem dymu z pomieszczenia prowadził już S. Yokoi w latach 60. XX w. [99], przy czym interesował go głównie rozkład temperatury w otworze okiennym. Studia nad naturalnym wyływem dymu z pomieszczenia, bez związku ze zjawiskami pożarowymi, ale przy uwzględnieniu zjawiska naturalnej konwekcji, prowadzono m.in. w Kanadzie, co przedstawiono w publikacjach [100, 101]. Rozważania te oparto na określeniu wartości liczby Nusselta (Nu) dla transferu ciepła oraz liczby Sherwooda (Sh) dla przepływu masy dymu w otworze.

Warto podkreślić, że eksperymenty i rozważania K. Stecklera zawarte w pracy [49] do dzisiaj są podstawowymi badaniami w procesie walidacji komputerowych modeli pożaru, także tych wykorzystanych przez Autora. Jednym z ostatnich eksperymentów potwierdzających ich prawidłowość, są badania wykorzystujące nowoczesne techniki laserowe w pomiarach masowego przepływu dymu (mieszanki helu i powietrza o zadanej gęstości), opisane w [102]. Analizę wyływu dymu i gorących gazów pożarowych z pomieszczenia przeprowadzono w pracy [49]. Do opisu wyływu dymu wykorzystano równanie Bernoulliego w formie (3.2), które następnie, zakładając jednorodną temperaturę dymu w warstwie, uproszczono do postaci (3.3).

$$\dot{m}_s = W_o \rho_{amb} T_a C_d \int_N^h \left[\left(\frac{2g}{T_s} \right) \int_N^z \left(\frac{1}{T_a} - \frac{1}{T_s} \right) dz \right]^{\frac{1}{2}} dZ \quad (3.2)$$

$$\dot{m}_s = \frac{2}{3} (2g)^{0,5} C_d \rho_{amb} A_o h_o^{\frac{1}{2}} \left[\left(\frac{T_a}{T_s} \right) \left(\frac{1-T_a}{T_s} \right) \right]^{\frac{1}{2}} \left(\frac{1-N}{h_o} \right)^{\frac{3}{2}} \quad (3.3)$$

Praktyczne wykorzystanie przedstawionych wyżej zależności jest możliwe jedynie dzięki zastosowaniu zaawansowanych modeli komputerowych. Po modyfikacjach wzory (3.2) i (3.3) zaimplementowano m.in. w modelu strefowym CFAST [42] lub B-RISK [43], co opisano w [103] oraz punkcie 4.2.

Uproszczenie zależności (3.2) i (3.3), pozwalające na ich zastosowanie w praktyce projektowej, przedstawił P. H. Thomas [11] za pomocą równań (3.4) i (3.5)

$$\dot{m}_w = \frac{2}{3} C_d (2g \Theta_{max,w} T_a)^{1/2} \frac{W_o \rho_{amb}}{T_{max,w}} d_w^{3/2} \quad (3.4)$$

$$d_w = \left[\frac{3 \dot{m}_w T_w}{2 C_d^{3/2} K W_o (2g \Theta_{max,w} T_a)} \right]^{2/3} \quad (3.5)$$

Alternatywną zależność (3.6) wyprowadził H. P. Morgan [6]. Różnica w podejściu Morgana i Thomasa, opisana przez R. Harrisona [54], polegała na uwzględnieniu początkowej prędkości gazów w otworze. We wzorze przedstawionym przez Morgana [6] nie przyjęto jednolitej temperatury wypływającego dymu, lecz skorygowano ją o współczynnik κ . Dla wypływu o temperaturze ustalonej wartość współczynnika κ wynosi 1. Przy innych wypływach wartość współczynnika κ wyznacza się za pomocą równania (3.7). Typowe wypływy mają określone wartości średnie współczynnika κ , wynoszące 1,51 dla temperatury dymu 10°C, 1,58 dla 100°C oraz 2,16 dla 1000°C. H. P. Morgan dla wypływu o temperaturze poniżej 300°C sugeruje wykorzystanie współczynnika κ , wynoszącego 1,3

$$\dot{m}_w = \frac{2}{3} C_d^{3/2} (2g \Theta_{max,w} T_a)^{1/2} \frac{W_o \rho_{amb}}{T_{max,w}} d_w^{3/2} \kappa \quad (3.6)$$

$$\kappa = \frac{6 T_a^2}{5 \Theta_{max,w}^2} - 2 \frac{T_a T_{max,w}}{\Theta_{max,w}^2} + \frac{4 T_{max,w}^{5/2}}{5 \Theta_{max,w}^2 T_a^{5/2}} \quad (3.7)$$

Ponieważ zarówno metoda Thomasa, jak i Morgana są trudne w praktycznym wykorzystaniu z uwagi na konieczność podania wartości parametrów, takich jak np. głębokość warstwy dymu czy temperatura warstwy dymu, powstała konieczność opracowania zależności łatwej do zastosowania w codziennej pracy nad wymiarowaniem systemów. Taką zależność zaproponowali G. O. Hansell i H. P. Morgan [104]

$$\dot{m}_w = \frac{C_e p W_o h_o^{3/2}}{\left(W_o^{2/3} + \frac{1}{C_d} \left(\frac{C_e p}{\sigma} \right)^{2/3} \right)^{3/2}} \quad (3.8)$$

Współczynnik σ w równaniu (3.8) stanowi połączenie kilku innych parametrów i wynosi 2 [12]. Współczynnik C_e zależy od wielkości (typu) pomieszczenia i przyjmuje wartości 0,19 dla pomieszczeń dużych i wysokich, 0,21 dla dużych, ale niskich oraz 0,34 dla małych [104]. Za pomieszczenie małe uznaje się takie, którego wymiar charakterystyczny jest mniejszy niż pięciokrotność średnicy pożaru, a powietrze może do niego wpłynąć tylko z jednego kierunku.

Na podstawie przeprowadzonej analizy wrażliwości metody Morgana, opisanej w [13], na podane wartości wejściowe oraz po uznaniu wartości niektórych parametrów jako konserwatywnych (np. $C_d = 1$), J.-P. Veriter przedstawił nowy parametr C_{LR} , który przyjmuje wartości 2 i 3 odpowiednio dla małych i dużych pomieszczeń [20]. Wykorzystując ten nowy bezwymiarowy współczynnik, Veriter przedstawił zależność (3.9). Oryginalny model Morgana przybliżono w punkcie 3.4 oraz szczegółowo opisano w publikacji [13]

$$\dot{m}_w = \left[\frac{H_w}{C_{LR} P^{(-2/3)} + 0,63 W_W^{(-2/3)}} \right]^{3/2} \quad (3.9)$$

Badania wielu światowych ośrodków miały na celu doprowadzenie do uproszczenia opisu wypływu dymu z pomieszczenia w celu ułatwienia procesu projektowania systemów wentylacji pożarowej. Przykład takiego uproszczenia można odnaleźć w standardzie *British Standard 7974* [55] (3.10), w którym jedynymi zmiennymi są: konwekcyjna moc pożaru \dot{Q}_c , szerokość W_o oraz wysokość otworu h_o , którym wypływa dym. Autorstwo równania przypisuje się P. H. Thomasowi, co w swojej pracy doktorskiej stwierdził R. Harrison [54]

$$\dot{m}_w = 0,09 \dot{Q}_c^{1/3} W_o^{2/3} h_o \quad (3.10)$$

Największym uproszczeniem pozwalającym oszacować wypływ dymu z pomieszczenia do przestrzeni sąsiedniej jest zależność (3.11), przedstawiona w raporcie CEN/TR 12101-5 [39] Europejskiego Komitetu Normalizacyjnego (CEN). W metodzie tej wartość współczynnika C_e dla wypływu z małego pomieszczenia do przestrzeni pasażu wynosi 0,38

$$\dot{m}_w = C_e P Y^{3/2} \quad (3.11)$$

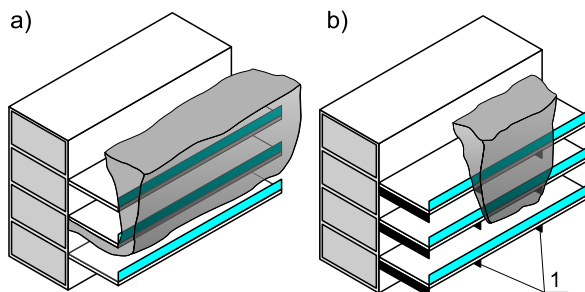
Podsumowując rozważania związane z wypływem dymu z pomieszczenia, można stwierdzić, że kluczowymi zmiennymi wpływającymi na ilość dymu transportowaną poza pomieszczenie objęte pożarem, są:

- wysokość otworu łączącego pomieszczenia,
- szerokość otworu łączącego pomieszczenia,
- moc pożaru.

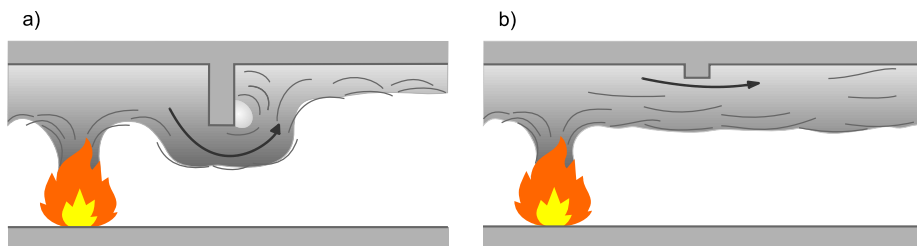
3.3. Określanie masowego strumienia dymu płynącego pod przegrodą poziomą

Dym wypływający z pomieszczenia objętego pożarem, zanim trafi do zbiornika dymu, z którego zostanie usunięty, może przemieszczać się pod przegrodami poziomymi, takimi jak strop kondygnacji wyższej, balkon lub antresola. Ponieważ przepływ dymu jest turbulentny, w jego trakcie następuje zwiększenie objętości dymu oraz zmniejszenie jego temperatury. Określenie przyrostu temperatury dymu w obszarze objętym pożarem, z wykorzystaniem samych zależności analitycznych, przysparza trudności, gdyż w dużej mierze zależy on od układu architektonicznego warunkującego przepływ. Istotna jest wysokość przegrody pionowej ponad otworem, którym wypływa dym, w literaturze tematu określana często jako wysokość „nadproża” (ang. *downstand*). Wiele metod obliczeniowych odnosi się wyłącznie do sytuacji, w której przepływ dymu ograniczony jest poprzez tzw. kurtyny kierunkujące (ang. *channeling screen*), uniemożliwiające swobodny przepływ dymu w kierunku innym niż założony (rys. 8).

Rys. 8. Różnice w oczekiwanym przepływie dymu w pomieszczeniu
 a) bez kurtyn kierunkujących,
 b) z kurtynami kierunkującymi [13];
 1 – kurtyny kierunkujące



Graficzne przedstawienie różnicy w przepływie dymu przy obecności istotnej przegrody pionowej („nadproża”) i jej braku zobrazowano na rysunku 9.



Rys. 9. Przepływ dymu w pomieszczeniu
 a) przy obecności istotnej przegrody pionowej; przepływ dymu zmienia kierunek, tworząc niewielką kolumnę konwekcyjną, b) przy braku przeszkody; obecność przegrody wprowadza dodatkową turbulencję do przepływu (opracowanie Autora)

W przedstawionych w punkcie 3.2 zależnościach, określających wpływ z pomieszczenia, często pojawia się współczynnik wypływu C_d . Współczynnik ten, nazywany również współczynnikiem kontrakcji, określa stopień wykorzystania otworu, przez który dym wypływa w sposób swobodny. Próbę wyznaczenia wartości współczynnika wypływu przedstawili J. Prahl i H. W. Emmons [52], opierając się na analizie strumieni wypływu z i do pomieszczenia objętego pożarem. W swojej pracy wyróżnili dwa współczynniki: wypływu z pomieszczenia C_o (3.12) oraz napływu do pomieszczenia C_i (3.13)

$$C_o = \frac{W_o m}{\frac{\sqrt{8}}{3} (r(1-r))^{1/2} h_o^{3/2}} \quad (3.12)$$

$$C_i = \begin{cases} \frac{W_i m}{(2(1-r)D)^{1/2} \left(h_i - \frac{D}{3}\right)}, & 0 < D \leq h_i \\ \frac{W_i m}{\frac{\sqrt{8}}{3} (1-r)^{1/2} h_i^{3/2}}, & D > h_i \end{cases} \quad (3.13)$$

W swoich badaniach J. Prahl i H. Emmons wielokrotnie odnosili się do wartości współczynnika wypływu równej 0,68, dla której uzyskali dobrą zgodność pomiędzy obliczeniami analitycznymi i badaniami eksperymentalnymi. W publikacji [52] opisano również analizę wrażliwości

współczynnika wypływu na wartość liczby Reynoldsa (Re). W późniejszych badaniach prowadzonych w różnych ośrodkach naukowych, wielokrotnie odnoszących się do pionierskich badań Prahla i Emmons, współczynnik wypływu z pomieszczenia zmieniał swoją formę i opis, stając się w niektórych opracowaniach „współczynnikiem nadproża” (ang. *downstand coefficient*). Wartości przypisywane współczynnikowi C_d wynoszą 1 lub 0,65, gdy „nadproża” nie ma lub ma ono istotny wpływ na przepływ dymu. Rozrzut ten można przypisać charakterowi opływu „nadproża” przez dym – w momencie, gdy na drodze dymu pojawia się istotna przeszkoda, przepływ ma charakter silnie turbulentny, co uzasadnia mniejszą wartość współczynnika C_d . Współczynnik, w odróżnieniu od zmiennej wartości przedstawionej w [52], otrzymał jedną wartość, zapewniającą najlepszą zgodność wyników badań eksperymentalnych z modelami matematycznymi. Przez te zmiany i przekształcenia współczynnik wypływu dymu przez otwór zatracił swój uniwersalny charakter i sens fizyczny. Co więcej, w przypadku wypływu o niewielkiej prędkości, np. przez duży otwór w przegrodzie pomiędzy lokalem handlowym a pasażem, opór powstały na otworze wylotowym jest znikomy i nie wpływa na sam przepływ. Jest to zgodne z wynikami badań eksperymentalnych przeprowadzonych przez Autora i przedstawionych w punkcie 6.3.

Na potrzeby analiz inżynierskich, uwzględniających nowe osiągnięcia w modelowaniu przepływu dymu, zmodyfikowaną metodę określania wartości współczynnika wypływu zaproponowali także R. Harrison i M. Spearpoint [58]:

- dla $(W_o/d) < 3$, $C_d = 0,76$,
- dla $3 < (W_o/d) < 8$, $C_d = 0,05 (W_o/d) + 0,62$,
- dla $(W_o/d) > 8$, $C_d = 1$.

Określenie współczynnika wypływu C_d nie leży wyłącznie w obszarze zainteresowania inżynierów bezpieczeństwa pożarowego, było również przedmiotem badań w dziedzinie inżynierii wiatrowej, w których także wskazano zależność pomiędzy liczbą Reynoldsa a współczynnikiem wypływu [105, 106]. Różnica w podejściu inżynierii pożarowej i wiatrowej polega na sposobie określenia ciśnienia w płaszczyźnie otworu – w przypadku inżynierii wiatrowej profil ciśnienia w całym otworze jest jednorodny. W przypadku wypływu powodowanego pożarem, wypływowi dymu górną częścią otworu zawsze towarzyszy napływ świeżego powietrza przez dolną część otworu – przy założeniu, że w pomieszczeniu znajduje się tylko jeden otwór.

Prace nad określeniem przyrostu masy dymu płynącej pod przegrodą poziomą prowadzili H. P. Morgan i G. O. Hansell [104]. Powołując się na

nieopublikowaną pracę N. R. Marshalla, co cytuje R. Harrison [54], procentowy przyrost masy dymu zmieniał się od 73% – w przypadku otworu o szerokości 7 m do około 150% w przypadku szerokości 14 m. R. Harrison wskazuje, że przyrost masy dymu w dużej mierze zależy od otworu. Ponieważ na podstawie przeprowadzonych badań jednoznaczne określenie ilości dymu płynącego pod przegrodą poziomą było niemożliwe, do zastosowań inżynierskich zaproponowano dwukrotne zwiększenie masy dymu dopływającego do krawędzi rozplywu m_s , w stosunku do masy dymu wypływającego z pomieszczenia objętego pożarem m_w , co przedstawiono w równaniu (3.14). Związek ten zawarto także w wytycznych *Building Research Establishment* [13], w których stwierdzono konieczność przeprowadzenia większej liczby badań w tym obszarze

$$\dot{m}_s = 2\dot{m}_w \quad (3.14)$$

Równanie (3.14) zostało określone jako konserwatywne m.in. przez G. O. Hansella [107] czy G. Garrada (przywołane w [54]). Podobne podejście przedstawił J.-P. Veriter [20], przy czym w jego rozważaniach współczynnik przyrostu masy dymu równy 2 należy zastosować wyłącznie w przypadku wystąpienia przegrody pionowej pomiędzy pomieszczeniem a przegrodą poziomą.

W stosunku do przepływu ograniczonego kurtynami kierunkującymi, zależność pozwalającą określić przyrost dymu pod balkonem wprowadzili R. Harrison i M. Spearpoint [58]. Swoją analizę przeprowadzili na podstawie serii eksperymentów numerycznych w programie *Fire Dynamics Simulator* (FDS) 3.0, a następnie zweryfikowali w ograniczonym zakresie z wykorzystaniem modeli fizykalnych w skali 1 : 10. Równanie (3.15) znajduje zastosowanie wyłącznie do przepływu ukierunkowanego, dla którego szerokość otworu jest równa odległości pomiędzy kurtynami, a także w zakresie wysokości otworu h_o , szerokości otworu W_o i głębokości przegrody poziomej b , przedstawionych w równaniach (3.16) i (3.17)

$$\dot{m}_s = 0,89 \left(\frac{h_o}{W_o} \right)^{-0,92} \left(\frac{h_b \dot{m}_w}{W_o} \right) \quad (3.15)$$

$$1,16 < \left(\frac{h_o}{W_o} \right)^{-0,92} \left(\frac{h_b}{W_o} \right) < 2,23 \quad (3.16)$$

$$\left(\frac{h_b}{h_o} \right) \left(\frac{b}{h_b - h_o} \right) \geq 2,5 \quad (3.17)$$

Wyprowadzenie zależności (3.18), przewidzianej dla szerszego zakresu warunków brzegowych, przedstawili Y. Ko i G. Hadjisophocleous [53]. Swoją pracę oparli na wynikach analiz numerycznych przeprowadzonych z wykorzystaniem programu FDS. Autorzy analizowali wpływ szerokości pomieszczenia i wielkości pożaru przy stałych wartościach parametrów, takich jak: wysokość przegrody ponad otworem, głębokość przegrody poziomej i wysokość kurtyn kierunkujących

$$\dot{m}_s = 1,2 \left(\frac{h_b}{h_o} \right)^{1/2} \dot{m}_w \quad (3.18)$$

Autorzy [53] zaproponowali także zmianę równania (3.14), zastępując stałą współczynnik równy 2 współczynnikiem a , który dla różnych konfiguracji przegród przyjmuje wartości:

- $a = 1,15$ (brak przegrody pionowej, kurtyny kierunkujące obecne),
- $a = 1,60$ (przegroda pionowa ponad otworem; kurtyny kierunkujące obecne),
- $a = 1,40$ (brak przegrody pionowej, brak kurtyn kierunkujących),
- $a = 2,00$ (przegroda pionowa, brak kurtyn kierunkujących).

Wartości współczynnika przyrostu masy dymu wyznaczone przez Autora przedstawiono w punkcie 6.3.

Nową zależność (3.19), opisującą wpływ dymu przez otwór drzwiowy, dla pożaru w pierwszej fazie przedstawili N. Johansson i P. van Hees [51], przy temperaturze górnej warstwy dymu wynoszącej około 200°C

$$\dot{m}_s = 0,684 A_o h_o^{1/2} (1 - D) \quad (3.19)$$

W równaniu (3.19) wartość D jest stosunkiem wysokości nadproża do wysokości otworu łączącego pomieszczenia, a wzór ma zastosowanie do wartości tego parametru mniejszej od 0,70. Przedstawiona zależność nie uwzględnia mocy pożaru – jest właściwa dla przepływu o znanej temperaturze górnej warstwy dymu, tj. stosunek temperatury dymu do temperatury otoczenia wyrażony w [K] powinien wynosić około 1,7. Wartość mnożnika 0,684 jest wynikiem powiązania ze sobą współczynnika wypływu przez otwór (około 0,7), stałej przyciągania ziemskiego oraz gęstości otaczającego powietrza. Należy zauważyć, że zależność (3.19) była walidowana dla otworów wejściowych o szerokości odpowiadającej drzwiom jednoskrzydłowym.

Odnosnie do małych otworów (otwór drzwiowy) autorzy pracy [108] opracowali udoskonaloną zależność, opisującą strumień masy dymu płynącego przez otwór, a jego wartość uzależnili od temperatury wpływającego dymu. Badania oparto na wynikach badań eksperymentalnych

S. Yokoi [99]. Należy podkreślić wkład Y. P. Lee i M. A. Delichatsiosa w określanie wpływu dymu przez otwory okienne i znaczenie tego wpływu dla rozprzestrzeniania się ognia po fasadzie budynku [109–111].

Inną formę uwzględnienia wymiarów otworu łączącego pomieszczenie z pasażem oraz wielkości przegrody poziomej przedstawiła M. Law [7], co później zaadaptowano w normach NFPA [57]. Wzór na określanie teoretycznej szerokości kolumny konwekcyjnej dymu na krawędzi rozplywu ma postać

$$W_{e,s} = W_o + b \quad (3.20)$$

Alternatywne podejście zaprezentował G. Sztarbała [112], postulując określenie szerokości kolumny dymu na krawędzi przegrody poziomej niezależnie od głębokości przegrody

$$W_{e,s} = 3 W_o \quad (3.21)$$

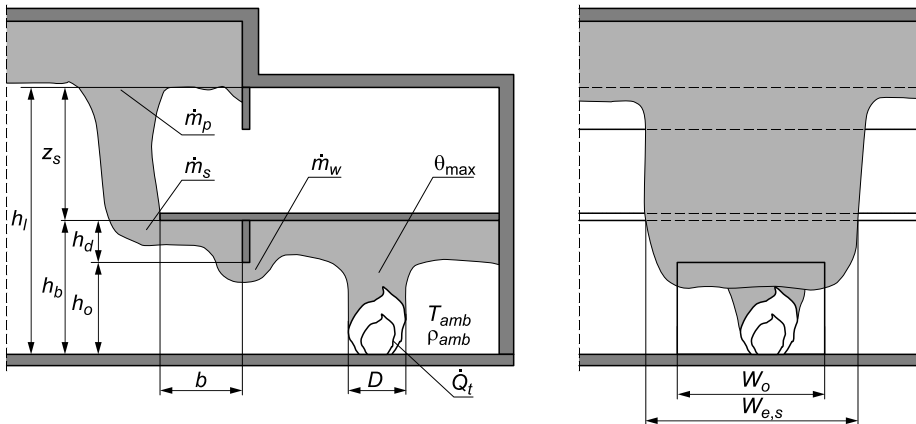
Wartość współczynnika $W_{e,s}$ stanowi parametr brzegowy dla równań opisujących tzw. trójwymiarową kolumnę konwekcyjną dymu, przedstawionych w punkcie 3.4. W sytuacji, w której szerokość przepływu dymu pod przegrodą poziomą determinują kurtyny kierunkujące, bardzo ważną jest ich głębokość. Znajac masę dymu wypływającą z pomieszczenia oraz ogólne parametry przegród budowlanych w budynku, możliwe jest oszacowanie głębokości warstwy dymu pomiędzy kurtykami kierującymi oddalonymi od siebie o znaną odległość W_{CH} , co przedstawiono w zależności

$$d_w = \left[\frac{3\dot{m}_w T_s}{2C_d^{3/2} KW_{CH} \rho_{amb} (2g \Theta_{\max,w} T_a)} \right]^{2/3} \quad (3.22)$$

3.4. Określanie masowego strumienia dymu wpływającego do zbiornika dymu

Określenie prostej zależności analitycznej umożliwiającej oszacowanie ilości dymu wpływającego do zbiornika dymu dla kolumny konwekcyjnej rozplywającej się było przedmiotem wielu projektów badawczych na świecie. Jeden z pierwszych dokumentów podsumowujących stan wiedzy w tym obszarze przedstawił P. H. Thomas [46], przegląd znanych metod opisała także M. Law [7]. Całościowy stan wiedzy w obszarze modelowania masowego strumienia dymu w kolumnach konwekcyjnych rozplywających się przedstawił R. Harrison w swojej rozprawie doktorskiej [54]. Następnie pojawiły się kolejne prace [15, 20, 113, 114] analizujące różne aspekty zagadnienia. Wybrane metodologie wykorzystywane w praktyce

zostały porównane w [22]. Porównanie wspomnianych metod jest szczególnie trudne, gdyż opracowane zostały przez różnych autorów i w inny sposób określają wysokość, na jakiej przyrasta dym. Graficzne przedstawienie zmiennych wykorzystywanych w metodach obliczeniowych pokazano na rysunku 10.



Rys. 10. Graficzne przedstawienie zmiennych wykorzystywanych w obliczeniach analitycznych [22]

Ze względu na liczbę badań przeprowadzonych nad rozplywem dymu w dwu- i trójwymiarowej kolumnie konwekcyjnej poniżej przedstawiono wzory, które mają dziś zastosowanie praktyczne. Należy także wyróżnić prace [10, 11, 13, 115–117]. W niniejszej monografii nie poruszono zagadnień związanych z przepływem dymu w ograniczonej kolumnie konwekcyjnej (ang. *adhered spill plume*), której poświęcono badania przedstawione m.in. w [15, 54, 113].

Bazując na wynikach własnych badań [10] oraz wynikach badań N. R. Marshala i H. P. Morgana [118] oraz G. O. Hansella [107], M. Law przedstawiła nową propozycję równania opisanego w publikacji [7], który można zastosować dla trójwymiarowej kolumny konwekcyjnej dymu (3.23). Znając podstawowe parametry pożaru projektowego, wymiary przegród budowlanych, a także szacowaną szerokość warstwy dymu odrywającej się od krawędzi balkonu, można oszacować ilość dymu wpływającego do zbiornika. Ponieważ metoda ta wymaga podania efektywnej szerokości kolumny konwekcyjnej dymu na granicy balkonu, M. Law proponowała wykorzystanie do tego celu równania (3.20)

$$\dot{m}_p = 0,31(Q_t W_{e,s}^2)^{1/3} (Z_s + 0,25 h_b) \quad (3.23)$$

Przy odniesieniu do wyników badań eksperymentalnych w pełnej skali, prowadzonych przez G. D. Lougheeda, zależność (3.23) została zmodyfikowana (3.24) i w tej formie opublikowana w wytycznych NFPA 92, jako podstawa do obliczeń wydajności systemów wentylacji pożarowej budynków wielkokubaturowych [57]. Równanie w tej samej formie przedstawiono także w wytycznych [119] oraz [120], przy czym wykorzystano tylko konwekcyjną część mocy pożaru zamiast całkowitej. Wiarygodność przedstawionej metodologii była kwestionowana [22, 54, 121, 122] jako dająca zbyt duże wyniki dla dużych wysokości kolumny konwekcyjnej. W wytycznych NFPA, w których opisywaną metodologię przywołano, zaleca się, aby obliczeniom analitycznym towarzyszyły obliczenia numeryczne z wykorzystaniem CFD w celu potwierdzenia poprawności obliczeń

$$\dot{m}_p = 0,36(Q_t W_{e,s}^2)^{1/3} (Z_s + 0,25 h_b) \quad (3.24)$$

Dzięki analizie statystycznej danych eksperymentalnych, przedstawionych przez N. R. Marshalla i R. Harrisona [121], M. Poreh [116] wyprowadził równanie dla dwuwymiarowej kolumny konwekcyjnej dymu (tzw. kolumny liniowej). Opierając się na wynikach tych badań, P. H. Thomas [12] zmodyfikował zależność do postaci

$$\dot{m}_{p,2D} = 0,16(\dot{Q}_c W_{e,s}^2)^{1/3} Z_s + 1,2 \dot{m}_s + 0,0027 \dot{Q}_c \quad (3.25)$$

Zależność (3.25) pozwala na oszacowanie masy dymu bez konieczności określania wirtualnego źródła dymu. Dla dwuwymiarowej (liniowej) kolumny konwekcyjnej wartość przyrostu dymu w kolumnie oblicza się w przeliczeniu na każdy metr jej szerokości. W celu określenia przepływu w kolumnie trójwymiarowej niezbędne jest uwzględnienie przepływu także na końcach kolumny [116]

$$\dot{m}_{p,3D} = \dot{m}_{p,2D} + \dot{m}_{p,ends} \quad (3.26)$$

P. H. Thomas wykorzystał wyprowadzoną przez siebie zależność na głębokość warstwy dymu, podstawiając ją do wyników wcześniejszych badań M. Poreha [116], uzyskując równanie (3.27), które znalazło zastosowanie w praktycznych wytycznych BS 7974 [120]

$$\dot{m}_p = 0,16(\dot{Q}_c W_{e,s}^2)^{1/3} Z_s + 1,4 \dot{m}_s + 0,0014 \dot{Q}_c \quad (3.27)$$

Analizując wyniki badań eksperymentalnych Hansella [107], Thomas przedstawił także wariację równania (3.27) dla kolumny trójwymiarowej, które przyjęło postać

$$\dot{m}_{p,3D} = 0,34 \left(\dot{Q}_c W_{e,s}^2 \right)^{1/3} Z_s + 2,64 \dot{m}_s - 0,0083 \dot{Q}_c \quad (3.28)$$

W latach 2006 – 2009 R. Harrison i M. Spearpoint przeprowadzili serię badań w skali modelowej z wykorzystaniem metody CFD, w odniesieniu do których wyprowadzili modyfikację równania (3.28) do postaci [56]

$$\dot{m}_p = 0,22 \left(\dot{Q}_c W_{e,s}^2 \right)^{1/3} Z_s + 1,92 \dot{m}_s - 0,0042 \dot{Q}_c \quad (3.29)$$

Przeprowadzone badania obejmowały zarówno symulacje numeryczne z wykorzystaniem modelu FDS i Jaśmine, jak i badania fizyczne w skali 1 : 10. Drugą zależnością przedstawioną przez R. Harrisona i M. Spearpointa [56] dla kolumny konwekcyjnej trójwymiarowej było równanie (3.30), którego zastosowanie ograniczono do $(W_{e,s}/d) < 13$

$$\dot{m}_p = 0,3 \dot{Q}_c^{1/3} W_z^{1/6} d^{1/2} Z_s + 1,34 \dot{m}_s \quad (3.30)$$

Za najbardziej rozbudowaną metodę obliczania masy dymu wpływającej do zbiornika można uznać metodę BRE [13], opublikowaną wcześniej przez H. P. Morgana i R. N. Marshalla [118]. Ograniczeniami tej metody są założenia: przepływ jest prostopadły do krawędzi przegrody poziomej i ograniczony ścianami lub kurtynami kierunkującymi, a prędkość przepływu powietrza poniżej warstwy dymu jest mniejsza niż prędkość przepływu w warstwie dymu. Ponadto przyjmuje się, że sufit jest doskonale płaski. Procedura obliczeniowa składa się z sześciu kroków. Określa się kolejno warunki brzegowe (architektura, wybrane parametry opisujące pożar i dym), oblicza przepływ dymu pod przegrodą poziomą oraz w chwili, w której dym przepływa przez krawędź tej przegrody. Następnie określa się nowe, ekwiwalentne źródło dymu i szacuje ilość powietrza, która miesza się z dymem w kolumnie konwekcyjnej dla nowego źródła. Ostatni etap analizy obejmuje określenie dodatkowego mieszania się dymu z powietrzem na wolnych końcach kolumny.

Powyższa metodologia, choć uznana w środowisku, przysparza wiele trudności w bezpośrednim zastosowaniu. Liczba zmiennych i założeń, jakie musi poczynić jej użytkownik, sprawia, że metoda jest bardzo wrażliwa na pomyłki i niedokładności. Próbę uproszczenia metody podjął w swojej pracy J.-P. Veriter [20]. Z parametrów, które wykorzystywane są w metodzie BRE, wytypował te najsilniej wpływające na końcowy wynik, a następnie uśrednił ich wartości, ograniczając liczbę parametrów, które

do metody musi wprowadzić użytkownik. Uproszczone równania (3.31) – (3.33), pozwalające określić strumień masy w nieograniczonej kolumnie konwekcyjnej, przedstawiono poniżej

$$\dot{m}_{p,3D} = \dot{m}_{p,2D} + \dot{m}_{p,ends} \quad (3.31)$$

$$\dot{m}_{p,2D} = 0,205 \dot{Q}_c^{1/3} W_b^{2/3} W_{e,s} + 1,65 \dot{m}_b + 0,0033 \dot{Q}_c \quad (3.32)$$

$$\dot{m}_{p,ends} = 0,03 \left(\frac{\dot{Q}_c}{W_R} \right)^{1/3} W_{e,s}^2 + \left(\frac{0,4 m_b \dot{Q}_c^{2/15}}{W_R} \right) W_{e,s} \quad (3.33)$$

Uproszczona przez J.-P. Veritera metoda BRE pozwala na uzyskanie wyniku w trzech krokach analizy, zamiast w sześciu. Liczba zmiennych, które należy podać jest mniejsza, pozostawiając mniej możliwości popełnienia błędu. Największa różnica pomiędzy wynikami określonymi metodą Veritera a metodą BRE wynosi 8%, przy czym średnia różnica dla swobodnej kolumny konwekcyjnej dymu wynosi mniej niż 1% [20].

Przedstawione wyżej zależności matematyczne, opisujące przepływ dymu w układzie przegród budowlanych, są wystarczające do wstępnego wymiarowania systemów wentylacji pożarowej, jednak obliczenia te mogą być obciążone dużym (nieznany) błędem. Zwiększenie dokładności opisu przepływu ciepła i dymu w układzie przegród budowlanych możliwe jest jedynie z wykorzystaniem analiz CFD dla ruchu turbulენტnego lub w wyniku modelowania fizykalnego.

4. MODELOWANIE PRZEPLYWU DYMU

4.1. Modelowanie fizykalne

Podstawę badań fizykalnych w skali modelowej może stanowić twierdzenie E. Buckinghama, zwane także twierdzeniem Π [123, 124], opublikowane w 1914 r. i będące zapisem matematycznym metody skalowania Rayleigha. Twierdzenie stanowi: każdą funkcję n parametrów wymiarowych a_i , z których k ma wymiary podstawowe, można przedstawić w postaci $(n-k)$ funkcji parametrów bezwymiarowych typu Π . Jeżeli parametry bezwymiarowe Π będą identyczne dla dwóch różnych sytuacji (np. dwóch różnych skal opisu), to zjawisko będzie przebiegało identycznie, pomimo różniących się parametrów typu a_i [125].

Badania w skali modelowej prowadzi się z zachowaniem podobieństwa geometrycznego modelu w stosunku do rzeczywistej architektury obiektu oraz jednoczesnego zachowania innych wybranych kryteriów podobieństwa zjawisk fizycznych. Wybór skali geometrycznej ma charakter arbitralny, ale niesie ze sobą daleko idące konsekwencje. Przykładowo, skala 1 : 100, choć pozwala na odwzorowanie dużych obiektów budowlanych, rodzi problemy z wytworzeniem miniaturowej aparatury pomiarowej, która nie będzie wpływała na przepływ dymu. W popularnej skali 1 : 23 [126], wykorzystywanej w modelowaniu przepływu powietrza w tunelach [127], rzeczywista prędkość przepływu około 2-3 m/s jest modelowana przepływem o małej prędkości (< 0,5 m/s), co rodzi problemy związane z jej wiarygodnym pomiarem. Zastosowanie dużej skali (np. 1 : 2 czy 1 : 3) upraszcza pomiar prędkości przepływu powietrza i dobór aparatury pomiarowej, ale wiąże się z koniecznością budowy dużego i kosztownego modelu oraz generacją ciepła bliską rzeczywistemu pożarowi, z czym wiążą się liczne zagrożenia. Nie istnieje złoty środek, a decyzję o doborze skali zespół badawczy powinien podjąć po wnikliwej analizie możliwości sprzętu pomiarowego i stanowiska badawczego. Metodologia wykorzystania badań w skali modelowej była częścią wielu dotychczasowych analiz w przedmiotowym obszarze, spośród których można wymienić [5, 118, 128–132]. Opis metody badań fizykalnych na potrzeby bezpieczeństwa pożarowego znajduje się w [40, 129] oraz w [28, 37, 57].

W przypadku zjawisk zachodzących w czasie pożaru podstawą modelowania jest zachowanie liczby Froude'a (Fr) – wyrażenie (4.1). Liczba

Froude'a jest jedną z liczb podobieństwa, opisującą stosunek sił bezwładności do siły ciężkości:

$$\text{Fr} = \frac{V_u^2}{gl} \quad (4.1)$$

Odwzorowanie różnicy gęstości płynów, a co za tym idzie powstałej siły wyporu, w badaniu modelowym jest możliwe na kilka sposobów. Najprostszym jest wydzielanie ciepła w określonej ilości – podejście wykorzystane w rozważaniach Autora i opisane wzorem (4.4). Alternatywnym podejściem jest wykorzystanie mieszaniny helu i powietrza o określonej gęstości [18, 102, 133, 134] lub mieszaniny wody o różnym stopniu zasolenia [52, 135, 136].

Wśród zjawisk zachodzących w warunkach pożaru dominują siły wyporu oraz praca wentylacji pożarowej. Zjawisko tarcia ma ograniczony wpływ na przepływ płynu, przez co zachowanie liczby Reynoldsa (Re) – wyrażenie (4.2) nie jest wymagane – o ile jej wartość dla przepływu dymu jest większa niż 10 000. Jest to znaczne uproszczenie samego badania, ponieważ jednoczesne zachowanie zarówno liczby Fr , jak i liczby Re jest niezmiernie trudne i wymagałoby skalowania chropowatości przegród lub lepkości kinematycznej płynu

$$\text{Re} = \frac{V_u l \rho}{\mu} \quad (4.2)$$

Kryterium liczby Froude'a ma postać:

$$\text{Fr}_m = \text{Fr}_r \quad (4.3)$$

Pozostałe, ważne w modelowaniu przepływu w warunkach pożaru, mierzalne wartości fizyczne można opisać poniższymi zależnościami. W równaniach (4.4) – (4.9) indeksem m oznaczono wartości mierzalne w skali modelowej, indeksem r – wartości rzeczywiste, natomiast stosunek x_m/x_r określa skalę geometryczną:

– szybkość wydzielania ciepła, [kW]

$$\frac{\dot{Q}_m}{\dot{Q}_r} = \left(\frac{x_m}{x_r} \right)^{5/2} \quad (4.4)$$

– prędkość przepływu powietrza, [m/s]

$$\frac{V_m}{V_r} = \left(\frac{x_m}{x_r} \right)^{1/2} \quad (4.5)$$

– czas, [s]

$$\frac{t_m}{t_r} = \left(\frac{x_m}{x_r} \right)^{1/2} \quad (4.6)$$

– energia, [kJ]

$$\frac{E_m}{E_r} = \left(\frac{x_m}{x_r} \right)^3 \quad (4.7)$$

– zmiana masy, [kg]

$$\frac{\dot{m}_m}{\dot{m}_r} = \left(\frac{x_m}{x_r} \right)^3 \quad (4.8)$$

– temperatura, [K]

$$T_m = T_r \quad (4.9)$$

Przykład modelowania z wykorzystaniem liczby Fr, zbliżony do tutaj opisanego, przedstawił J. G. Quintiere [92], bazując na eksperymentach [137, 138]. W odniesieniu do przepływu dymu w warunkach pożaru wyprowadzony układ równań bezwymiarowych obejmuje wyrażenia od (4.10) do (4.13):

$$\left\{ \hat{T}, \hat{Y}_i, \frac{\dot{m}_F}{\dot{m}_{F,0}} \right\} = f \left\{ \hat{x}_i, \hat{t}, m_{F,0}^*, P, \frac{\Pi_8 \Pi_6}{\Pi_5} = \frac{h_c \delta_w}{k_w}, \frac{\Pi_8^2 \sqrt{l/g}}{t_F} = \left(\frac{\rho c}{k} \right) \frac{\delta_w^2}{t_F} \right\} \quad (4.10)$$

$$\Pi_5 = \frac{\text{przewodzenie}}{\text{entalpia}}, Q_k^* \quad \frac{(k\rho c)_w^{1/2}}{\rho c_p g^{1/4} l^{3/4}} \quad (4.11)$$

$$\Pi_6 = \frac{\text{konwekcja}}{\text{entalpia}}, Q_c^* \quad \frac{h_c}{\rho c_p \sqrt{gl}} \quad (4.12)$$

$$\Pi_8 \quad \left(\frac{\rho c}{k} \right)_w^{1/2} \left(\frac{g}{l} \right)^{1/4} \delta_w \quad (4.13)$$

Walidację powyższych założeń w swojej pracy doktorskiej przedstawił R. Harrison [54]. Badania prowadzone przez P. H. Thomasa [5, 114] i innych [117, 139] potwierdziły przydatność badań w skali do określania parametrów przepływu dymu w skomplikowanych układach przegród budowlanych.

4.2. Modelowanie strefowe

Podstawowym założeniem w modelowaniu strefowym jest podział pomieszczenia na określoną liczbę termicznie jednorodnych stref, nazywanych objętościami kontrolnymi. Dla objętości tych rozwiązuje się układy równań zachowania masy, energii i składników mieszaniny w funkcji czasu, który poddano dyskretyzacji, dzieląc go na kroki czasowe. Danymi wejściowymi modeli strefowych są dane eksperymentalne, dokładnie określające szybkość wydzielania ciepła i dymu. Obliczenia modelowe dostarczają danych dotyczących najistotniejszych parametrów pożaru w funkcji czasu w każdej ze stref [140].

W zależności od stadium rozwoju pożaru modele strefowe wyróżniają:

- dwie strefy (warstwa gorąca i zimna) – pożary rozwijające się,
- jedną strefę (pożary w pełni rozwinięte),

przy czym w niektórych przypadkach obszar kolumny konwekcyjnej pożaru lub strumienia podsufitowego traktowany jest jako niezależna strefa opisana własnym podmodelem matematycznym [40].

Równania zachowania masy, energii i składników mieszaniny rozwiązywane są dla każdej ze stref i każdego kroku czasowego. Zasada zachowania pędu nie jest wyrażona *explicite*, ale jest zawarta w równaniach analitycznych, opisujących różnicę ciśnienia i prędkości gazów przepływających przez otwory wentylacyjne. W podobny sposób modelowane są procesy składowe pożaru, takie jak przepływ w kolumnie konwekcyjnej czy wymiana ciepła [141].

Modelowanie strefowe ma szereg ograniczeń, wynikających z uproszczeń przyjętych w dyskretyzacji przestrzeni i założeniach [140, 142]. Ograniczenia można opisać następująco:

- gazy pożarowe to gazy doskonałe ze stałą masą molową i ciepłem właściwym (c_v i c_p),
- wymiana gazowa na granicach stref zachodzi w wyniku różnicy ciśnienia lub mieszania turbulentnego,
- spalanie jest traktowane jako źródło masy i energii, bez uwzględnienia kinetyki reakcji chemicznych,
- nie określa się czasu, w którym kolumna konwekcyjna dociera do sufitu lub granic pomieszczenia; czas ten jest równy zero,
- pomija się pojemność cieplną elementów wyposażenia pomieszczenia, energia jest tracona jedynie przez przegrody budowlane i otwory wentylacyjne,
- powierzchnia rzutu poziomego pomieszczenia nie zmienia się wraz z jego wysokością,

- ciśnienie wewnątrz pomieszczenia jest stałe, pomijana jest zmiana ciśnienia wraz z wysokością, związana z ciśnieniem hydrostatycznym,
- przepływ masy dymu do kolumny konwekcyjnej jest spowodowany mieszaniem turbulentnym oraz parciem zewnętrznym wywieranym na kolumnę konwekcyjną przez siły wyporu,
- zjawiska związane z tarciem gazów o przeszkody stałe są pomijane.

Układ równań typowego modelu strefowego może zostać przedstawiony na podstawie modelu *Consolidated Model of Fire Growth and Smoke Transport* (CFAST) [42], który jest niekomercyjnym programem rozwijanym przez *National Institute of Standards and Technology* (NIST) w USA od 1990 r. CFAST jest modelem dwustrefowym służącym do określenia rozprzestrzeniania się dymu, gazów pożarowych oraz rozkładu temperatury przez układy pomieszczeń w sytuacji pożarowej. W programie CFAST każde z pomieszczeń jest podzielone na dwie strefy – strefę górną, której właściwości opisano zmiennymi z indeksem „U” (*upper*) oraz strefę dolną z indeksem „L” (*lower*). W programie wykorzystuje się układy równań (4.14) – (4.17):

$$\frac{dP}{dt} = \frac{\gamma - 1}{V} (\dot{h}_L + \dot{h}_U) \quad (4.14)$$

$$\frac{dV_U}{dt} = \frac{1}{\gamma P} \left((\gamma - 1) \dot{h}_U - V_U \frac{dP}{dt} \right) \quad (4.15)$$

$$\frac{dT_U}{dt} = \frac{1}{c_p \rho_U V_U} \left((\dot{h}_U - c_p \dot{m}_U T_U) + V_U \frac{dP}{dt} \right) \quad (4.16)$$

$$\frac{dT_L}{dt} = \frac{1}{c_p \rho_L V_L} \left((\dot{h}_L - c_p \dot{m}_L T_L) + V_L \frac{dP}{dt} \right) \quad (4.17)$$

Układy równań różniczkowych rozwiązywane są razem z równaniami algebraicznymi określającymi energię wewnętrzną i ciśnienie, traktując płyn w pomieszczeniu jako gaz doskonały, przy zdefiniowanych przez użytkownika warunkach początkowych. Program CFAST zawiera moduły umożliwiające wczytywanie danych, obliczenia i wydruk w formie graficznej i tekstowej [42]. W programie zawarto podmodele określające:

- źródło pożaru,
- kolumnę konwekcyjną,
- przepływ przez otwory wentylacyjne,
- przepływ przez korytarz,
- przenoszenie ciepła,
- strumień podsufitowy,

- wykrywanie ciepła i dymu,
- aktywację urządzeń tryskaczowych,
- stężenie składników gazów pożarowych,
- uśrednienie dla modelu jednostrefowego.

Modele strefowe były przedmiotem licznych projektów mających na celu określenie ich przydatności do wykorzystania w inżynierii bezpieczeństwa pożarowego, za najważniejsze dla niniejszej pracy można uznać [40, 42, 143, 144]. Są one wciąż rozwijane i dotyczą przykładowo modeli rozprzyskujących się kolumn konwekcyjnych dymu, co zostało opublikowane w [58] i zaimplementowane w modelu strefowym [145, 146].

W monografii wykorzystano model strefowy B-RISK [43], zastosowany jako narzędzie porównawcze dla wyników niektórych analiz numerycznych CFD. Model B-RISK stanowi połączenie dwustrefowego modelu pożaru BRANZFIRE [147], opartego na matematycznych modelach pożarów opracowanych przez J. G. Quintiera [92, 148] oraz C. A. Wade [40], z modelem probabilistycznym rozwijanym w Nowej Zelandii przez organizację BRANZ oraz Uniwersytet w Christchurch [22]. Przeznaczeniem narzędzia jest analiza probabilistyczna ryzyka związanego z pożarami wewnętrznymi, z wykorzystaniem metody Monte-Carlo oraz QRA (ang. *Quantitative Risk Analysis*) [144]. Model dwustrefowy B-RISK wybrano z uwagi na jego szeroką walidację i weryfikację [149] oraz przyjazny interfejs użytkownika, dostosowany do nowoczesnych komputerów osobistych. Warto podkreślić, że modele CFAST oraz B-RISK są wciąż rozwijane i uaktualniane.

4.3. Metoda obliczeniowej mechaniki płynów (CFD)

4.3.1. Wprowadzenie

Pierwszym znanym wykorzystaniem metody numerycznej w rozwiązywaniu równań opisujących przepływ płynu były badania prowadzone w latach 20. XX w. przez L. F. Richardsona, których przeznaczeniem było opracowanie modeli przewidywania pogody [150]. Wykorzystanie modeli numerycznych w przewidywaniu rozwoju pożarów w obiektach budowlanych nakreślił m.in. H. W. Emmons [151], przy czym dopiero gwałtowny przyrost mocy obliczeniowej komputerów od końca lat 90. XX w. umożliwił wykorzystanie komputerowych modeli CFD jako podstawowego narzędzia inżynierskiego w obszarze bezpieczeństwa pożarowego. Za kamień milowy tego procesu można uznać opracowanie przez amerykański NIST oprogramowania *Fire Dynamics Simulator* (FDS) [152], będącego otwartym i darmowym modelem CFD na potrzeby inżynierii bezpieczeństwa pożar-

rowego. Analizy CFD rozprzestrzeniania się dymu i ciepła w obiektach budowlanych, najpierw akademickie, później komercyjne, zyskiwały na dokładności, a czas niezbędny na ich przeprowadzenie z każdą dekadą zmniejszał się. Narzędzia, dostępne niegdyś tylko dla najpotężniejszych agend rządowych, dziś są na wyposażeniu przenośnych komputerów każdego studenta inżynierii środowiska. Wykorzystanie symulacji komputerowych w inżynierii bezpieczeństwa pożarowego stało się nieodłącznym elementem większości projektów budowlanych [153] do tego stopnia, że często niezwykle trudnym zadaniem jest uzasadnienie braku analiz CFD w sytuacjach, w których są one zbędne.

Powszechnie wykorzystanie zaawansowanych narzędzi inżynierskich jest także skutkiem gwałtownego rozwoju metod projektowania, opartych na modelach deterministycznych i ocenie ryzyka związanego z pożarem. W podejściu deterministycznym projektowane rozwiązania techniczne ocenia się w kontekście prawdopodobnego pożaru w badanej przestrzeni z wykorzystaniem m.in. metody CFD. Wykorzystanie analizy ryzyka związanego z pożarem oraz modelowania CFD, jako alternatywnej metody oceny bezpieczeństwa pożarowego w stosunku do tradycyjnych nakazowych przepisów prawa, wprowadzono w dokumencie [154] w latach 70. XX w., co opisano w [155]. Koncepcja projektowania związanego z celem rozwiązań (ang. *performance based*) została szczegółowo opisana w podręczniku SFPE [156] oraz w publikacjach [157, 158]. Przykładem analizy deterministycznej jest metoda ASET/RSET [61], opisana w punkcie 2.1. W Polsce do 2009 r. przepisy nakazowe stanowiły szkielet systemu przepisów techniczno-budowlanych. Aktualizacja przepisów (§ 270.1 [159]) powiązała projekt systemu wentylacji pożarowej z wymaganiami funkcjonalnymi skuteczności jej działania – w ten sposób analizy numeryczne rozprzestrzeniania się dymu i ciepła stały się podstawą oceny bezpieczeństwa pożarowego budynków z uwagi na przepływ dymu.

Podstawą działania modeli CFD są układy równań różniczkowych opisujących ruch płynu w badanym obszarze i czasie. Jest to podejście odmienne od wykorzystywanego w modelowaniu strefowym. Zamiast modelowania oczekiwanych zjawisk, będących skutkami pożaru, wynikiem modelowania CFD jest dokładny opis przepływu płynu w rozpatrywanej przestrzeni. Poprawne rozwiązanie numeryczne powinno dać wynik zbliżony do rzeczywistego przepływu płynu w sytuacji pożarowej. Model numeryczny nie ma odgórnych granic wynikających z empirycznych zależności, opisujących modelowane zjawiska – granicą jego wykorzystania są tylko umiejętności użytkownika i dostępna moc obliczeniowa.

Rozwiązanie skomplikowanych równań różniczkowych jest niezwykle wrażliwe na błąd użytkownika. O tym, jak duży jest ten wpływ, świadczą wyniki testów *round robin* wykonanych w ramach eksperymentu *Dalmarock Test Fire*. Program badań obejmował przeprowadzenie analiz numerycznych CFD przed i po rzeczywistym pożarze w celu określenia różnic pomiędzy analizami CFD a badaniem [160] oraz różnic pomiędzy wynikami analizy siedmiu niezależnych zespołów [161, 162]. Analizy przeprowadzone przed badaniem w pełnej skali różniły się od wyników samego badania. W odniesieniu do czasu, po jakim wystąpiło rozgorzenie, analizy CFD wskazały czas od 3 do 13 minut – w eksperymencie czas ten wyniósł 5 minut. Maksymalne średnie temperatury w pomieszczeniu różniły się o -50% do +70% od wyniku badania. Sama moc pożaru zawierała się w zakresie od 30% do 200% rzeczywistej, przy czym należy mieć na uwadze, że moc była szacowana przez zespoły badawcze na podstawie spisu materiałów w pomieszczeniu. Szczegółowa analiza wyników eksperymentu jest zawarta w opracowaniu [161]. Po przeprowadzeniu eksperymentu pożarowego badanie *round robin* powtórzono, udostępniając zespołom badawczym rzeczywiste pomiary mocy pożaru oraz temperatury. Wyniki obliczeń numerycznych CFD były bliższe wynikom pomiarów w prawdziwym pożarze, lecz wciąż obciążone dużą niepewnością. Powtórzone analizy CFD cechowały się błędem od 10% do 50% w odniesieniu do temperatury średniej oraz od 20% do 200% dla pomiarów punktowych. Błąd w odniesieniu do pomiaru temperatury przegród wynosił do 20% [162].

Trudności w przewidywaniu rozwoju pożaru i jego skutków nie są wyłącznie problemem metod numerycznych, ale także samych badań pożarowych, co przedstawiono m.in. w [163]. Środowisko inżynierów bezpieczeństwa pożarowego, zrzeszonych w stowarzyszeniach *Society of Fire Protection Engineers* (SFPE) oraz *International Association for Fire Safety Science* (IAFSS), podejmuje wiele działań mających na celu poprawę wykorzystania analiz numerycznych w praktyce inżynierskiej. Głównymi kierunkami ich działań są prace związane z udostępnieniem globalnych baz danych eksperymentalnych, koniecznych do walidacji obliczeń [164] lub z oceną kompetencji zawodowych inżynierów praktykujących analizy numeryczne [165].

4.3.2. Ogólny model CFD wykorzystywany w inżynierii bezpieczeństwa pożarowego

Numeryczna symulacja przepływu płynu polega na rozwiązywaniu układów równań różniczkowych opisujących analizowane zjawiska, w tym przypadku w ujęciu Eulerowskim. Podstawowymi równaniami rozwiązy-

wanymi we wszystkich zadaniach są równania opisujące pole ciśnienia i prędkości (równanie ciągłości) oraz równania ruchu Naviera-Stokesa. W przypadku analiz rozprzestrzeniania się dymu i ciepła rozwiązywane są dodatkowe równania zachowania: energii, promieniowania i transportu dymu. W monografii poruszono zagadnienia związane z podstawowym układem równań metody CFD oraz modelowaniem pożaru, ruchu turbulentnego i promieniowania. Pominięto natomiast zagadnienia związane z metodami dyskretyzacji, schematami prowadzenia obliczeń oraz innymi podmodelami fizycznymi wykorzystywanymi w analizach. Pełen opis zaprezentowanych metod znajduje się m.in. w pracach [150, 166, 167]. Podstawy teoretyczne CFD opisano m.in. w [168–172], a zakres zastosowania metody w inżynierii bezpieczeństwa pożarowego w [8, 173–175].

Podstawowe układy równań (4.18) – (4.24) wykorzystywane w CFD w analizach bezpieczeństwa pożarowego w przejrzysty sposób przedstawił K. McGrattan [150, 172]. Te same równania stanowią podstawę modelu matematycznego oprogramowania ANSYS Fluent [176]:

– równanie zachowania masy (4.18), warunkujące przepływ w badanym obszarze. Zachowanie masy oznacza, że masa nie powstaje ani nie ginie w czasie obliczeń. Innymi słowy, zmiana gęstości w dowolnej objętości jest równa masowemu przepływowi przez jej granice lub masie wprowadzonej poprzez źródło w objętości \dot{m}_i'''

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot \rho \vec{u} = \dot{m}_i''' \quad (4.18)$$

– w przypadku zagadnień związanych z bezpieczeństwem pożarowym równanie zachowania masy jest rozbudowane o równania transportu składników mieszaniny (4.19), pozwalające na określenie stężenia tlenu, paliwa oraz produktów spalania

$$\frac{\partial (\rho Y_i)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho Y_i \vec{u}) = \nabla \cdot (\rho D_i \nabla Y_i) + \dot{m}_i''' \quad (4.19)$$

– równanie zachowania pędu (4.20) [176], będące wyrazem zachowania drugiego prawa ruchu Newtona. Siły powodujące przepływ płynu składają się z pola ciśnienia ∇p , tarcia (tensor $\bar{\tau}$), siły wyporu $\rho \vec{g}$ oraz sił zewnętrznych \vec{F} ; równanie (4.20) rozwiązywane jest dla każdego kierunku ruchu

$$\frac{\partial (\rho \vec{u})}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{u} \vec{u}) = -\nabla p + \nabla \cdot (\bar{\tau}) + \rho \vec{g} + \vec{F} \quad (4.20)$$

– równanie zachowania energii (4.21), które określa, że entalpia (4.22) w dowolnym punkcie zmienia się zależnie od strumienia energii wpływa-

jącego do objętości kontrolnej. Ponadto także wewnątrz objętości ciepło może być generowane w wyniku chemicznej reakcji spalania (\dot{q}''') oraz być dostarczane w wyniku dyssypacji energii kinetycznej płynu na skutek tarcia ε , oddziaływania ciśnienia (Dp/Dt) lub promieniowania cieplnego. W zastosowaniach związanych z bezpieczeństwem pożarowym człon odpowiadający za oddziaływanie pola ciśnienia oraz dyssypację energii kinetycznej zazwyczaj jest pomijany

$$\frac{\partial(\rho h)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho h \vec{u}) = \frac{Dp}{Dt} + \dot{q}''' - \nabla \cdot \vec{q} + \varepsilon \quad (4.21)$$

$$h = \int_{T_0}^T c_p dT \quad (4.22)$$

– aby przedstawiony układ równań był domknięty, niezbędne jest opisanie powiązań pomiędzy ciśnieniem i gęstością, co w przypadku zagadnień związanych z bezpieczeństwem pożarowym w wystarczającym stopniu opisuje równanie gazu doskonałego (4.23). M_{avg} (4.24) w równaniu (4.23) odnosi się do uśrednionej masy molowej składników mieszaniny gazu (M_i), których stężenia można wyznaczyć w każdej objętości za pomocą (4.19)

$$p = \frac{\rho \mathcal{R} T}{M_{avg}} \quad (4.23)$$

$$M_{avg} = \frac{1}{\sum \frac{Y_i}{M_i}} \quad (4.24)$$

4.3.3. Modelowanie ruchu turbulentnego

Zagadnienia rozwiązywane w ramach analiz rozprzestrzeniania się dymu i ciepła charakteryzuje przepływ o dużej turbulencji, w związku z czym opis pola prędkości i ciśnienia przyjmuje skomplikowaną formę. Bezpośrednie numeryczne rozwiązanie dyskretnej formy układu równań Naviera – Stokesa jest teoretycznie możliwe. Jednak wymagana do tego moc obliczeniowa, zwłaszcza dla dużej objętości i ruchu płynu charakteryzującego się dużą wartością liczby Reynoldsa, czyni rozwiązanie praktycznie nieosiągalnym. Metoda bezpośredniego rozwiązania opisana jest w literaturze jako *Direct Numerical Simulation* (DNS) i stanowi technikę walidacyjną modeli opisu ruchu turbulentnego [177, 178]. Do głównego nurtu modeli turbulencji można zaliczyć:

– *Reynolds-Avaraged Navier-Stokes* dla rozwiązania stałego w czasie (RANS), w tym w szczególności modele [179]:

- k - ε ,
- k - ω ,
- *Differential Stress Model* (DSM),
- *Algebraic Stress Models* (ASM),
- *Reynolds Stress* (RS);

– *Unsteady RANS* (URANS) dla rozwiązania zmiennego w czasie, nazywany także *Very Large Eddy Simulation* (VLES),

– *Large Eddy Simulation* (LES), w tym:

- model Smagorinskiego,
- model podobieństwa skal Bardina,
- model dynamiczny.

Do obiecujących i wciąż rozwijanych modeli należą m.in. [180]:

– *Detached Eddy Simulation* (DES),

– *Scale Adaptive Simulation* (SAS).

Najprostszy model przepływu turbulentnego k - ε , wykorzystany w monografii, należy do rodziny modeli turbulencji typu RANS. W modelach RANS do opisu składowych tensora naprężeń wykorzystuje się między innymi hipotezę Boussinesq'a, według której naprężenia turbulentne (Reynolds) zachowują się podobnie, jak pozostałe naprężenia w płynie i mogą zostać opisane jako proporcjonalne do tensora prędkości deformacji

$$-\rho \overline{\mu'_i \mu'_j} = 2\mu_t \overline{s_{ij}} \quad (4.25)$$

Występujący we wzorze (4.25) współczynnik μ_t jest nazywany turbulentnym dynamicznym współczynnikiem lepkości, a opisany jest jako

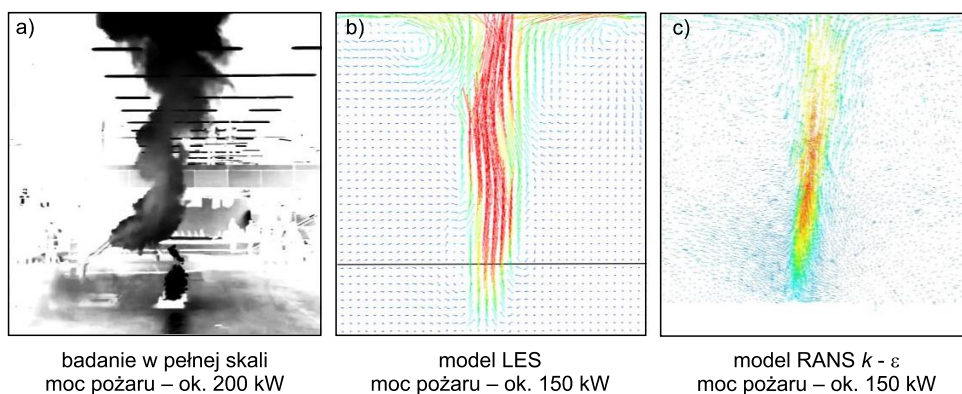
$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (4.26)$$

Szczegółowy opis modelu turbulencji k - ε znajduje się m.in. w pracach [181–184]. Istnieje wiele odmian modelu k - ε , spośród których do najpopularniejszych można zaliczyć:

- standard k - ε ,
- renormalization group k - ε (RNG k - ε),
- realizable k - ε .

W monografii wykorzystano odmianę standard k - ε , której walidację do przedmiotowego zastosowania przedstawiono m.in. w pracach [185, 186]. Model k - ε pozwala na określenie średniej prędkości przepływu powietrza w każdej objętości skończonej modelu, bez możliwości dokładnego określenia wartości maksymalnej oddziaływania w danej chwili. W modelach

k - ϵ , podobnie jak w innych modelach RANS, zastosowano uśrednienie w czasie, w związku z czym są bardziej przydatne do określania średnich parametrów przepływu. Nie bez znaczenia jest także koszt obliczeń związany z wymaganą mocą obliczeniową, niezbędną do rozwiązania układu równań metody CFD. W przypadku modeli k - ϵ koszt ten można określić jako mniejszy o rząd wielkości w stosunku do kosztu obliczeń z wykorzystaniem bardziej skomplikowanych modeli, dających wynik o podobnej dokładności [187]. Obrazowe porównanie wyników modelowania LES i RANS oraz zdjęcie konwekcyjnej kolumny dymu w badaniu rzeczywistym przedstawiono na rysunku 11. W przypadku przepływu rzeczywistego uwidaczniają się liczne zawirowania (także bardzo małe), podczas gdy w modelu LES odwzorowane były tylko bardzo duże wiry.



Rys. 11. Porównanie przepływu w kolumnie konwekcyjnej dymu
a) badanie przy mocy pożaru 200 kW,
b) wektory prędkości chwilowe od 0 m/s do 5 m/s w modelu LES,
c) wektory prędkości chwilowe od 0 m/s do 5 m/s w modelu RANS $k - \epsilon$
(różnice w długości wektorów między modelami CFD wynikają z różnic w sposobie ich prezentacji przez program)

Modelem, który umożliwia analizę zmian przepływu w czasie jest model LES, opierający się na teorii dużych wirów. Działanie tego modelu polega na symulacji dużych wirów, o z góry określonej wielkości granicznej oraz uśrednieniu przestrzennym pozostałego ruchu powietrza i wprowadzeniu dodatkowej lepkości. Modele LES są wyjątkowo wrażliwe na rozmiary siatki numerycznej wykorzystywanej w obliczeniach, wymagają zastosowania dokładniejszej dyskretyzacji obiektu oraz krótszego kroku czasowego obliczeń w porównaniu z modelami RANS. Najistotniejszym parametrem charakteryzującym obliczenia z zastosowaniem LES jest tzw. filtr Smagorinskiego, czyli wielkość wirów, które w obliczeniach są pomijane, a w ich miejsce wprowadzana jest dodatkowa lepkość oddająca na-

prężenia przez nie powodowane. W obszarze bezpieczeństwa pożarowego trudno jednoznacznie stwierdzić, jak duży rozmiar wiru ma wpływ na globalny wynik obliczeń rozprzestrzeniania się dymu i ciepła. Znane są wyniki badań, według których już kilkucentymetrowe wiry istotnie wpływają na przepływ dymu powodowany działaniem ognia [188]. Dodatkowo, z uwagi na powiązania pomiędzy modelem przepływu a modelem spalania, błędnie dobrany rozmiar siatki, a przez to złe rozwiązanie przepływu w pobliżu powierzchni dostarczającej paliwo, może wpłynąć na obliczenia ilości ciepła oraz rozkładu temperatury w kolumnie konwekcyjnej.

Twórcy oprogramowania FDS, któremu przypisuje się największe zasługi w popularyzacji wykorzystania modelu LES w modelowaniu zjawisk związanych z pożarami, wielokrotnie podkreślali wpływ weryfikacji rozmiaru siatki obliczeniowej na wynik obliczeń numerycznych [152, 189].

Nowym kierunkiem rozwoju modeli turbulencji, który nie zyskał jeszcze wystarczającej popularności w obszarze bezpieczeństwa pożarowego, są modele hybrydowe (DES, SAS), w których możliwa jest dynamiczna zmiana wykorzystywanego modelu turbulencji z rodziny $k-\epsilon$ do modelu typu LES w zależności od lokalnego pola prędkości przepływu.

4.3.4. Modelowanie źródła pożaru

Modelowanie procesów rozwoju pożaru oraz rozprzestrzeniania się dymu i ciepła w obiektach budowlanych z wykorzystaniem CFD wymaga zdefiniowania modelu źródła pożaru, nazywanego także źródłem ciepła i dymu. Jego opis jest możliwy, jako [190]:

- powierzchniowe źródło ciepła i dymu, w którym energia oraz produkty spalania (dym, gazy toksyczne) uwalniane są z zadanej powierzchni odzwierciedlającej powierzchnię pożaru,

- objętościowe źródło ciepła i dymu, w którym energia oraz produkty spalania (dym, gazy toksyczne) uwalniane są wewnątrz określonej objętości odzwierciedlającej objętość pożaru,

- modele spalania, w których uwolnienie energii oraz powstanie dymu i innych produktów spalania jest efektem reakcji chemicznej; paliwo jest uwalniane z zadanej powierzchni lub w zadanej objętości, a możliwość zajścia reakcji chemicznej warunkowana jest dostarczeniem minimalnej energii zapłonu, dostępnością paliwa i tlenu oraz stechiometrią reakcji; w przypadku gdy wynikiem analizy ma być także stężenie tlenku węgla (II), wykorzystana reakcja chemiczna powinna być co najmniej dwustopniowa.

Powierzchnia lub objętość źródła pożaru może być stała lub zmienna w czasie. Samo źródło pożaru może być zlokalizowane lub przemieszczające się. Bez względu na rodzaj modelu użytkownik prowadzący obliczenia musi zdefiniować następujące parametry:

– moc pożaru Q (HRR, ang. *Heat Release Rate*), czyli ilość ciepła powstającego w czasie, najczęściej przedstawianą w formie zmiennej w czasie, jako tzw. krzywa rozwoju pożaru,

– efektywne ciepło spalania paliwa ($H_{c,eff}$), czyli parametr określający, jaka ilość ciepła powstaje w wyniku spalania określonej masy paliwa; jest to wartość stała opisująca paliwo, uwzględniająca jego otoczenie i dostęp do tlenu,

– współczynnik powstawania sadzy (Y_{soot} , ang. *soot yield*), określający jak dużo sadzy powstaje ze spalania określonej masy paliwa; jest to wartość stała opisująca paliwo, uwzględniająca jego otoczenie oraz ogólne warunki spalania (w powietrzu) przy swobodnym dostępie do powietrza.

Parametry te są niezwykle istotne dla wyników obliczeń numerycznych, a zatem użytkownik modelu CFD musi posiadać dużą wiedzę na temat opisu właściwości fizykochemicznych materiałów palnych. Wpływ użytkownika na wynik obliczeń numerycznych, związany z modelowaniem materiałów palnych w pomieszczeniu, przedstawiono w publikacjach [77, 191, 192].

4.3.5. Modelowanie przenoszenia ciepła przez promieniowanie

Transport energii przez promieniowanie jest kluczowy do poprawnego rozwiązania przepływów w warunkach pożaru z uwagi na dużą temperaturę oraz dużą wartość współczynnika pochłaniania światła przez dym. Model promieniowania powinien umożliwiać odwzorowanie strumienia promieniowania zwróconego od warstwy dymu w kierunku podłogi w celu oceny zagrożenia, jakie ono stwarza dla osób ewakuujących się oraz ekip ratowniczych.

Poprawne rozwiązanie przenoszenia ciepła przez promieniowanie jest trudne, ponieważ energia transportowana jest niemal natychmiast w całej badanej objętości, a także energia wypromieniowywana jest z każdej objętości skończonej we wszystkich możliwych kierunkach. Zakładając, że gaz w objętościach kontrolnych jest ciałem szarym, najprostszy model transportu ciepła przez promieniowanie można przedstawić jako [150]:

$$s\nabla I(x, s) = \varepsilon(x)[I_b(x) - I(x, s)] \quad (4.27)$$

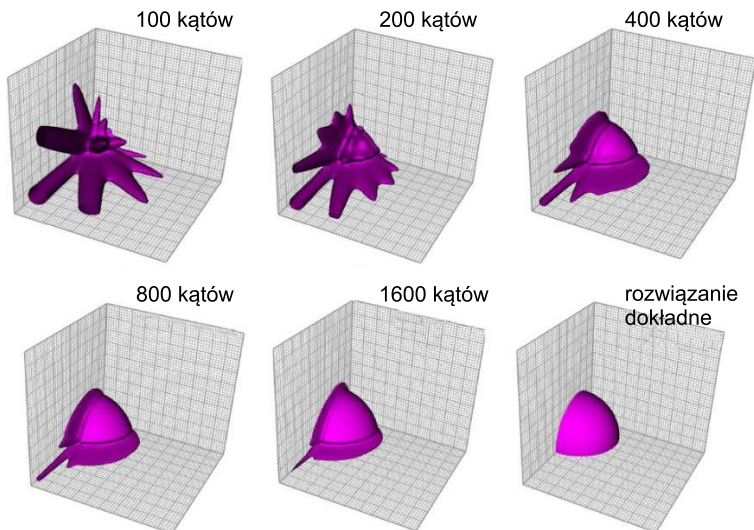
W równaniu (4.27) I jest intensywnością promieniowania, funkcją zarówno położenia x , jak i kierunku s . Założenie ciała szarego pozwala pominąć fakt, że intensywność promieniowania jest także funkcją długości fali, tak jak współczynnik emisyjności ε i źródło I_b . Opis współczynnika emisyjności jest funkcją stężenia cząsteczek sadzy w danej objętości kontrolnej. Rozwiązanie promieniowania powinno odbywać się dla skończonej liczby kątów emisji, co zobrazowano na rysunku 12 [193]. Liczba

kątów niezbędna do prawidłowego odwzorowania promieniowania ciepłego jest olbrzymia, co – w połączeniu z równie dużą liczbą objętości kontrolnych – powoduje bardzo wysokie wymagania sprzętowe konieczne do przeprowadzenia analiz. Alternatywą dla bezpośredniego modelowania promieniowania są modele „transportu promieniowania”, których przykładem jest model P1. W modelu P1 równanie strumienia ciepła przenieszonego przez promieniowanie ma postać [176]:

$$\Gamma = -\frac{1}{3(\varepsilon + \sigma) - C\sigma} \quad (4.28)$$

$$q_r = -\Gamma \nabla G \quad (4.29)$$

W równaniu (4.28) ε jest współczynnikiem emisyjności, σ jest współczynnikiem rozpraszania, G jest natężeniem promieniowania, a C jest współczynnikiem przyjmującym wartość od -1 do 1 , wyznaczanym dla każdej objętości skończonej. Wartość dodatnia współczynnika C oznacza, że z objętości skończonej wypromieniowane jest więcej energii, niż otrzymuje ona na drodze promieniowania. Dzięki zastosowaniu modelu P1 przepływ energii na drodze promieniowania nie jest rozwiązywany dla wszystkich kątów emisji, ale jest uwzględniany w formie równania transportu promieniowania pomiędzy objętościami skończonymi [176].



Rys. 12. Izopowierzchnia natężenia promieniowania ciepłego w zależności od liczby kątów dyskretnych – model DO (ang. Discrete Ordinates) [193]

5. BADANIA EKSPERYMENTALNE I POCZYNIONE ZAŁOŻENIA

5.1. Podsumowanie autorskich badań eksperymentalnych

Od pierwszych badań K. Kawagoe, S. Yokoi czy K. Stecklera [49, 98, 99] parametry wypływu dymu z pomieszczenia wiązano z rozwojem pożaru. Na rozwój ten duży wpływ ma lokalizacja pożaru, co w swoich badaniach próbował określić E. E. Zukoski [194], umieszczając źródło ciepła w określonych odległościach od ścian i naroży pomieszczenia. Wynikiem badań było określenie ogólnej zasady, że w pobliżu ścian pomieszczenia masowy przepływ dymu jest o połowę mniejszy, niosąc równocześnie dwukrotnie więcej energii. W przypadku źródła zlokalizowanego w narożu, przepływ masowy wynosi 1/4 tego ze swobodnej kolumny dymu, a szybkość wydzielania ciepła rośnie czterokrotnie. Taka lokalizacja pożaru powoduje przyrost temperatury dymu w pomieszczeniu i zmniejszenie masy dymu wpływającej do zbiornika. Próbę określenia temperatury dymu wewnątrz pomieszczenia, w zależności od lokalizacji źródła ciepła pożaru przy ścianie i narożu, podjął F. W. Mowrer [195], wykorzystując do tego model B. J. McCaffreya [148]. W przypadku pożaru w pobliżu ściany temperatura górnej warstwy dymu wzrosła 1,3 raza, a w przypadku lokalizacji pożaru w narożu – 1,7 raza. Nowe badania również wskazują na podobny związek pomiędzy lokalizacją pożaru a temperaturą, szybkością wydzielania ciepła i maksymalną mocą pożaru [196–198].

W monografii korzystano z objętościowego źródła ciepła i dymu, dla którego zmiany mocy w czasie są znane i opisane tzw. krzywą zmiany szybkości generacji ciepła. W prowadzonych eksperymentach pożar lokalizowano zawsze w odległości co najmniej 2 średnic pożaru od najbliższej ściany (2,82 średnicy pożaru od naroży), tak aby wyeliminować możliwy błąd związany z lokalizacją źródła ciepła zbyt blisko przegrody pionowej [198].

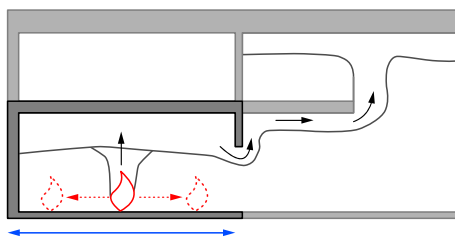
W typowym obiekcie usługowo-handlowym pomieszczenia wentylowane przez pasaż mają powierzchnię od kilkudziesięciu do kilkuset m² oraz wysokość przeważnie nie mniejszą niż 3,00 m. W praktyce przyjmuje się, że możliwe jest skuteczne usunięcie dymu z pomieszczenia przez przestrzeń wspólną (pasaż), jeżeli powierzchnia tego pomieszczenia nie przekracza 900 m² [19] do 1300 m² [55]. Normy nie definiują, jakich warunków

środowiska należy oczekiwać w pomieszczeniu oddymianym przez pasaż, o czym wspomniano w punkcie 3.2.

W dużych pomieszczeniach teoretyczny wpływ zmiany lokalizacji pożaru na przepływ dymu jest mniejszy z uwagi na mniejszą temperaturę dymu, powodowaną większymi stratami ciepła w warstwie dymu (przez konwekcję i promieniowanie). Typowe podejście do projektowania systemów wentylacji pożarowej pasaży (oraz pośrednio lokali oddymianych przez pasaż) nie uwzględnia potrzeby określenia najbardziej niekorzystnej lokalizacji pożaru. Jako dopuszczalne uproszczenie przyjmuje się, że dym w pomieszczeniu objętym pożarem będzie gromadził się w warstwie, która po opadnięciu poniżej krawędzi otworu w ścianie pionowej wypłyne do przestrzeni wspólnej, bez względu na umiejscowienie źródła pożaru.

W obliczeniach analitycznych strumienia masy dymu wypływającego z lokalu zazwyczaj przyjmowana jest jedynie wysokość pomieszczenia oraz określana średnia temperatura wypływającego dymu, brakuje możliwości uwzględnienia umiejscowienia pożaru w pomieszczeniu. W modelach strefowych zasadą jest przyjęcie idealnego i natychmiastowego rozprzestrzenienia się dymu w gorącej warstwie, a parametry warstwy w każdym jej miejscu są jednakowe. W modelach CFD uwzględnienie lokalizacji pożaru w modelowaniu jest możliwe, jednak zazwyczaj nie jest ona przedmiotem rozważań z powodu dużych kosztów badań parametrycznych. Lokalizację pożaru na podstawie analizy ryzyka oraz własnego doświadczenia określa autor obliczeń numerycznych. Wpływ zmiany tej lokalizacji na wynik analizy jest nieznan.

Weryfikacja poprawności dowolnego przyjęcia lokalizacji pożaru w obrębie pomieszczenia była celem eksperymentu 1 (rys. 13).



Rys. 13. Eksperyment 1 – ocena wpływu zmiany wielkości pomieszczenia oraz umiejscowienia pożaru wewnątrz pomieszczenia na ilość i właściwości dymu wypływającego z lokalu

W kontekście badań parametrycznych prowadzonych przez Autora, wyeliminowanie możliwego wpływu lokalizacji pożaru na wynik prowadzonych analiz miało na celu zdecydowane zredukowanie liczby przypadków niezbędnych do oceny w kolejnych eksperymentach. Wyeliminowanie

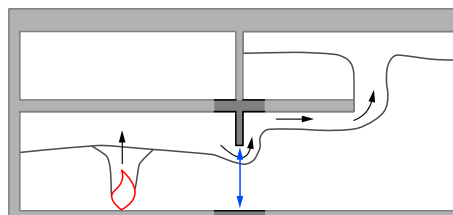
możliwego wpływu wielkości pomieszczenia na wynik analiz miało z kolei pomóc w zredukowaniu liczby badań w skali modelowej, niezbędnych do walidacji obliczeń numerycznych.

W analizowanej literaturze tematu nie odnaleziono obszernych badań dotyczących wielkości pomieszczenia i jego wpływu na właściwości dymu. W teorii dwustrefowego modelu pożaru [40] podział pomieszczenia na strefy ma miejsce w płaszczyźnie pionowej, a zatem zmiana lokalizacji pożaru w płaszczyźnie horyzontalnej nie ma wpływu na wynik. Znanymi rozważaniami dotyczącymi wpływu wysokości źródła ciepła i dymu w przestrzeni są publikacje [185, 186], przy czym badania te prowadzono w odniesieniu do małego pomieszczenia wzorowanego na eksperymencie K. Stecklera [49]. Znane są także eksperymenty [37, 199], w których analizowano strumień ciepła zwróconego z warstwy dymu, jednak parametr ten nie był przedmiotem szerokiego programu badań.

W związku z powyższym, w celu poznania wpływu zmiany lokalizacji pożaru oraz zmiany wielkości pomieszczenia na właściwości dymu, zorganizowano program badań, opisany w punkcie 6.1. Ideę eksperymentu przedstawiono na rysunku 13. Przeprowadzono badania numeryczne dla sześciu różnych pomieszczeń, analizę z wykorzystaniem dwustrefowego modelu pożaru dla czterech pomieszczeń oraz badania fizykalne w skali modelowej dla jednego wybranego pomieszczenia.

Eksperyment 2 (obszar B i C wg rys. 2) miał na celu określenie wpływu zmiany wielkości otworu, łączącego pomieszczenie z pasażem, na przepływ dymu pomiędzy pomieszczeniami. Opisane w literaturze badania (p. 1 i 2) odnosiły się do bardzo małych otworów lub niewielkiej zmienności wymiaru otworu. W swoim eksperymencie Autor analizował szeroki zakres zmian szerokości i wysokości otworu łączącego pomieszczenie i pasaż.

Program badań opisano w punkcie 6.2, a ideę eksperymentu przedstawiono na rysunku 14.

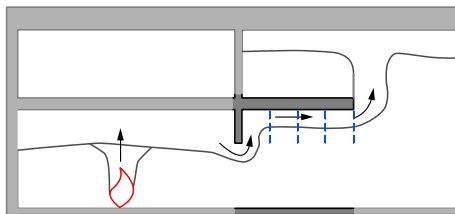


Rys. 14. Eksperyment 2 – ocena wpływu zmienności wielkości otworu łączącego pomieszczenie z pasażem oraz wysokości przegrody pionowej na ilość i właściwości dymu wypływającego z pomieszczenia

Przeprowadzono badania numeryczne 48 modeli przy mocy pożaru 2,50 MW oraz 40 modeli przy mocy pożaru 5,00 MW. Badania przy mocy pożaru 2,50 MW powtórzono z wykorzystaniem modelu fizycznego w skali 1 : 10.

Eksperyment 3 (obszar D wg rys. 2) stanowił rozwinięcie oceny wyników eksperymentu 2 o pomiar masowego strumienia dymu płynącego pod przegrodą poziomą w czterech płaszczyznach odległych od 2 m do 8 m od otworu pomiędzy pomieszczeniem a pasażem. Celem eksperymentu było określenie wpływu głębokości przegrody poziomej na ilość i właściwości płynącego dymu. W swoich wcześniejszych badaniach [22] Autor ustalił, że dotychczasowe modele analityczne, opisane w punkcie 3.3 i 3.4, przeszacowują ten wpływ. Brak wiarygodnego modelu przepływu dymu w tym obszarze można przypisać metodologii pomiaru masowego przepływu dymu w znanych eksperymentach, który prowadzono w szczytowym punkcie zbiornika dymu. W przypadku badań eksperymentalnych Autora pomiar prowadzono bezpośrednio w każdej z ocenianych płaszczyzn.

W eksperymencie 3 oceniano skutki pożaru o mocy 2,50 MW w 48 modelach numerycznych oraz o mocy 5,00 MW w 40 modelach numerycznych. Dodatkowo przeprowadzono badania fizyczne w skali modelowej z wykorzystaniem stanowiska rozbudowanego o przegrodę poziomą. Szczegółowy opis oraz wyniki badań przedstawiono w punkcie 6.3, a ideę eksperymentu na rysunku 15.



Rys. 15. Eksperyment 3 – ocena wpływu zmienności głębokości przegrody poziomej na ilość i właściwości dymu wypływającego z pomieszczenia oraz na ilość i właściwości dymu doptywającego do krawędzi rozprysku

5.2. Wybrany układ przegród budowlanych

Prowadzone badania ograniczono do wybranego układu przegród budowlanych, przedstawionego na rysunku 16, który stanowią:

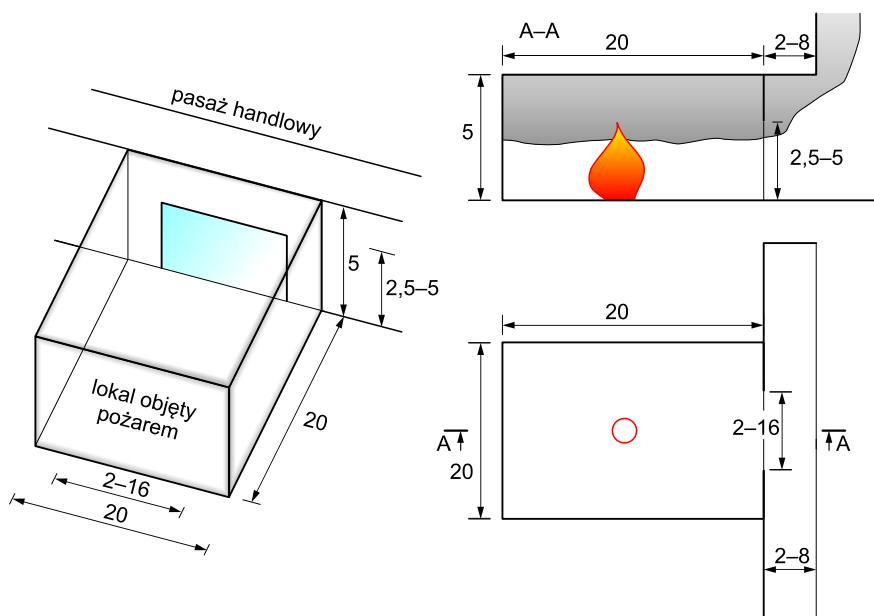
– pomieszczenie o wymiarach 20,00 × 20,00 m oraz wysokości 5,00 m, w którym zlokalizowano pożar, wygrozione z przestrzeni wielkokubatu-

rowego obiektu budowlanego ścianami i stropem; docelową wielkość pomieszczenia dobrano po analizie wpływu wielkości pomieszczenia oraz lokalizacji pożaru na ilość dymu powstałą w pożarze (eksperyment 1),

- ściana pomiędzy pomieszczeniem a pasażem, w której znajduje się otwór o szerokości od 2,00 m do 16,00 m oraz wysokości od 2,50 m do 5,00 m; przegroda pionowa ponad otworem (o wysokości od 0,00 m do 2,50 m) w literaturze związanej z przepływem dymu nazywana jest „nadprożem” (ang. *downstand*),

- przegroda pozioma (balkon, antresola) o głębokości od 0,00 m do 8,00 m oraz szerokości 60,00 m,

- pasaż o wysokości 12,00 m, głębokości 16,00 m i szerokości 40,00 m.



Rys. 16. Zakres zmienności parametrów architektonicznych układu przegród budowlanych omawiany w monografii (wymiary w metrach)

5.3. Założenia do obliczeń numerycznych

Obliczenia numeryczne prowadzono z wykorzystaniem licencjonowanego oprogramowania ANSYS Fluent w wersji 14.5.0 [176], charakteryzującego się możliwością wykorzystania modelu turbulencji RANS $k-\epsilon$. Część obliczeń poddano walidacji z wykorzystaniem modelu fizycznego

w skali 1 : 10. Ponadto, sprawdzenia obliczeń wykorzystujących CFD dokonano za pomocą metod i modeli analitycznych stosowanych powszechnie w inżynierii bezpieczeństwa pożarowego.

Analizy numeryczne prowadzono w odniesieniu do pożarów o mocy 2,50 MW oraz 5,00 MW, co odpowiada pożarom opisywanym w wielu podstawach projektowych, w których rozprzestrzenienie się ognia ograniczone jest działaniem instalacji tryskaczowej szybkiego lub normalnego reagowania [39]. Wybrana moc pożaru stanowi typowe założenie wykorzystywane w praktycznej ocenie skuteczności działania systemów wentylacji wielkokubaturowych obiektów budowlanych. W prowadzonych analizach przyjęto współczynnik tworzenia sadzy dla pożaru wynoszący $Y_{\text{soot}} = 0,1 \text{ g/g}$ oraz efektywne ciepło spalania $\Delta H_{c,\text{eff}} = 24 \text{ MJ/kg}$. Parametry te są właściwe dla mieszanin materiałów drewnopochodnych oraz tworzyw sztucznych, które stanowią główne źródło zagrożenia pożarowego w obiektach handlowych.

Do modelowania CFD wykorzystano typowy układ równań obliczeniowej mechaniki płynów, przedstawiony w punkcie 4.3.1, uzupełniony następującymi podmodelami fizycznymi:

- turbulencji – standard $k-\varepsilon$ (*enhanced wall treatment*),
- pożaru, objętościowe źródło ciepła i dymu uwzględniające zmienność emisji w czasie,
- promieniowania – P1,
- wymiany ciepła – warunki brzegowe trzeciego typu, przepływ ciepła przez przegrodę według prawa Fouriera.

W obliczeniach metodą $k-\varepsilon$ wykorzystano schemat obliczeniowy SIMPLE (ang. *Semi-Implicit Method for Pressure Linked Equations*), w którym prędkość i ciśnienie wyznaczone są w następujących po sobie krokach obliczeniowych. Zmiana schematu na model Coupled według [200] nie wpływa w sposób istotny na wyniki obliczeń numerycznych, ale powoduje istotne zwiększenie czasu obliczeń. W związku z powyższym podjęto decyzję o wykorzystaniu bardziej ekonomicznego schematu obliczeniowego. Wszystkie równania rozwiązywano w tzw. drugim stopniu dokładności.

Wielkość domeny numerycznej i architektura modeli różniła się pomiędzy eksperymentami, co każdorazowo opisano w rozdziale 6. Bezwymiarowy współczynnik wzrostu wielkości elementu miał wartość 1,15. Długość kroku czasowego wynosiła do 0,50 s. Dyskretyzację przestrzeni dokonano za pomocą niestrukturalnej tetrahedralnej siatki numerycznej. W rejonach, w których spodziewano się występowania dużych gradientów (m.in.: obszar sąsiadujący ze źródłem pożaru, otwór łączący pomieszczenie z pasażem itp.), dokonano zagęszczenia siatki numerycznej. Minimalny wymiar boku objętości kontrolnej wynosił 10 – 40 cm. Wielkość siatki

numerycznej była przedmiotem tzw. analizy wrażliwości siatki na wynik rozwiązania, co opisano w szczegółach w [201]. Nie zaobserwowano istotnego wpływu zmiany wymiarów siatki obliczeniowej na wyniki obliczeń numerycznych

Obliczenia prowadzono jako zmienne w czasie (ang. *transient*), przy czym ocenę ich wyników przewidziano dla przepływu ustabilizowanego. W każdym z kroków czasowych sprawdzano następujące kryteria zbieżności rozwiązania:

- równanie ciągłości – 10^{-3} ,
- równanie energii – 10^{-6} ,
- równanie transportu dymu – 10^{-3} ,
- energię kinetyczną k – 10^{-3} ,
- szybkość dyssypacji energii kinetycznej ε – 10^{-3} ,
- równanie promieniowania P1 – 10^{-6} .

W badaniach numerycznych przeprowadzonych przez Autora wykorzystano model turbulencji z rodziny RANS k - ε , podczas gdy dotychczasowe badania numeryczne w przedmiotowym obszarze prowadzono głównie z wykorzystaniem modeli LES. Istotną różnicą pomiędzy tymi modelami jest sposób uśrednienia turbulentnego ruchu płynu. Jak opisano w punkcie 4.3.3, w modelu RANS stosuje się uśrednienie czasowe, natomiast w modelu LES uśrednienie przestrzenne. W ocenie Autora wykorzystanie RANS k - ε jest uzasadnione w odniesieniu do oceny średnich wartości przepływów po ich ustabilizowaniu się. Wykorzystanie do tego samego celu modelu LES lub jego pochodnych wymaga dokładniejszej siatki numerycznej, co przy przepływie dwufazowym powoduje problemy związane z długim czasem przygotowania i uzyskaniem właściwego sprzętu. Dotychczasowe szerokie wykorzystanie modelu LES w podobnych badaniach naukowych Autor przypisuje dostępności darmowego oprogramowania do badań numerycznych w obszarze bezpieczeństwa pożarowego FDS [152], w którym zaimplementowano wyłącznie model turbulencji LES.

5.4. Określanie masowego strumienia przepływu w wybranej płaszczyźnie

W badaniach Autora wykorzystano innowacyjną metodę określania strumienia masy dymu płynącego w wybranym miejscu układu przegród budowlanych, opracowaną w 2013 r. [22] oraz udoskonaloną na potrzeby monografii. Jest to metoda czteroetapowa:

I etap. Określenie płaszczyzny pomiaru – wyznaczenie płaszczyzny ograniczonej w osiach X, Y, Z, przez którą następuje przepływ dymu

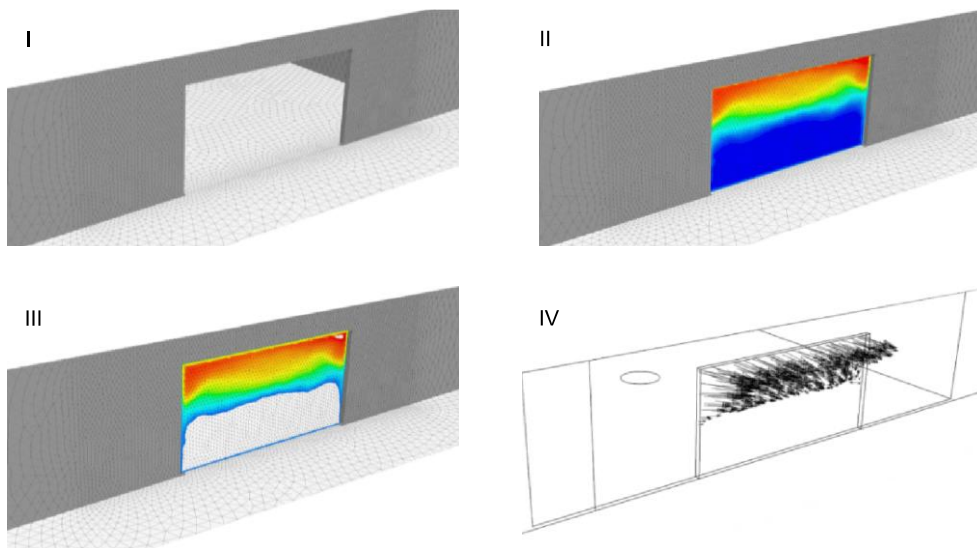
w układzie, w miejscu istotnym w odniesieniu do prowadzonego badania (np. przed i za przegrodą budowlaną).

II etap. Ocena górnej i dolnej granicy temperatury w danym miejscu przestrzeni, a następnie wybór spośród wszystkich objętości skończonych w danej płaszczyźnie tych, dla których zależność $T > T_0 + 5^{\circ}\text{C}$ jest spełniona. Jeżeli maksymalna temperatura w danej płaszczyźnie różni się od temperatury otoczenia o mniej niż 100°C , kryterium 5°C może zostać zastąpione niższą temperaturą.

III etap. Spośród objętości skończonych wytypowanych w etapie II usuwane są te, dla których prędkość przepływu w kierunku prostopadłym do płaszczyzny jest ujemna (przepływ do wnętrza lokalu).

IV etap. Strumień masy płynącej przez wszystkie elementy skończone, po ich redukcji przeprowadzonej w etapie II i III, jest sumowany.

Wizualizację procesu określania masowego strumienia przepływu gazów przedstawiono na rysunku 17. Wykorzystanie innowacyjnej metody oceny przepływu gazów pożarowych w wybranych miejscach przestrzeni pozwala na precyzyjne określenie bezpośredniego wpływu przegrody budowlanej na przepływ dymu w warunkach pożaru, co do tej pory było niemożliwe.

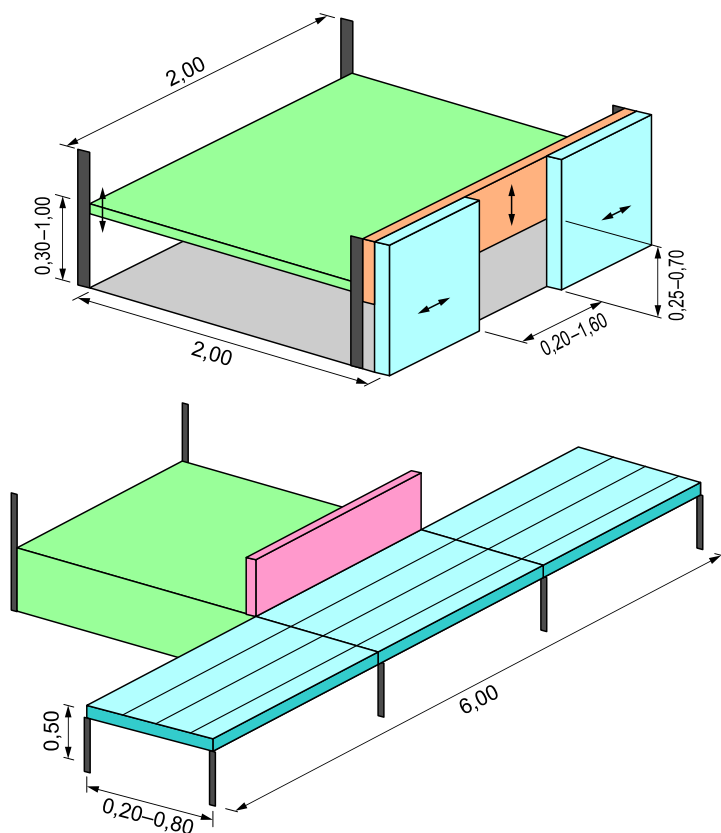


Rys. 17. Cztery etapy oceny masowego strumienia dymu przepływającego w wybranym miejscu układu przegród budowlanych (opracowanie Autora)

5.5. Model fizyczny wykorzystany do walidacji obliczeń

W związku z badaniami modelowymi wykonano model pomieszczenia w skali 1 : 10 o wymiarach rzutu poziomego 2,00 × 2,00 m (20,00 × × 20,00 m w pełnej skali), którego schemat przedstawiono na rysunku 18, a widok ogólny na fotografiach 3 i 4. Model umożliwił badanie zjawisk związanych z przepływem dymu w układzie przegród budowlanych i pozwalał na analizę wpływu:

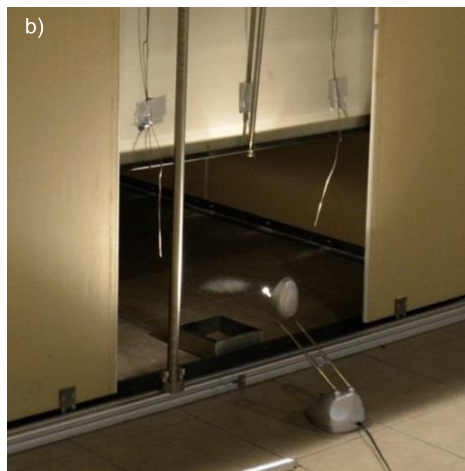
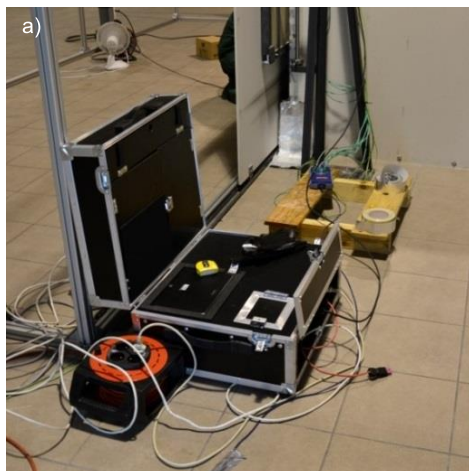
- wysokości pomieszczenia, w którym wystąpił pożar, w zakresie od 0,20 m do 1,00 m (od 2,00 m do 10,00 m w pełnej skali),
- wysokości otworu pomiędzy pomieszczeniem a pasażem w zakresie od 0,20 m do 0,50 m (od 2,00 m do 5,00 m w pełnej skali),
- szerokości otworu pomiędzy pomieszczeniem a pasażem w zakresie od 0,20 m do 1,60 m (od 2,00 m do 16,00 m w pełnej skali).



Rys. 18. Schemat stanowiska badawczego wykorzystanego w badaniach modelowych (opracowanie Autora); wymiary podano w metrach

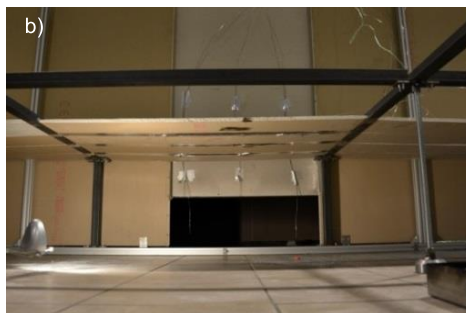


*Fot. 3. Model fizyczny w skali 1 : 10
a) widok stanowiska, b) wnętrze stanowiska
(fot. Autora. Laboratorium ITB w Warszawie)*



*Fot. 4. Aparatura pomiarowa wykorzystana w badaniach
a) system pomiaru temperatury, ciśnienia i prędkości przepływu,
b) termopary oraz sonda prędkości do wysokiej temperatury
(fot. Autora. Laboratorium ITB w Warszawie)*

W celu przeprowadzenia eksperymentu 3, opisanego w punkcie 6.3, model rozbudowano o przegrodę poziomą (balkon), regulowaną w zakresie głębokości od 0,20 m do 0,80 m (krok co 0,20 m), co przedstawiono na fotografii 5. Szerokość balkonu wynosiła 6,00 m, co odpowiada rzeczywistej szerokości 60,00 m. Wysokość balkonu była stała i wynosiła 0,50 m powyżej poziomu posadzki, co odpowiada wysokości 5,00 m w pełnej skali.



*Fot. 5. Widok przegrody poziomej stanowiącej model pasażu handlowego
a) widok z góry, b) widok z dołu (fot. Autora. Laboratorium ITB w Warszawie)*

Stanowisko wykonano z profili stalowych (pomieszczenie) i aluminiowych (szkielet balkonu) w konstrukcji słupowo-ryglowej oraz wykończono za pomocą płyt gipsowo-kartonowych. Połączenia uszczelniono za pomocą wełny mineralnej oraz samoprzylepnej aluminiowej taśmy odpornej na działanie wysokiej temperatury. System pomiarowy, w który wyposażono stanowisko (fot. 4), składał się z:

- termopar płaszczowych typu K (Ni-Cr) o średnicy 1 mm,
- sondy przepływowej do wysokiej temperatury typu SS 20.650, skalibrowanej do wysokiej dokładności (błąd 3% wartości mierzonej), zakres pomiarowy od 0 m/s do 10 m/s,
- rejestratorów temperatury typu TC-08, skalibrowanych wraz z termoparami przez Laboratorium Wzorcujące ITB,
- przetworników ciśnienia produkcji Halstrup-Walcher typu P26, połączonych w system pomiarowy za pomocą przemysłowego sterownika produkcji WAGO serii 750 (odczyt danych z częstotliwością 10 Hz), zakres pomiarowy od 0 Pa do 100 Pa, błąd 0,50% wartości mierzonej +0,50 Pa,
- kamery termograficznej typu VIGOCam v50.

6. OKREŚLENIE PRZEPIYU DYMU W WYBRANYM UKŁADZIE PRZEGRÓD BUDOWLANYCH

6.1. Eksperyment 1 – wpływ wielkości i kształtu lokalu oraz lokalizacji pożaru na masowy strumień dymu

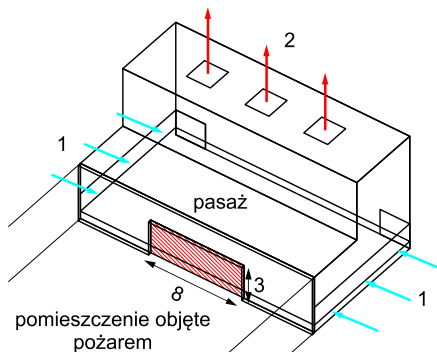
Przeprowadzono parametryczną analizę numeryczną z wykorzystaniem CFD. Przygotowano sześć modeli pomieszczeń o wysokości 5,00 m oraz wymiarach (szerokość × długość) w rzucie poziomym:

- A. 10,00 × 20,00 m, powierzchnia 200 m², trzy lokalizacje pożaru,
- B. 20,00 × 20,00 m, powierzchnia 400 m², sześć lokalizacji pożaru,
- C. 20,00 × 40,00 m, powierzchnia 800 m², trzy lokalizacje pożaru,
- D. 30,00 × 40,00 m, powierzchnia 1200 m², trzy lokalizacje pożaru,
- E. 40,00 × 40,00 m o kształcie litery L, powierzchnia 1200 m², trzy lokalizacje pożaru,
- F. 60,00 × 40,00 m o kształcie litery L, powierzchnia 1600 m², cztery lokalizacje pożaru.

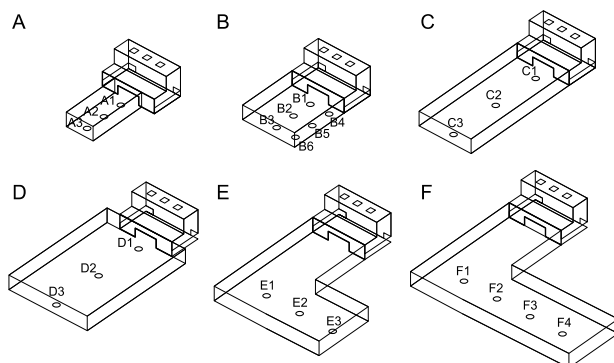
Domene obliczeniową zamykały otwory odzwierciedlające punkty wyciągu dymu o sumarycznej wydajności około 200 000 m³/h oraz otwory wolnego dopływu powietrza z zewnątrz domeny. Przyjęto założenie, że prędkość powietrza napływającego nie powinna przekraczać 0,50 m/s. W trakcie prowadzenia analiz weryfikowano, czy napływające powietrze kompensacyjne nie powoduje mieszania warstwy dymu wpływającej do zbiornika. Pomiedzy pomieszczeniem objętym pożarem a pasażem handlowym, w ścianie o grubości około 0,12 m, znajdował się otwór o wymiarach 8,00 × 3,00 m. Układ warunków brzegowych przedstawiono schematycznie na rysunku 19.

Rys. 19. Warunki brzegowe w modelowanym pasażu handlowym

1 – napływ powietrza (grawitacyjny) $V < 0,5$ m/s,
2 – mechaniczny wyciąg dymu – badania numeryczne (opracowanie Autora);
wymiary podano w metrach



W przygotowanych 6 modelach numerycznych rozmieszczono łącznie 22 źródła pożaru. Najwięcej lokalizacji pożaru przyjęto w modelu B, na podstawie którego wykonano model fizyczny w skali 1 : 10. W każdym z modeli numerycznych pożary umieszczono w osi otworu wejściowego, a w przypadku modeli B, E i F także poza nią. Lokalizację pożarów w poszczególnych modelach przedstawiono na rysunku 20. Warunki brzegowe i początkowe przyjęto zgodnie z opisem w punkcie 5.3.



Rys. 20. Lokalizacje źródeł pożaru w eksperymentach numerycznych (opracowanie Autora)

Wyniki symulacji porównano z wynikami obliczeń dla tego samego układu przegród i pomieszczeń z wykorzystaniem modelu strefowego B-RISK [43]. Z uwagi na ograniczenia modelu strefowego nie analizowano scenariuszy E i F. Symulacje według scenariuszy B1 – B6 odtworzono za pomocą modelowania fizycznego w skali 1 : 10 w celu jakościowej walidacji wyników.

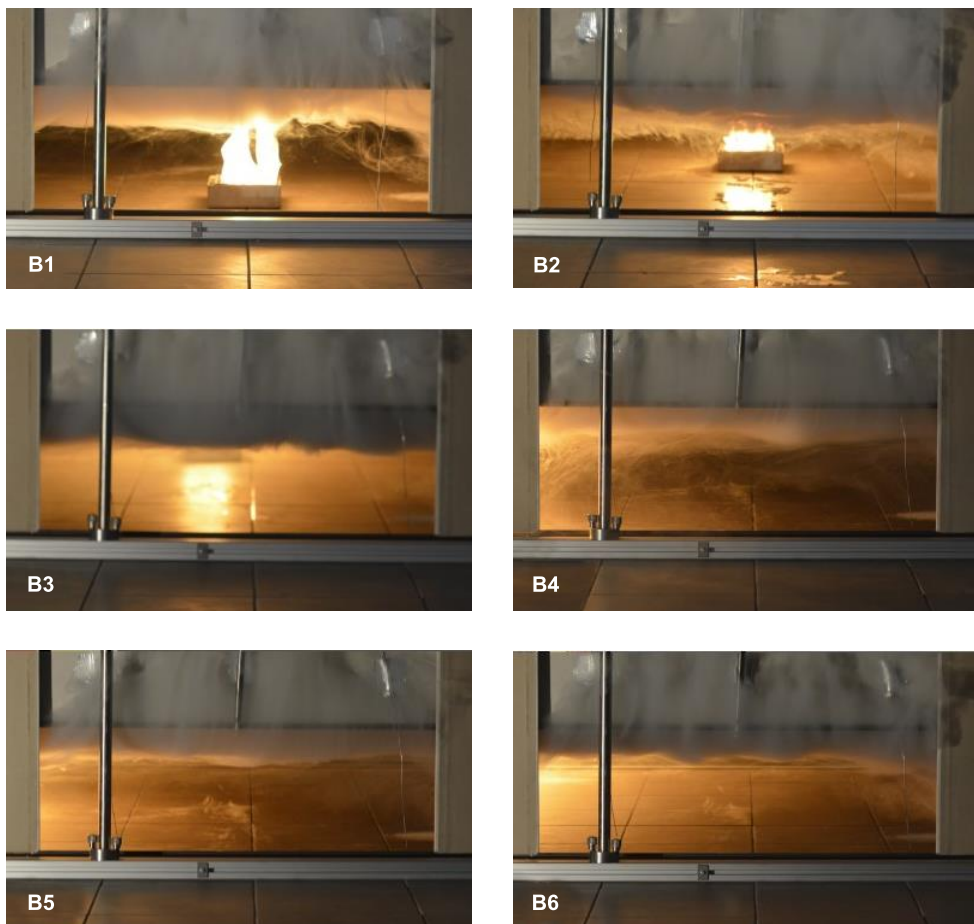
Wyniki pomiarów zmienności masowego strumienia dymu oraz średniej temperatury płynącego dymu przedstawiono w tabelcy 1. Podano wartości średnie temperatury dla strumienia masy dymu wypływającego z lokalu oraz wartość maksymalną odnotowaną w dowolnym punkcie w płaszczyźnie otworu. Wartość średnia masowego wypływu dla scenariuszy od A do D wynosiła 13,19 kg/s, z odchylenia standardowego 0,45 kg/s. Średnia temperatura wypływającego dymu wynosiła 116°C, przy czym wartość ta różniła się znacząco pomiędzy analizowanymi scenariuszami. Podobnie, w przypadku maksymalnej odnotowanej temperatury płynu w witrynie, dla scenariusza A1 wynosiła ona 283°C, a w przypadku scenariusza D2 – 138°C. Różnica w maksymalnej temperaturze pomiędzy scenariuszem A1 i D2 wyniosła więc 145°C, a w odniesieniu do temperatur średnich około 46°C.

Analizując wyniki, można zaobserwować, że masa dymu wypływającego z pomieszczenia zmieniała się o mniej niż 10% wraz ze zmianą lokalizacji pożaru, podobnie jak temperatura wypływającego dymu. Z drugiej strony lokalizacja pożaru miała duży wpływ na maksymalną (punktową) temperaturę dymu wypływającego do pasażu. Co ciekawe, najmniejszą zmienność strumienia masy oraz temperatury dymu zaobserwowano w największym pomieszczeniu (wariant F).

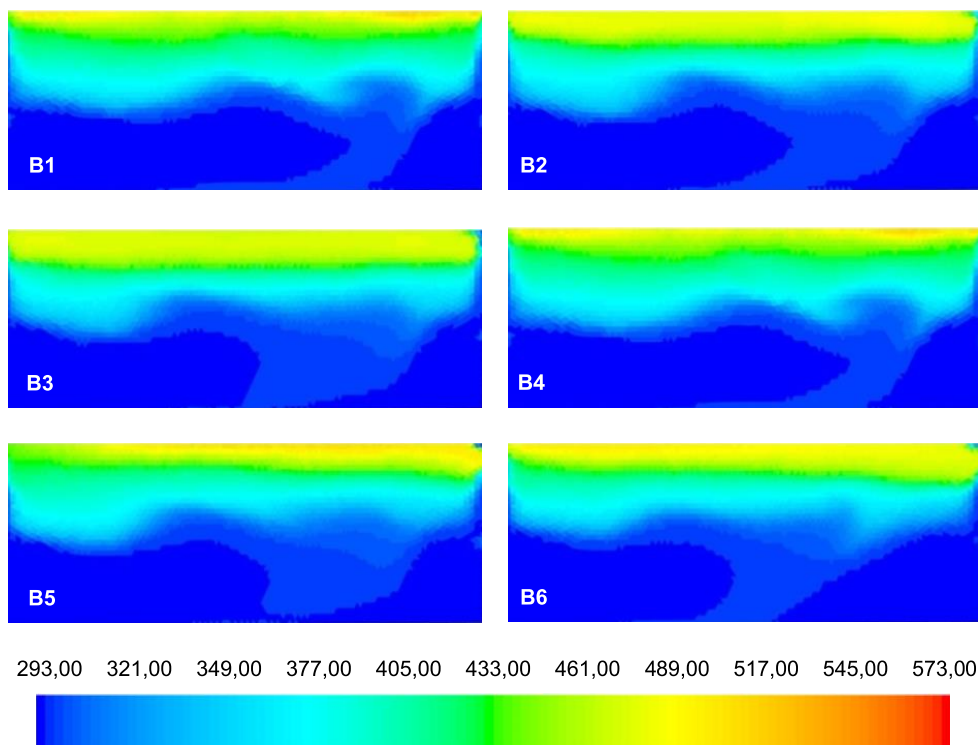
Tablica 1. Wyniki obliczeń przeprowadzonych z wykorzystaniem modelu polowego B-RISK oraz metody CFD

Scenariusz		Strumień masy wypływający z lokalu [kg/s]		Średnia temperatura dymu wypływającego [K]		Maksymalna temperatura dymu wypływającego [K]	
		CFD	B-RISK	CFD	B-RISK	CFD	B-RISK
1	A1	13,7	11,94	402,5	399,4	556,2	454,5
2	A2	12,9		407,5		528,2	
3	A3	12,6		411,7		515,3	
4	B1	13,8	13,39	392,1	383,9	509,2	438,6
5	B2	13,3		396,1		486,7	
6	B3	13,15		397,0		475,9	
7	B4	13,6		387,6		547,1	
8	B5	13,6		392,8		506,6	
9	B6	13,5		395,8		496,8	
10	C1	13,6	12,98	377,85	356,5	464,8	389,8
11	C2	12,8		376,0		439,0	
12	C3	12,9		385,6		425,6	
13	D1	12,7	12,32	361,4	347,9	441,1	373,2
14	D2	12,3		365,5		411,2	
15	D3	13,5		385,1		428,0	
16	E1	12,3	X	366,7	X	410,3	X
17	E2	13,4		382,6		426,8	
18	E3	12,6		365,0		395,2	
19	F1	12,9	X	370,5	X	425,1	X
20	F2	13,1		368,7		405,9	
21	F3	13,1		366,3		397,7	
22	F4	13,1		365,5		394,4	

W celu porównania i walidacji przeprowadzono badania w skali modelowej z wykorzystaniem stanowiska w skali 1 : 10. Model fizyczny odpowiadał wariantowi B modeli numerycznych, a lokalizacje pożaru w badaniu odpowiadały lokalizacjom od B1 do B6 (rys. 20). Widok dymu wypływającego z pomieszczenia w trakcie badań w skali modelowej przedstawiono na fotografii 6, a rozkład temperatury w otworze witryny lokalu w odpowiadających symulacjach numerycznych CFD przedstawiono na rysunku 21.

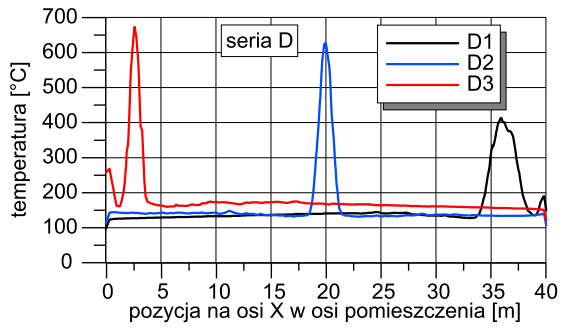
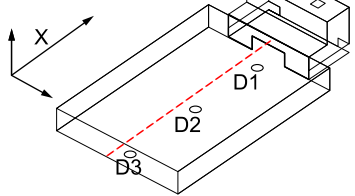
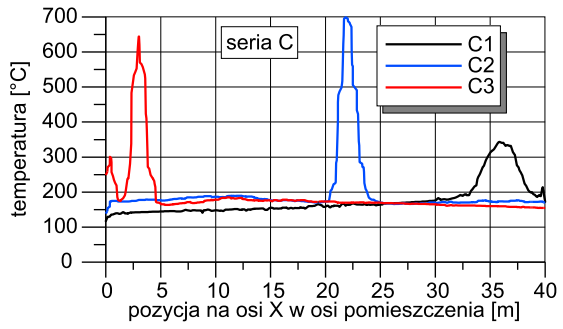
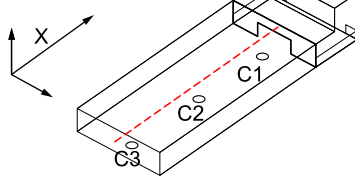
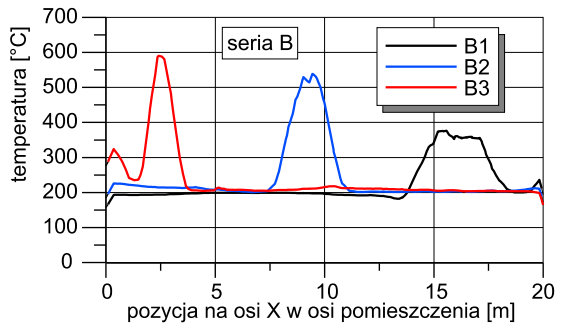
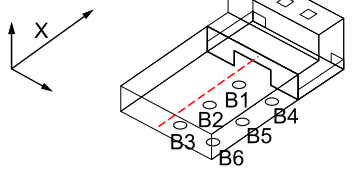
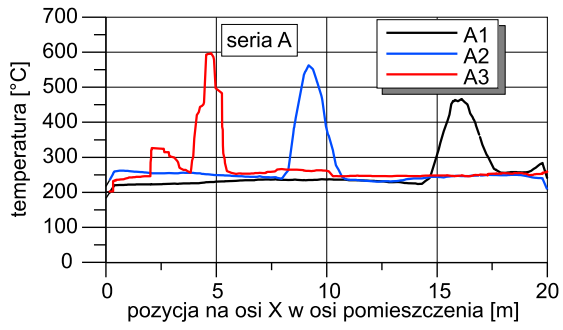
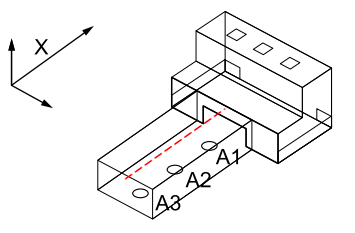


Fot. 6. Wypływ dymu z modelu w skali dla różnych lokalizacji źródła ognia wewnątrz pomieszczenia (fot. Autora)

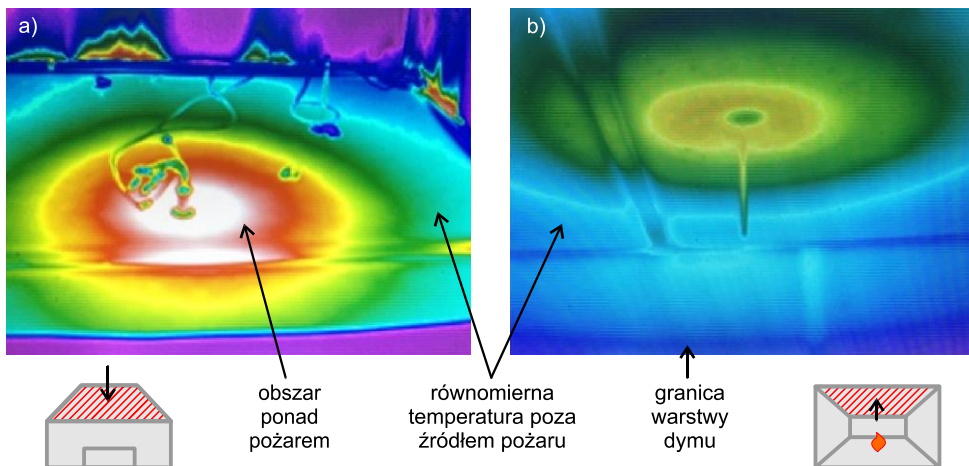


Rys. 21. Temperatura dymu [K] w otworze witryny (symulacje numeryczne CFD)

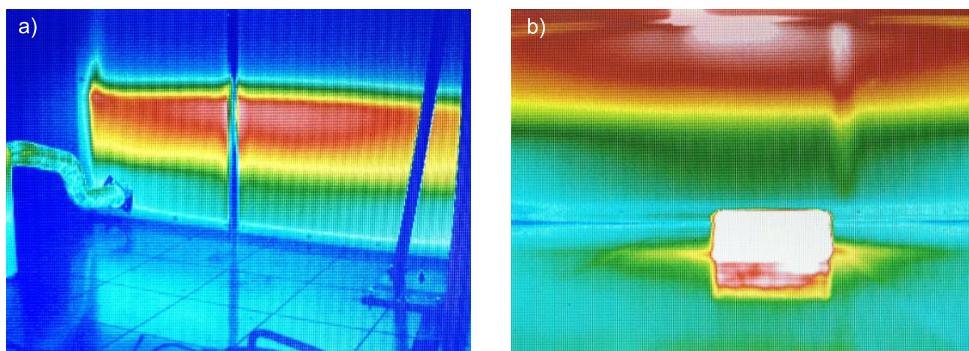
Badania fizykalne i numeryczne wskazują na niewielki wpływ zmian lokalizacji źródła pożaru wewnątrz takiego samego układu przegród budowlanych na przepływ masy dymu w układzie pomieszczeń. W prowadzonych badaniach numerycznych zwiększenie powierzchni rzutu poziomego lokalu powoduje spadek temperatury wypływającego dymu. Największy zaobserwowany spadek miał miejsce pomiędzy pożarami w lokalach o powierzchni 400 m^2 i 800 m^2 . W przypadku lokali mających ponad 800 m^2 nie zauważono istotnego spadku temperatury dymu związanego ze wzrostem powierzchni lokalu (rys. 22). Lokalne różnice w temperaturze wewnątrz pomieszczenia objętego pożarem zobrazowano na rysunku 23 i fotografii 7.



Rys. 22. Rozkład temperatury pod stropem pomieszczenia w osi symetrii przechodzącej przez otwór wejściowy dla scenariuszy A, B, C i D (symulacje numeryczne)



Rys. 23. Termogram stropu (zakres temperatury od 15°C do 80°C) – widoczny równomierny rozkład temperatury stropu ponad źródłem ognia
 a) na zewnątrz pomieszczenia podczas badania,
 b) wewnątrz pomieszczenia po zakończeniu badania (badania w skali modelowej)



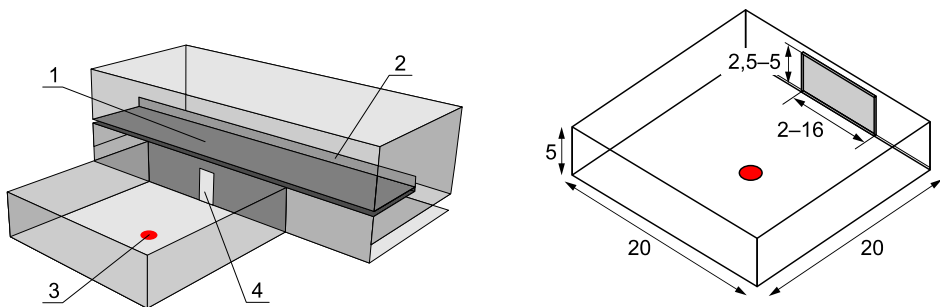
Fot. 7. Termogram (zakres temperatury od 10°C do 40°C) – widoczne równomierne nagrzanie przegród od warstwy dymu w pomieszczeniu
 a) ściana zewnętrzna stanowiska w skali modelowej,
 b) wewnątrz komory bezpośrednio po zakończeniu badania (badania w skali modelowej)

6.2. Eksperyment 2 – wpływ wielkości otworu na przegrodzie pionowej na masowy strumień dymu

Szerokość i wysokość otworu, którym dym wypływa z pomieszczenia do pasażu, jest istotnym parametrem uwzględnianym w niemal wszystkich analitycznych modelach wpływu dymu z pomieszczenia. Choć parametry

te bezsprzecznie, poza strumieniem ciepła powstałym w pożarze, w największy sposób zmieniają ilość dymu płynącą pod przegrodą poziomą, ich wpływ różni autorzy uwzględniają w odmienny sposób. W publikacji [22] przedstawiono rozbieżności pomiędzy wynikami obliczeń analitycznych dla obiektu budowlanego a analizami numerycznymi przepływu dymu, wynikające z różnicy w wysokości oraz szerokości witryny lokalu.

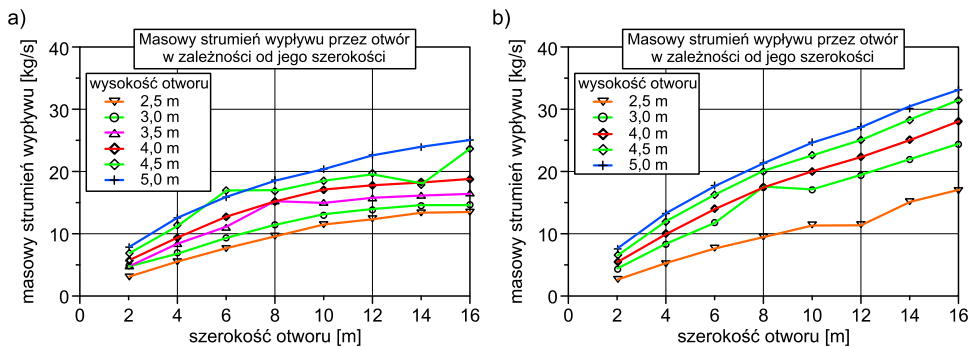
Przeprowadzono 88 analiz numerycznych z wykorzystaniem metody CFD. Przygotowano 48 modeli pomieszczeń o wysokości 5,00 m oraz wymiarach w rzucie poziomym 20,00 × 20,00 m (szer. × dł.) – rysunek 24. Symulacje numeryczne przeprowadzone w eksperymencie 2 poddano analizie z uwagi na przepływ dymu pod przegrodą poziomą (balkonem), co ze względu na odmienny wynik oceny jakościowej opisano jako eksperyment 3.



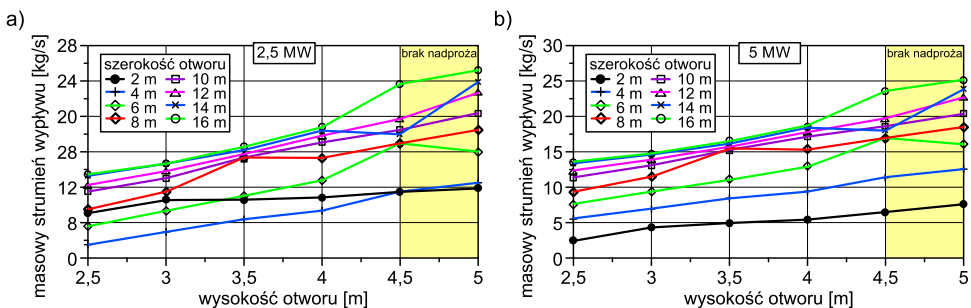
Rys. 24. Przykładowy model numeryczny wykorzystany w analizach oraz zakres zmienności wymiarów otworu wyjściowego
1 – istotna przegroda pionowa, 2 – przegroda pozioma (balkon), 3 – lokalizacja źródła pożaru, 4 – otwór łączący pomieszczenie z pasażem (wymiały w metrach)

Domę obliczeniową zamykały otwory odzwierciedlające punkty wy ciągu dymu o sumarycznej wydajności około 200 000 m³/h oraz otwory wolnego dopływu powietrza z zewnątrz domeny. Przyjęto założenie, że prędkość powietrza napływającego nie powinna przekraczać 0,50 m/s. Podobne uproszczenie było przyjęte w badaniach opisanych w pracy [15].

W badaniach zaobserwowano, że ilość dymu rośnie zarówno z szerokością (rys. 25), jak i wysokością (rys. 26) otworu łączącego pomieszczenie z pasażem. Szczegółową wartość masowego przepływu dymu przez otwór w witrynie, uzyskaną z wykorzystaniem metody CFD oraz autorskiej metody pomiaru, przedstawiono w tablicy 2.



Rys. 25. Zmiana masy strumienia wypływu przez otwór
 a) obliczenia z wykorzystaniem modelu CFD (moc pożaru 2,50 MW),
 b) obliczenia z wykorzystaniem modelu CFD (moc pożaru 5,00 MW)



Rys. 26. Masowy strumień wypływu z lokalu dla zmiennej wysokości otworu – wynik analiz numerycznych z wykorzystaniem modelu CFD
 a) moc pożaru 2,50 MW, b) moc pożaru 5,00 MW

Tablica 2. Wyniki obliczeń CFD – masowy strumień dymu wypływający z pomieszczenia [kg/s]

Wysokość [m]	Szerokość [m]							
	2,00	4,00	6,00	8,00	10,00	12,00	14,00	16,00
Moc pożaru – 2,50 MW								
2,50	2,99	5,52	7,62	9,54	11,49	12,30	13,37	13,51
3,00	4,79	6,97	9,36	11,53	13,01	13,85	14,63	14,67
3,50	4,79	8,43	11,08	15,31	15,10	15,81	16,15	16,46
4,00	5,81	9,37	12,80	15,24	17,03	17,74	18,31	18,70
4,50	6,88	11,46	16,92	16,92	18,47	19,67	17,96	23,62
5,00	7,79	12,55	15,98	18,44	20,30	22,66	23,85	25,10

Wysokość [m]	Szerokość [m]							
	2,00	4,00	6,00	8,00	10,00	12,00	14,00	16,00
Moc pożaru – 5,00 MW								
2,50	2,55	5,14	7,57	9,51	11,37	11,39	15,19	16,88
3,00	4,38	8,33	11,70	17,35	17,05	19,33	21,78	24,32
4,00	5,40	10,04	13,96	17,35	19,87	22,30	25,02	27,96
4,50	6,49	11,91	16,20	20,02	22,55	24,93	28,26	31,27
5,00	7,60	13,33	17,65	21,22	24,54	26,99	30,10	33,09

Przyrost ilości dymu ze zmianą wielkości otworu był zdecydowanie mniejszy, niż opisano w istniejących modelach analitycznych oraz powszechnie wykorzystywanym modelu strefowym, co ilościowo przedstawiono w tablicach 3 – 6. Największe różnice w wynikach zaobserwowano dla bardzo małych (2,00 m) i bardzo dużych (> 12,00 m) szerokości otworów oraz małej wysokości (2,50 m) otworu łączącego pomieszczenie i pasaż. Jest to spójne z dotychczasowymi obserwacjami Autora, według których zakres stosowania modeli analitycznych i strefowych ogranicza się do ich obszaru walidacji, a w tym wypadku do otworów o szerokości bliskiej 8,00 m.

Tablica 3. Masowy strumień dymu płynący przez witrynę lokalu według BS 7974 [38]

Wysokość [m]	Szerokość [m]							
	2,00	4,00	6,00	8,00	10,00	12,00	14,00	16,00
Moc pożaru – 2,50 MW								
2,50	4,3	6,8	9,0	10,8	12,6	14,2	15,8	17,2
3,00	5,2	8,2	10,7	13,0	15,1	17,1	18,9	20,7
3,50	6,0	9,6	12,5	15,2	17,6	19,9	22,1	24,1
4,00	6,9	10,9	14,3	17,4	20,1	22,7	25,2	27,5
4,50	7,7	12,3	16,1	19,5	22,7	25,6	28,4	31,0
5,00	8,6	13,7	17,9	21,7	25,2	28,4	31,5	34,4
Moc pożaru – 5,00 MW								
2,50	5,42	8,61	11,28	13,66	15,86	17,91	19,84	21,69
3,00	6,51	10,33	13,54	16,40	19,03	21,49	23,81	26,03
3,50	7,59	12,05	15,79	19,13	22,20	25,07	27,78	30,37
4,00	8,68	13,77	18,05	21,86	25,37	28,65	31,75	34,71
4,50	9,76	15,49	20,30	24,60	28,54	32,23	35,72	39,04
5,00	10,85	17,22	22,56	27,33	31,71	35,81	39,69	43,38

Tablica 4. Porównanie wyników obliczeń analitycznych według BS 7974 i CFD

Wysokość [m]	Szerokość [m]							
	2,00	4,00	6,00	8,00	10,00	12,00	14,00	16,00
Moc pożaru – 2,50 MW								
2,50	44%	23%	18%	13%	10%	15%	18%	27%
3,00	9%	18%	14%	13%	16%	23%	29%	41%
3,50	25%	14%	13%	-1%	17%	26%	37%	46%
4,00	19%	16%	12%	14%	18%	28%	38%	47%
4,50	12%	7%	-5%	15%	23%	30%	58%	31%
5,00	10%	9%	12%	18%	24%	25%	32%	37%
Moc pożaru – 5,00 MW								
2,50	113%	68%	49%	44%	39%	57%	31%	28%
3,00	49%	24%	16%	-5%	12%	11%	9%	7%
4,00	61%	37%	29%	26%	28%	28%	27%	24%
4,50	50%	30%	25%	23%	27%	29%	26%	25%
5,00	43%	29%	28%	29%	29%	33%	32%	31%

Tablica 5. Wyniki obliczeń w modelu strefowym B-RISK – masowy strumień dymu wypływający z pomieszczenia

Wysokość [m]	Szerokość [m]							
	2,00	4,00	6,00	8,00	10,00	12,00	14,00	16,00
Moc pożaru – 2,50 MW								
2,50	4,77	6,97	9,17	11,15	12,96	14,65	16,25	17,76
3,00	5,69	8,48	11,11	13,44	15,58	17,61	19,50	20,86
3,50	6,57	10,01	13,05	15,72	19,34	21,82	23,74	25,96
4,00	7,58	11,55	15,78	19,05	22,04	24,89	28,78	30,07
4,50	8,67	13,68	17,80	21,43	24,76	28,76	29,69	33,07
5,00	9,93	15,18	19,60	23,53	27,14	30,23	32,23	39,29
Moc pożaru – 5,00 MW								
2,50	5,50	8,66	10,87	12,95	16,17	18,24	20,20	22,07
3,00	7,21	10,38	13,97	16,81	19,44	21,90	24,24	26,46
3,50	9,03	12,71	16,34	19,67	22,72	25,57	29,41	33,77
4,00	10,61	14,58	18,73	23,70	27,39	30,83	33,74	38,04
4,50	11,88	17,12	22,14	26,64	30,73	34,54	37,72	40,33
5,00	13,00	18,97	24,40	29,19	33,58	38,23	41,96	44,63

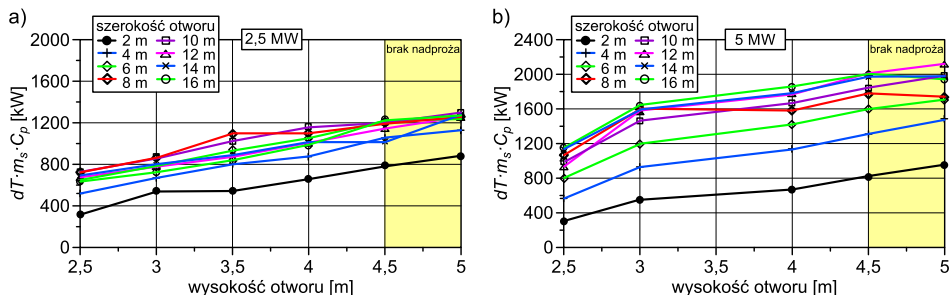
Tablica 6. Porównanie wyników obliczeń w modelu B-RISK i CFD

Wysokość [m]	Szerokość [m]							
	2,00	4,00	6,00	8,00	10,00	12,00	14,00	16,00
Moc pożaru – 2,50 MW								
2,50	60%	26%	20%	17%	13%	19%	21,5%	31,5%
3,00	19%	22%	19%	17%	20%	27%	33%	42%
3,50	37%	19%	18%	3%	28%	38%	47%	58%
4,00	30%	23%	23%	25%	29%	40%	57%	61%
4,50	26%	19%	5%	27%	34%	46%	65%	40%
5,00	27%	21%	23%	28%	34%	33%	35%	57%
Moc pożaru – 5,00 MW								
2,50	116%	69%	44%	36%	42%	60%	33%	31%
3,00	65%	25%	19%	-3%	14%	13%	11%	9%
4,00	97%	45%	34%	37%	38%	38%	35%	36%
4,50	83%	44%	37%	33%	36%	39%	33%	29%
5,00	71%	42%	38%	38%	37%	42%	39%	35%

Poza jednym scenariuszem (z osiemdziesięciu ośmiu) model strefowy B-RISK [24] wykazywał większy masowy strumień dymu wypływający z lokalu niż analiza CFD. Różnica w wartości masowego strumienia dymu określonego z wykorzystaniem analiz CFD i strefowego modelu rozwoju pożaru dla mocy pożaru 2,50 MW wynosiła do 61%, przy czym w odniesieniu do otworów o szerokości od 6,00 m do 10,00 m oraz wysokości od 3,00 m do 5,00 m różnica ta była mniejsza lub równa 34%. Przy mocy pożaru 5,00 MW różnica wynosiła do 116%, a w przypadku otworów o szerokości od 6,00 m do 12,00 m i wysokości od 3,00 m do 5,00 m – do 38%. Podobnie jak w przypadku modelu analitycznego, najlepszą zgodność w obliczeniach uzyskano w odniesieniu do wymiarów otworu 3,50 × 8,00 m (3%) oraz 3,00 × 8,00 m (-3%) odpowiednio dla pożaru 2,50 MW i 5,00 MW. Największą różnicę uzyskano dla wielkości otworu 14,00 × 4,50 m (65%) oraz 2,00 × 2,50 m (116%) – odpowiednio dla pożaru o mocy 2,50 MW i 5,00 MW.

Zmiana wysokości otworu łączącego pomieszczenie z pasażem powodowała zmianę ilości energii w dymie usuwanym z lokalu (rys. 27). Większy otwór umożliwił usunięcie większej ilości energii z pomieszczenia, przy czym zaobserwowano zatrzymanie tego trendu przy szerokościach otworu 8,00 m i 12,00 m dla pożarów odpowiednio 2,50 MW i 5,00 MW. Możliwość usunięcia energii powstałej w pożarze przez odpowiednio duży

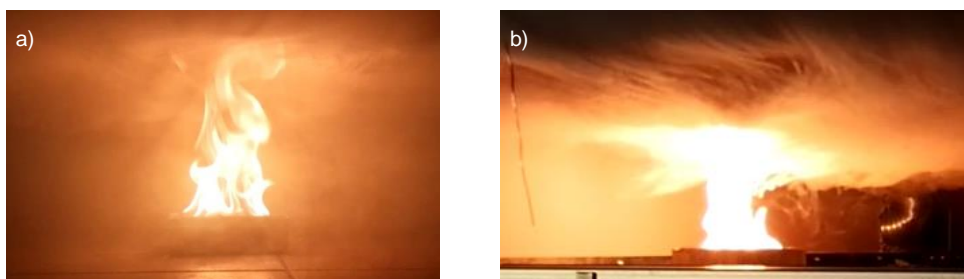
otwór w przegrodzie łączącej pomieszczenie z pasażem można interpretować jako powiązanie wielkości otworu ze skutecznością oczyszczania lokalu z dymu.



Rys. 27. Energia zgromadzona w dymie wypływającym z lokalu objętego pożarem – wynik analiz numerycznych z wykorzystaniem modelu CFD
a) moc pożaru 2,50 MW, b) moc pożaru 5,00 MW

W badaniu modelowym powtórzono eksperymenty numeryczne przy lokalizacji pożaru w centralnym punkcie pomieszczenia (tak jak w analizach CFD) oraz dla szerokości otworu: 2,00 m, 4,00 m, 8,00 m, 12,00 m i 16,00 m. Wysokość otworu wynosiła 2,50 m, 3,00 m, 4,00 m, 4,50 m i 5,00 m. Badania w skali modelowej prowadzono wyłącznie w odniesieniu do pożaru o mocy 2,50 MW.

W przypadku wąskich otworów (2,00 m lub 4,00 m), bez względu na wysokość otworu, cały lokal był wypełniony gęstym dymem w sposób uniemożliwiający obserwację przeciwległej ściany. W przypadku otworu o szerokości 8,00 m, nawet przy wysokości zaledwie 3,00 m, lokal był wolny od dymu w stopniu zapewniającym widoczność całego modelu pomieszczenia (po wprowadzeniu aerozolu znacznikowego) – fotografia 8.

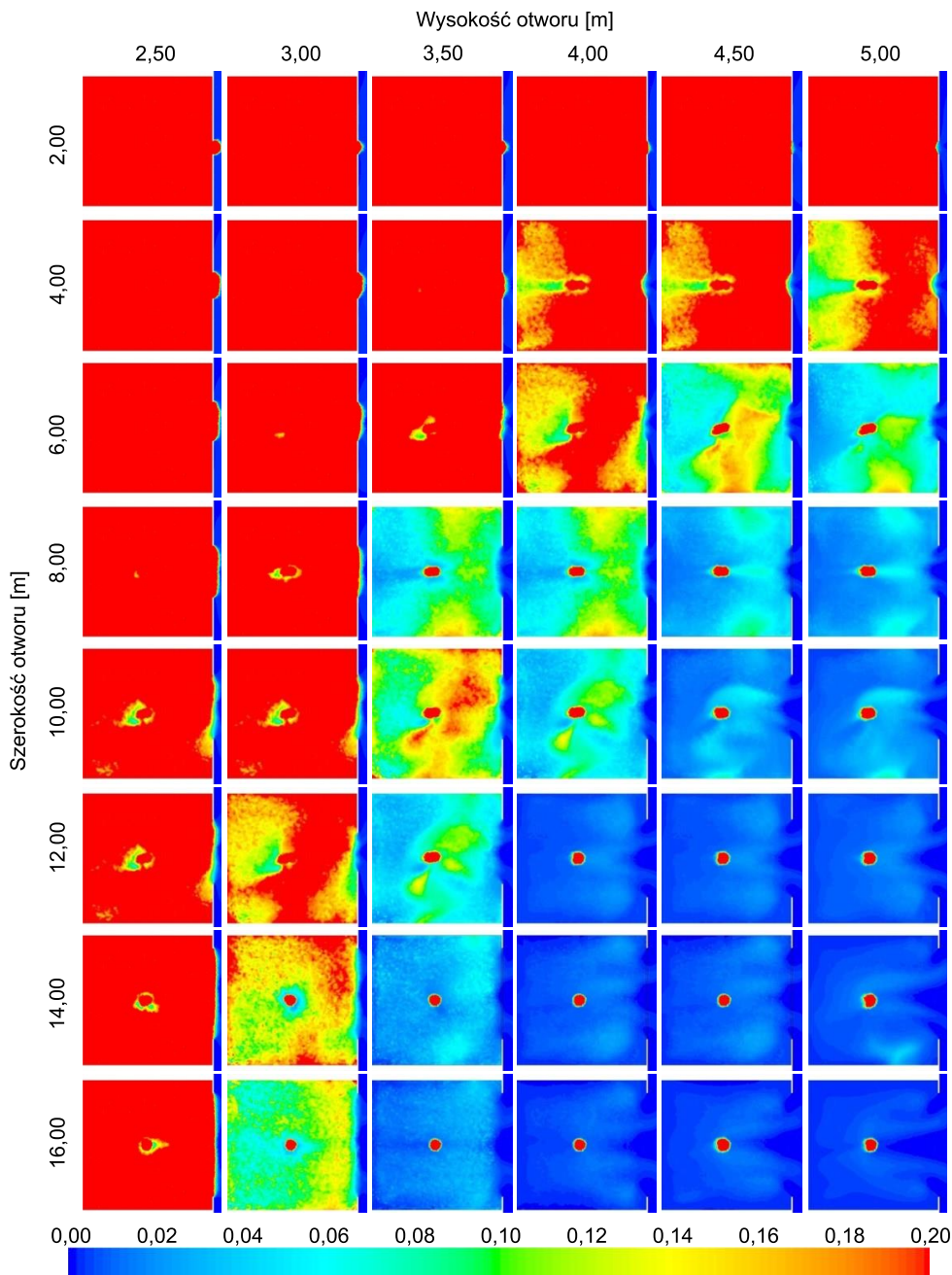


Fot. 8. Źródło pożaru z widocznym zadymieniem obszaru w jego pobliżu
a) moc pożaru 7,90 kW (2,50 MW), otwór o wymiarach 2,00 x 2,50 m, b) moc pożaru 7,90 kW (2,50 MW), otwór o wymiarach 8,00 x 2,50 m (badanie modelowe)

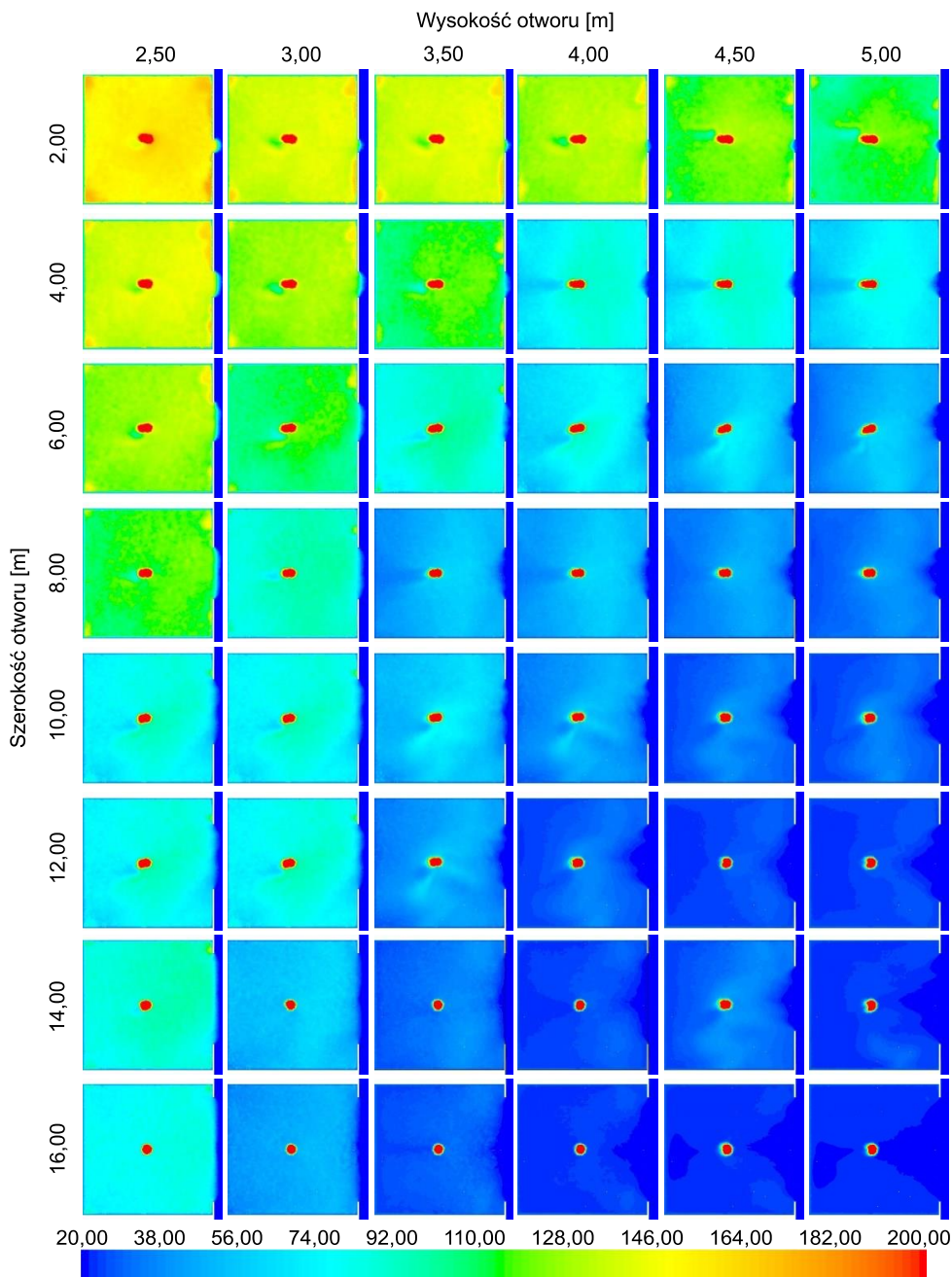
Całkowite zadymienie lokali o niewielkich otworach pomiędzy lokalem a pasażem Autor przypisuje intensywnemu mieszaniu się dymu i napływającego powietrza kompensacyjnego, które miało miejsce w otworze łączącym obie przestrzenie.

Zestawienie wyników wszystkich przeprowadzonych analiz numerycznych w odniesieniu do masowego stężenia dymu oraz temperatury na wysokości 2,00 m powyżej poziomu lokalu handlowego przedstawiono na rysunkach 28 – 31.

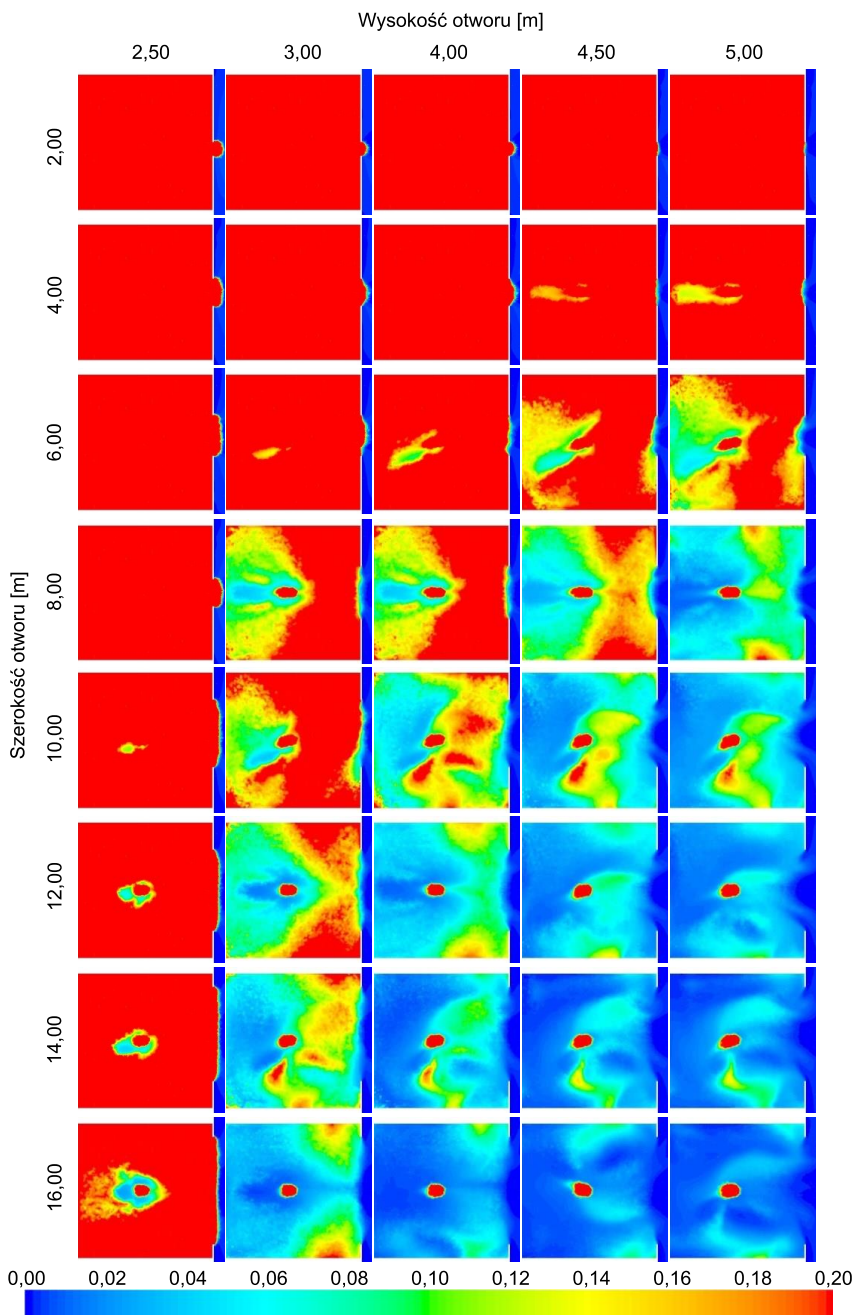
W analizie CFD zaobserwowano, podobnie jak w badaniach modelowych, że zwiększenie otworu w witrynie w sposób istotny zmieniało warunki środowiska panujące wewnątrz lokalu. W odniesieniu do pożaru o mocy 2,50 MW dla otworu o szerokości 2,00 m oraz 4,00 m, bez względu na wysokość otworu, zadymienie w samym lokalu przekraczało przyjęte graniczne kryteria oceny. W lokalu o szerokości otworu 6,00 m tylko przy wysokości 5,00 m zapewniono utrzymanie akceptowalnych warunków środowiska. Natomiast w lokalach o szerszych otworach wyjściowych zachowane były parametry oceny z uwagi na ewakuację osób już przy wysokości 3,50 m. W żadnym z badanych przypadków nie udało się uzyskać oczekiwanych parametrów środowiskowych przy wysokości do 3,00 m. Mieszanie się dymu z powietrzem w wąskich lub niskich otworach wejściowych zaobserwowano zarówno w badaniach modelowych, jak i numerycznych. Zjawisko to Autor przypisuje dużej prędkości przepływu powietrza wpływającego do lokalu handlowego (rys. 32 i 33), powodującej intensywne mieszanie się dymu i powietrza w pobliżu otworu oraz pozostałej powierzchni lokalu. Zjawisko to jest wyjątkowo niepożądane, gdyż prowadzi do szybkiego wypełnienia się lokalu handlowego dymem o dużej gęstości optycznej, pozbawionym siły wyporu.



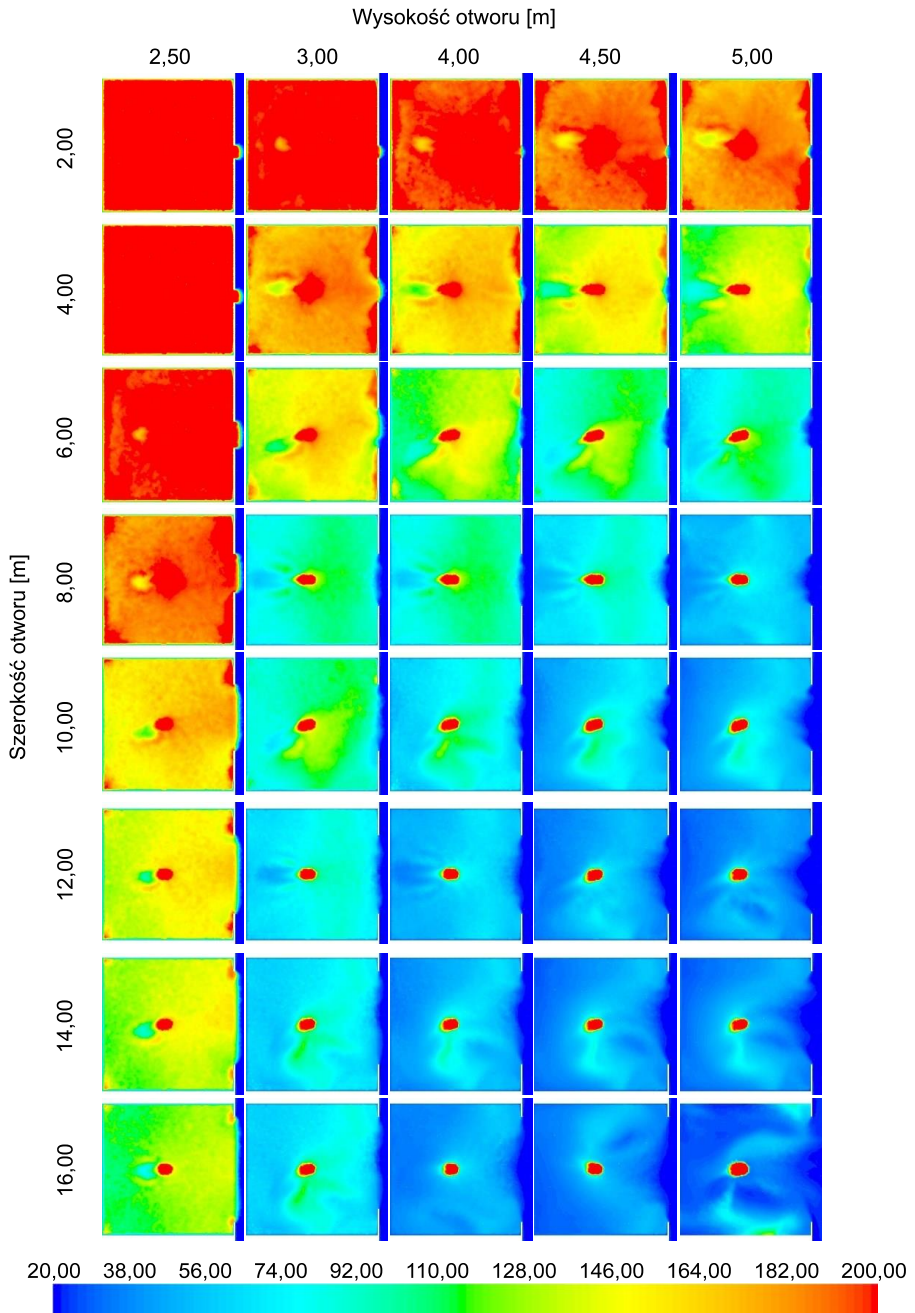
Rys. 28. Przewidywane masowe stężenie dymu [g/m^3] w przekroju poziomym na wysokości 2,00 m powyżej posadzki dla wszystkich kombinacji wielkości otworu (moc pożaru 2,50 MW, obliczenia numeryczne CFD)



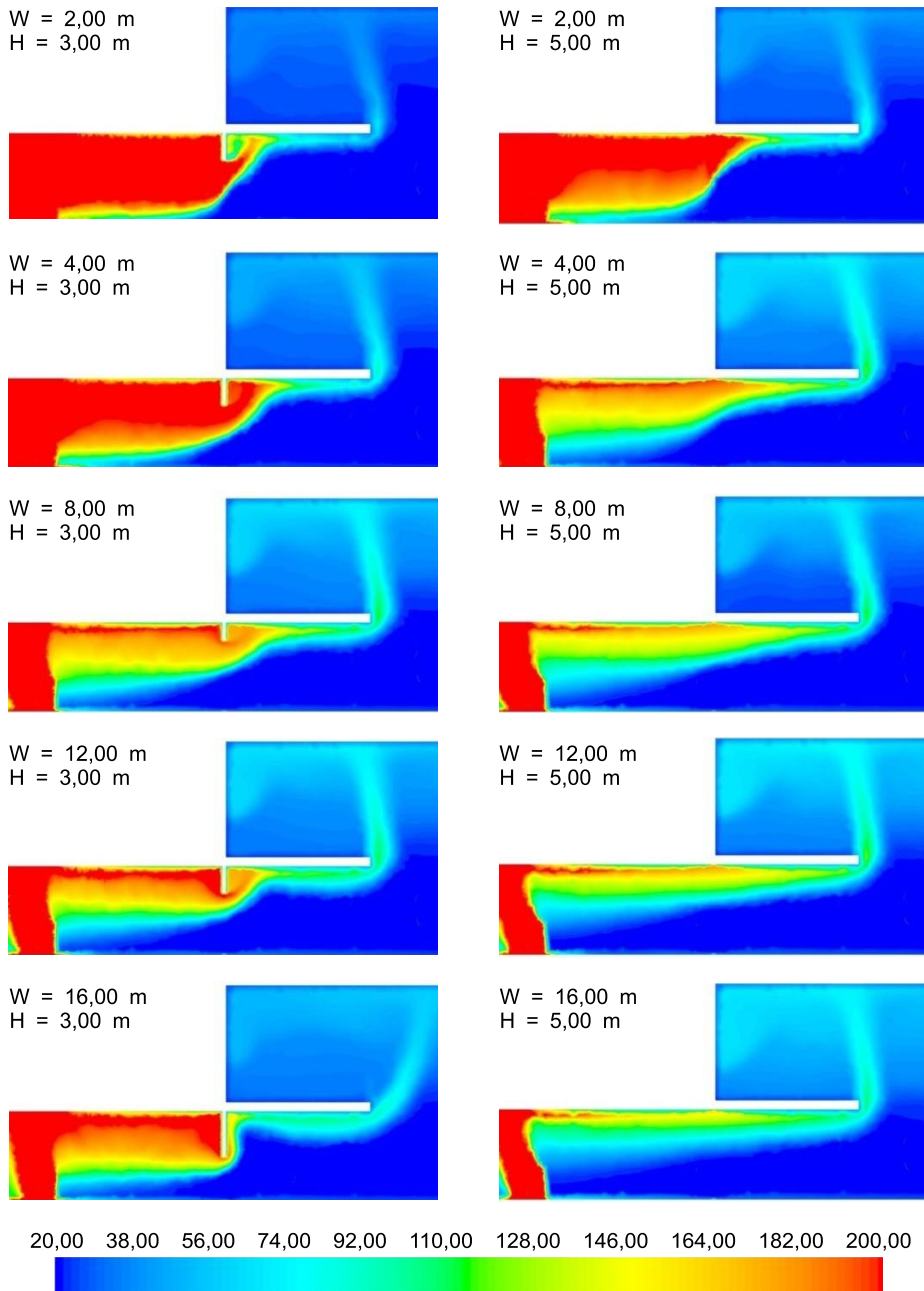
Rys. 29. Przewidywana temperatura dymu [°C] w przekroju poziomym na wysokości 2,00 m powyżej posadzki dla wszystkich kombinacji wielkości otworu (moc pożaru 2,50 MW, obliczenia numeryczne CFD)



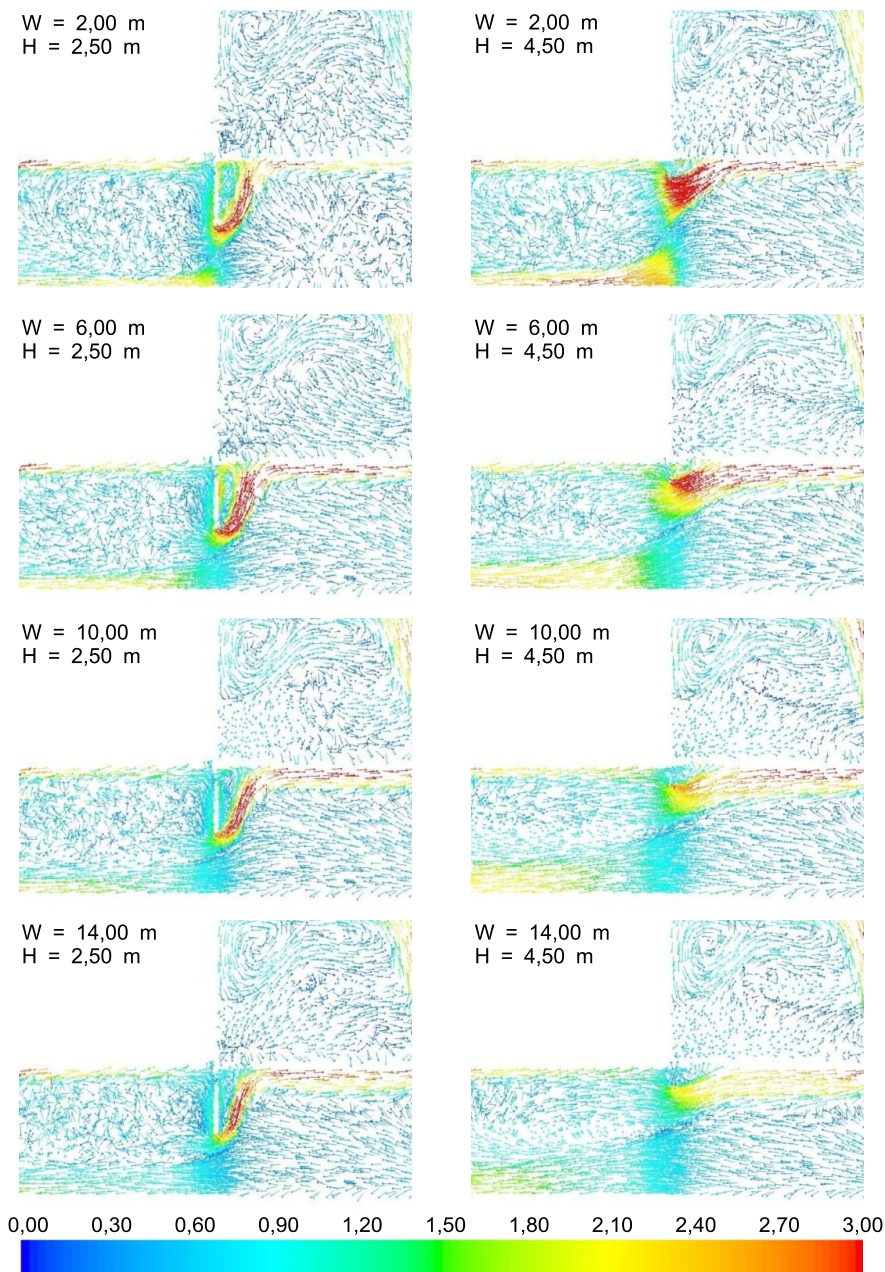
Rys. 30. Przewidywane masowe stężenie dymu [g/m^3] w przekroju poziomym na wysokości 2,00 m powyżej posadzki dla wszystkich kombinacji wielkości otworu (moc pożaru 5,00 MW, obliczenia numeryczne CFD)



Rys. 31. Przewidywana temperatura dymu [°C] w przekroju poziomym na wysokości 2,00 m powyżej posadzki dla wszystkich kombinacji wielkości otworu (moc pożaru 5,00 MW, obliczenia numeryczne CFD)



Rys. 32. Przewidywana temperatura dymu wypływającego z lokalu (20°C – 200°C i więcej) do pasażu handlowego w przekroju pionowym przez otwór wejściowy (zbliżenie) – dla różnych szerokości (W) i wysokości (H) otworu wejściowego oraz mocy pożaru 5,00 MW (obliczenia numeryczne CFD)



Rys. 33. Wektory ilustrujące prędkość przepływu powietrza (0 m/s – 3,00 m/s) w przekroju pionowym przez otwór wejściowy do lokalu oddymianego przez pasaż – dla różnych szerokości (W) i wysokości (H) otworu wejściowego oraz mocy pożaru 5,00 MW (obliczenia numeryczne CFD)

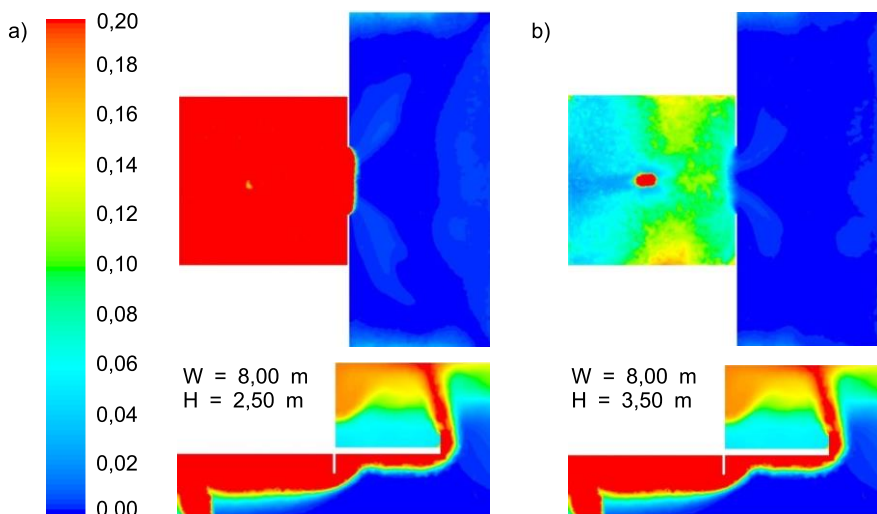
6.3. Eksperyment 3 – wpływ głębokości przegrody poziomej na przepływ dymu

Celem eksperymentu 3 było określenie wpływu poziomych przegród budowlanych na przepływ dymu oraz na ilość i parametry dymu, który należy usunąć z przestrzeni wspólnej. Eksperyment 3 stanowi rozwinięcie oceny wyników eksperymentu 2 z uwagi na pomiar masowego strumienia dymu w wybranych płaszczyznach pionowych pod przegrodą poziomą, w odległościach od 2,00 m do 8,00 m od otworu wejściowego. Eksperyment numeryczny powtórzono dla 48 kombinacji wielkości otworu wejściowego w odniesieniu do mocy pożaru 2,50 MW oraz dla 40 kombinacji wielkości tego otworu dla mocy pożaru 5,00 MW. W modelu odwzorowano przegrodę poziomą o głębokości 8,00 m, przy czym pomiar masowego przepływu dymu miał miejsce w odległości 2,00 m, 4,00 m, 6,00 m oraz 8,00 m od ściany pasażu.

Analizując wyniki przeprowadzonych badań, zauważono, że w pewnej odległości od otworu wyjściowego z lokalu, szerokość strumienia podsufitowego maleje bez względu na jego pierwotną szerokość, wynikająca z wymiarów otworu. Należy zauważyć, że w równaniach (3.20) i (3.21) przyjęto, że szerokość strumienia dymu płynącego pod przegrodą poziomą rośnie w sposób liniowy wraz z szerokością otworu, a w przypadku równania (3.20) także z głębokością balkonu (rys. 34 i 35). Masowy strumień dymu płynący pod przegrodą poziomą opisano w tablicy 7.

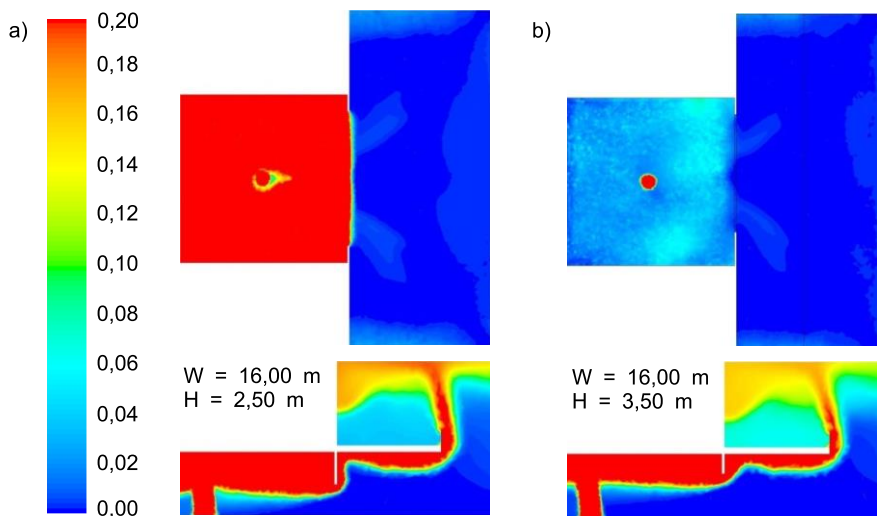
Wpływ wysokości otworu wyjściowego oraz obecności przegrody pionowej (nadproża) na masę dymu płynącą w pewnej odległości od otworu był zdecydowanie mniejszy niż wpływ wymiarów otworu na sam wypływ dymu (rys. 36 – 39). W sytuacji, w której nie występowała istotna przegroda pionowa na drodze dymu, masa dymu płynącego pod przegrodą poziomą była większa niż w przypadku otworu z przegrodą pionową.

Szerokość otworu łączącego pomieszczenie z pasażem wpływała na masę dymu płynącego pod przegrodą poziomą. Należy zauważyć, że w przypadku otworów o szerokości do 8,00 m dla pożaru o mocy 2,50 MW oraz do 10,00 m dla pożaru o mocy 5,00 MW masa dymu płynąca w wybranych odległościach od witryny zmieniała się w sposób istotny, zaś dla otworów o większej szerokości zmiana masy wraz z szerokością była niewielka. Wraz z rosnącą odległością od witryny lokalu wpływ zarówno wysokości, jak i szerokości otworu malał, co wskazuje na niezależne od wielkości otworu zachowanie strumienia podsufitowego dymu płynącego pod przegrodą poziomą.



Rys. 34. Przewidywane masowe stężenie dymu [g/m^3] w przekroju poziomym na wysokości 2,00 m powyżej posadzki oraz w przekroju pionowym przez obszar otworu, moc pożaru około 2,50 MW

- a) pomieszczenie o otworze szerokości $W = 8,00$ m i wysokości $H = 2,50$ m,
 b) pomieszczenie o otworze $W = 8,00$ m, $H = 3,50$ m (obliczenia numeryczne CFD)



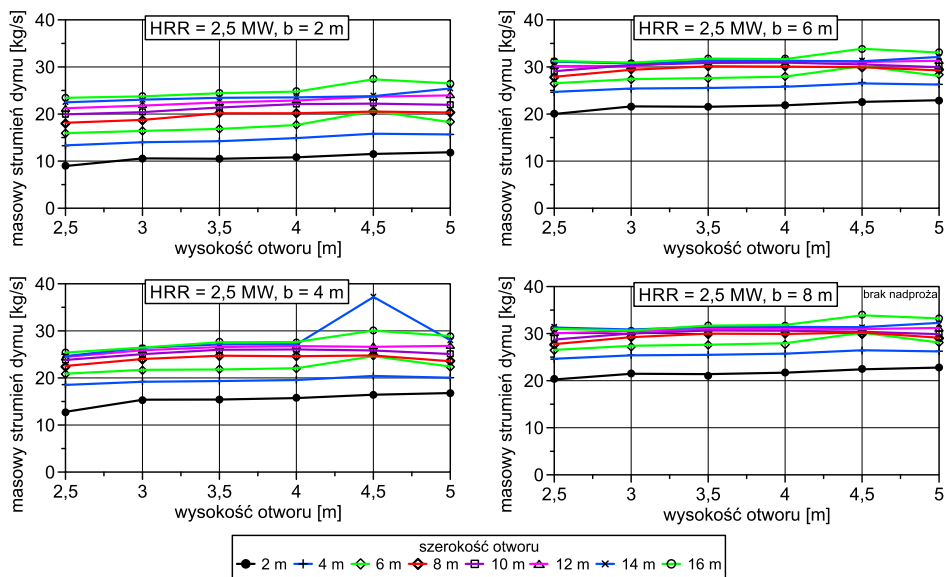
Rys. 35. Przewidywane masowe stężenie dymu [g/m^3] w przekroju poziomym na wysokości 2,00 m powyżej posadzki oraz w przekroju pionowym przez obszar otworu, moc pożaru około 2,50 MW

- a) pomieszczenie o otworze szerokości $W = 16,00$ m i wysokości $H = 2,50$ m,
 b) pomieszczenie o otworze $W = 16,00$ m, $H = 3,50$ m (obliczenia numeryczne CFD)

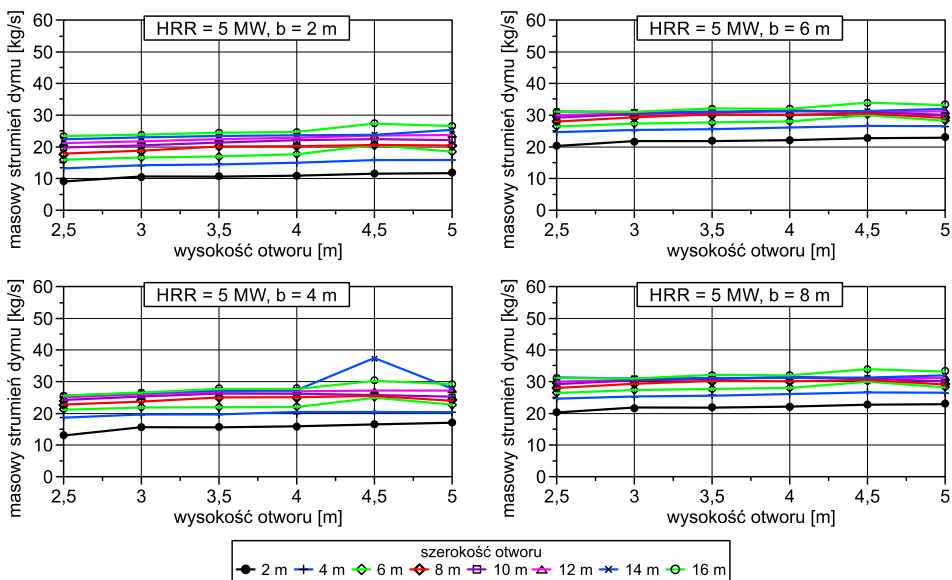
Tablica 7. Masowy strumień dymu płynącego pod przegrodą poziomą w zależności od głębokości przegrody poziomej – dla otworu łączącego lokal z pasażem o wybranej wysokości i szerokości (pożar o mocy około 2,50 MW oraz 5,00 MW)

Głębokość balkonu [m]	Szerokość [m]							
	2,00	4,00	6,00	8,00	10,00	12,00	14,00	16,00
Moc pożaru – 2,50 MW, wysokość otworu 2,50 m								
2,00	9,10	13,26	16,05	18,06	19,95	21,240	22,53	23,33
4,00	12,99	18,65	21,06	22,55	24,14	24,545	24,95	25,49
6,00	20,20	24,56	26,37	27,66	28,85	30,105	31,36	31,07
8,00	23,05	29,21	31,67	33,35	34,91	35,205	35,50	34,20
Moc pożaru – 2,50 MW, wysokość otworu 3,00 m								
2,00	10,55	14,11	16,45	18,80	20,43	21,700	22,97	23,67
4,00	15,53	19,45	21,83	24,07	25,22	25,935	26,65	26,51
6,00	21,45	25,35	27,26	29,21	30,03	30,365	30,70	30,68
8,00	26,10	30,58	32,85	35,27	35,70	35,865	36,03	36,35
Moc pożaru – 2,50 MW, wysokość otworu 3,50 m								
2,00	10,57	14,34	16,96	20,270	21,38	22,380	23,38	24,36
4,00	15,54	19,45	21,96	24,925	26,20	26,745	27,29	27,76
6,00	21,46	25,43	27,57	29,930	30,85	31,025	31,20	31,75
8,00	26,10	31,41	33,03	35,880	36,75	36,635	36,52	37,01
Moc pożaru – 2,50 MW, wysokość otworu 4,00 m								
2,00	10,85	14,95	17,69	20,22	22,190	22,8650	23,54	24,75
4,00	15,89	19,70	22,25	24,74	26,350	26,8500	27,35	27,75
6,00	21,72	25,79	27,93	29,94	30,955	31,0525	31,15	31,74
8,00	27,13	32,07	33,92	35,67	36,750	36,5750	36,40	37,14
Moc pożaru – 2,50 MW, wysokość otworu 4,50 m								
2,00	11,54	15,86	20,72	20,71	22,22	23,64	23,76	27,38
4,00	16,50	20,50	24,81	24,81	25,86	26,80	27,25	30,26
6,00	22,50	26,45	29,97	29,97	30,41	30,92	31,16	33,84
8,00	28,40	33,22	35,90	35,89	36,51	36,78	36,70	39,51
Moc pożaru – 2,50 MW, wysokość otworu 5,00 m								
2,00	11,96	15,73	18,46	20,40	21,94	23,99	25,37	26,52
4,00	16,96	20,30	22,59	23,80	25,20	26,93	28,05	29,17
6,00	22,89	26,23	28,18	29,06	29,85	31,28	32,01	33,22
8,00	29,41	33,50	34,57	35,99	36,50	37,77	38,42	39,10

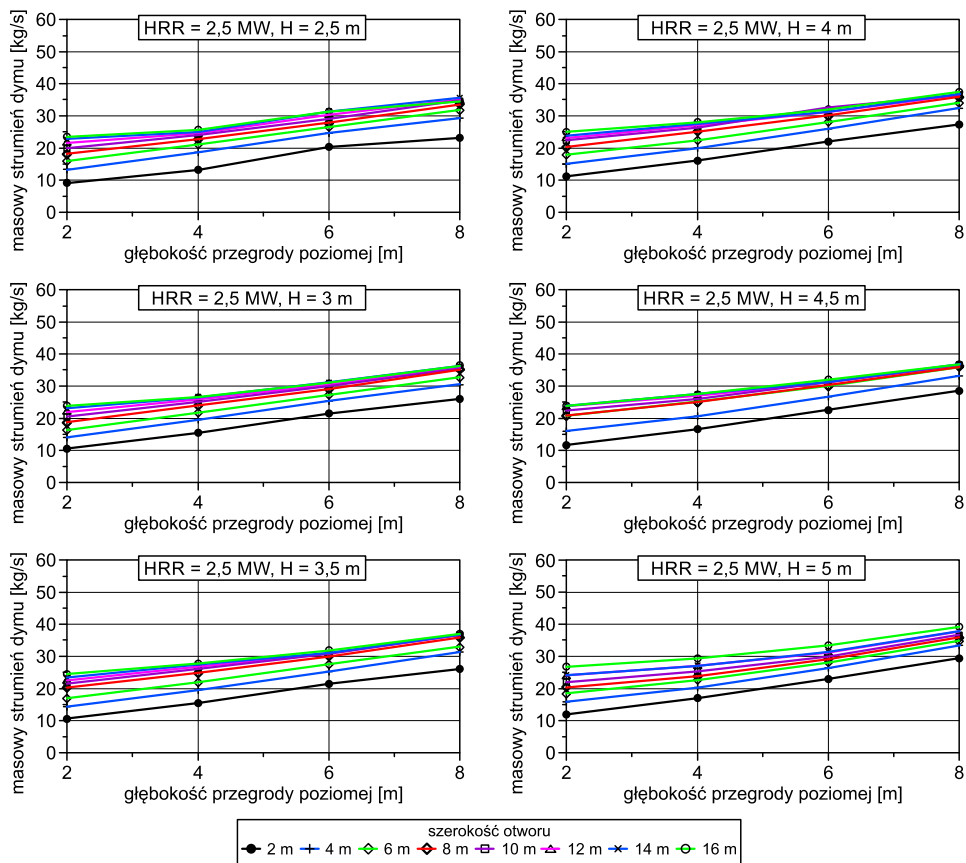
Głębokość balkonu [m]	Szerokość [m]							
	2,00	4,00	6,00	8,00	10,00	12,00	14,00	16,00
Moc pożaru – 5,00 MW, wysokość otworu 2,50 m								
2,00	11,90	16,89	20,47	22,66	25,17	27,17	30,65	33,53
4,00	17,99	23,98	27,71	29,69	31,55	33,20	36,36	38,32
6,00	24,95	31,05	34,35	36,08	37,69	38,58	40,65	42,02
8,00	31,48	39,56	43,09	45,28	46,68	47,45	49,11	49,64
Moc pożaru – 5,00 MW, wysokość otworu 3,00 m								
2,00	12,95	17,80	21,46	26,28	26,97	29,08	31,74	34,71
4,00	19,64	24,80	28,48	32,28	33,71	35,41	38,37	40,95
6,00	27,70	32,52	35,33	37,75	38,74	39,89	42,03	43,93
8,00	36,50	41,76	44,18	46,23	47,34	48,33	50,13	51,03
Moc pożaru – 5,00 MW, wysokość otworu 4,00 m								
2,00	13,42	18,86	22,80	26,24	28,33	30,28	33,14	36,52
4,00	20,01	25,41	28,91	32,27	34,18	35,65	38,67	41,49
6,00	28,52	32,81	35,46	37,70	38,82	39,89	42,07	44,27
8,00	37,68	42,30	44,35	46,21	47,37	48,31	50,17	51,19
Moc pożaru – 5,00 MW, wysokość otworu 4,50 m								
2,00	14,37	20,02	23,9	27,33	29,16	30,77	34,41	37,58
4,00	20,67	26,16	29,3	32,40	34,20	35,33	38,40	41,49
6,00	28,95	33,35	35,7	37,67	38,78	39,56	42,05	44,37
8,00	38,18	42,91	44,8	46,53	47,65	48,17	50,17	51,31
Moc pożaru – 5,00 MW, wysokość otworu 5,00 m								
2,00	14,96	19,96	23,40	26,14	29,18	31,04	34,87	37,89
4,00	21,38	25,84	28,55	30,25	33,25	34,73	38,06	40,91
6,00	29,64	33,21	34,99	36,02	38,21	39,48	42,15	44,46
8,00	39,12	42,99	44,70	44,82	47,56	48,82	50,28	51,94



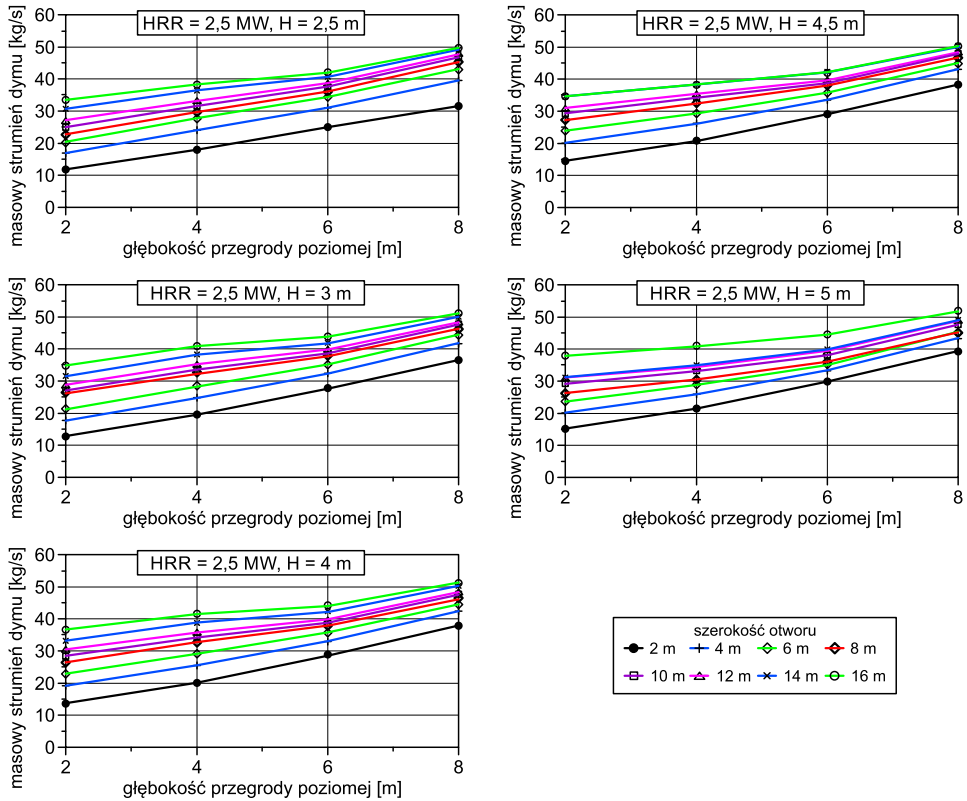
Rys. 36. Masowy strumień dymu pod przegrodą poziomą w odległości 2,00 m, 4,00 m, 6,00 m oraz 8,00 m od witryny lokalu, w zależności od wysokości otworu łączącego lokal z pasażem; moc pożaru 2,50 MW (obliczenia numeryczne CFD)



Rys. 37. Masowy strumień dymu pod przegrodą poziomą w odległości 2,00 m, 4,00 m, 6,00 m oraz 8,00 m od witryny lokalu, w zależności od wysokości otworu łączącego lokal z pasażem; moc pożaru 5,00 MW (obliczenia numeryczne CFD)



Rys. 38. Masowy strumień dymu pod przegrodą poziomą w odległości od 2,00 m do 8,00 m od witryny lokalu, w zależności od wysokości i szerokości otworu łączącego lokal z pasażem; moc pożaru 2,50 MW (obliczenia numeryczne CFD)



Rys. 39. Masowy strumień dymu pod przegrodą poziomą w odległości od 2,00 m do 8,00 m od witryny lokalu, w zależności od wysokości i szerokości otworu łączącego lokal z pasażem; moc pożaru 5,00 MW (obliczenia numeryczne CFD)

W celu zilustrowania zjawisk zachodzących w trakcie przepływu dymu pod przegrodą poziomą przeprowadzono badania fizykalne dla otworu o wymiarach 8,00 × 3,00 m oraz przegrody poziomej (balkon) o głębokości 8,00 m (fot. 9).

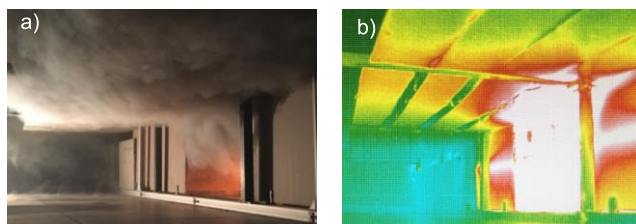
Analizując dokładnie obraz z kamery termowizyjnej, określono, iż dym płynący w kierunku równoległym do witryny ma temperaturę zbliżoną do temperatury otoczenia (na granicy działania sił wyporu), a zatem nie miesza się intensywnie z otaczającym powietrzem, nawet po przekroczeniu krawędzi rozplywu przegrody poziomej (fot. 10).

Wartości współczynnika m_b/m_o , wyznaczone w analizach CFD dla wybranych głębokości balkonu, przedstawiono w tablicach 8 – 11. Należy zauważyć, że dotychczasowe dane literaturowe sugerują stosowanie współczynnika przyrostu masy dymu o wartości 2,00. Wyniki badań

H. P. Morgana, przedstawione przez R. Harrisona [54], wskazują na wartość przyrostu masy dymu równy 1,73 dla witryny o szerokości 7,00 m oraz 2,50 dla witryny o szerokości 14,00 m. Praca [53] odnośnie do przepływu bez kurtyn kierunkujących sugeruje wykorzystanie współczynnika przyrostu masy dymu od 1,40 do 2,00.



Fot. 9. Widok dymu płynącego pod przegrodą poziomą – badania fizykalne (fot. Autora)



Fot. 10. Wypływ dymu z lokalu do pasażu
a) przepływ dymu z lokalu, b) termogram przegród w czasie pożaru
(w tym przegrody poziomej) w zakresie od 12°C do 27°C (fot. Autora)

W badaniach przeprowadzonych przez Autora współczynnik m_b/m_o wynosił od 1,06 do 12,35. Przy odrzuceniu skrajnych wartości obliczonych dla otworów o szerokości 2,00 m lub wysokości 2,50 m zakres zmienności współczynnika przyrostu dymu wynosił od 1,06 do 4,39 dla pożaru o mocy 2,50 MW oraz od 1,15 do 5,01 dla pożaru o mocy 5,00 MW.

Wartość średnia parametru dla wszystkich wyników obliczeń wynosiła 2,20 dla mocy pożaru 2,50 MW, przy odchyleniu standardowym 1,20, natomiast przy mocy pożaru 5,00 MW odpowiednio 2,61 i 1,67. Analizując wyniki z pominięciem otworów o szerokości 2,00 m i wysokości 2,50 m, można stwierdzić, że wartości współczynnika przyrostu dymu i jego odchylenia standardowego wynoszą: dla pożaru o mocy 2,50 MW – 1,86 i 0,59; dla pożaru o mocy 5,00 MW – 1,93 i 0,69.

Wektory prędkości przepływu powietrza w przekroju poziomym na wysokości 4,75 m pokazano na rysunkach 40 i 41.

Tablica 8. Współczynnik przyrostu masy dymu w odległości 2,00 m od otworu pomiędzy lokalem a pasażem (obliczenia numeryczne CFD)

Wysokość [m]	Szerokość [m]							
	2,00	4,00	6,00	8,00	10,00	12,00	14,00	16,00
Moc pożaru – 2,50 MW								
2,50	3,04	2,40	2,11	1,89	1,74	1,73	1,69	1,73
3,00	2,20	2,02	1,76	1,63	1,57	1,57	1,57	1,61
3,50	2,21	1,70	1,53	1,32	1,42	1,42	1,45	1,48
4,00	1,87	1,60	1,38	1,33	1,30	1,29	1,29	1,32
4,50	1,68	1,38	1,22	1,22	1,20	1,20	1,32	1,16
5,00	1,54	1,25	1,16	1,11	1,08	1,06	1,06	1,06
Moc pożaru – 5,00 MW								
2,50	4,67	3,29	2,70	2,38	2,21	2,39	2,02	1,99
3,00	2,96	2,14	1,83	1,51	1,58	1,50	1,46	1,43
4,00	2,49	1,88	1,63	1,51	1,43	1,36	1,32	1,31
4,50	2,21	1,68	1,48	1,37	1,29	1,23	1,22	1,20
5,00	1,97	1,50	1,33	1,23	1,19	1,15	1,16	1,15

Tablica 9. Współczynnik przyrostu masy dymu w odległości 4,00 m od otworu pomiędzy lokalem a pasażem (obliczenia numeryczne CFD)

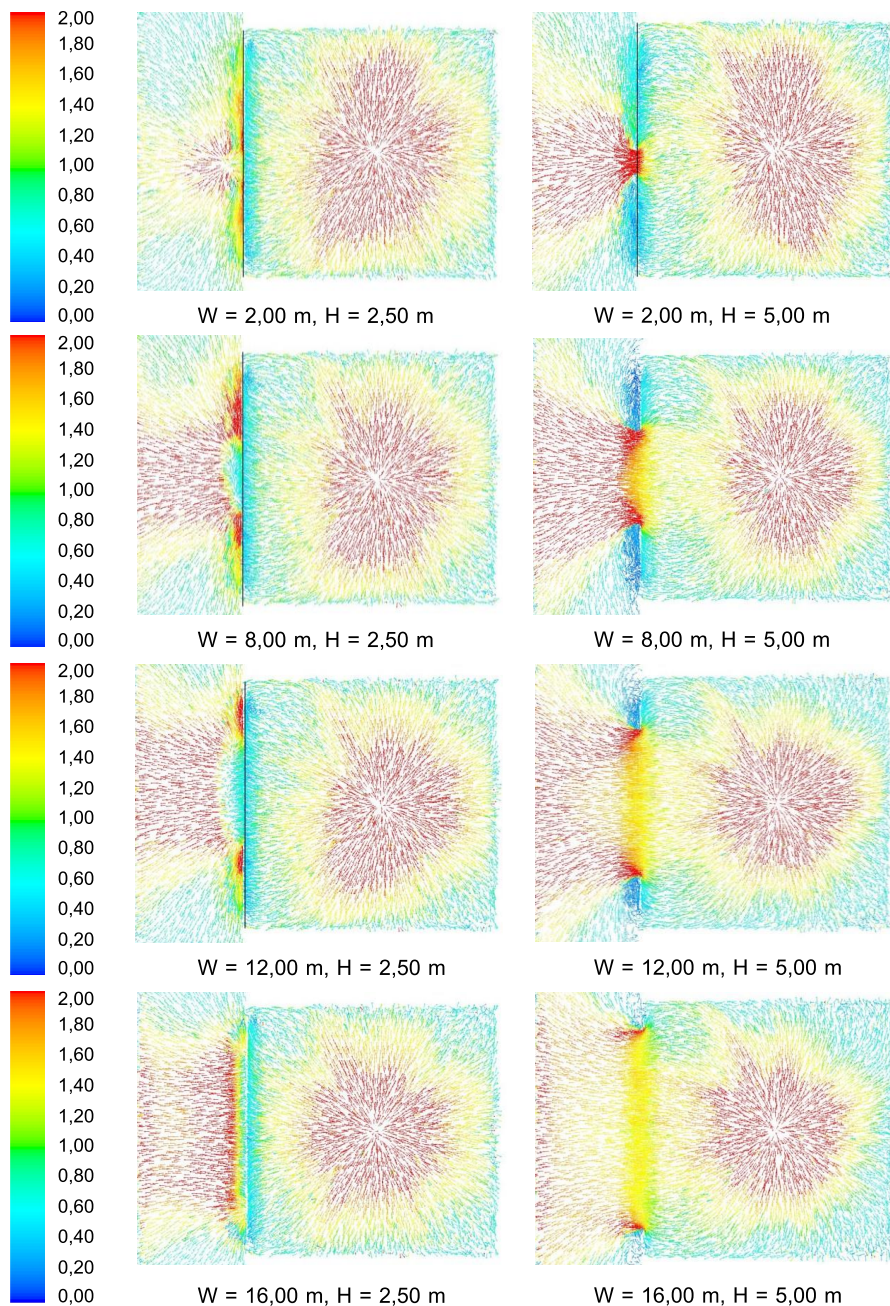
Wysokość [m]	Szerokość [m]							
	2,00	4,00	6,00	8,00	10,00	12,00	14,00	16,00
Moc pożaru – 2,50 MW								
2,50	4,34	3,38	2,76	2,36	2,10	2,00	1,87	1,89
3,00	3,24	2,79	2,33	2,09	1,94	1,87	1,82	1,81
3,50	3,24	2,31	1,98	1,63	1,74	1,69	1,69	1,69
4,00	2,73	2,10	1,74	1,62	1,55	1,51	1,49	1,48
4,50	2,40	1,79	1,47	1,47	1,40	1,36	1,52	1,28
5,00	2,18	1,62	1,41	1,29	1,24	1,19	1,18	1,16
Moc pożaru – 5,00 MW								
2,50	7,05	4,67	3,66	3,12	2,77	2,91	2,39	2,27
3,00	4,48	2,98	2,43	1,86	1,98	1,83	1,76	1,68
4,00	3,71	2,53	2,07	1,86	1,72	1,60	1,55	1,48
4,50	3,18	2,20	1,81	1,62	1,52	1,42	1,36	1,33
5,00	2,81	1,94	1,62	1,43	1,35	1,29	1,26	1,24

Tablica 10. Współczynnik przyrostu masy dymu w odległości 6,00 m od otworu pomiędzy lokalem a pasażem (obliczenia numeryczne CFD)

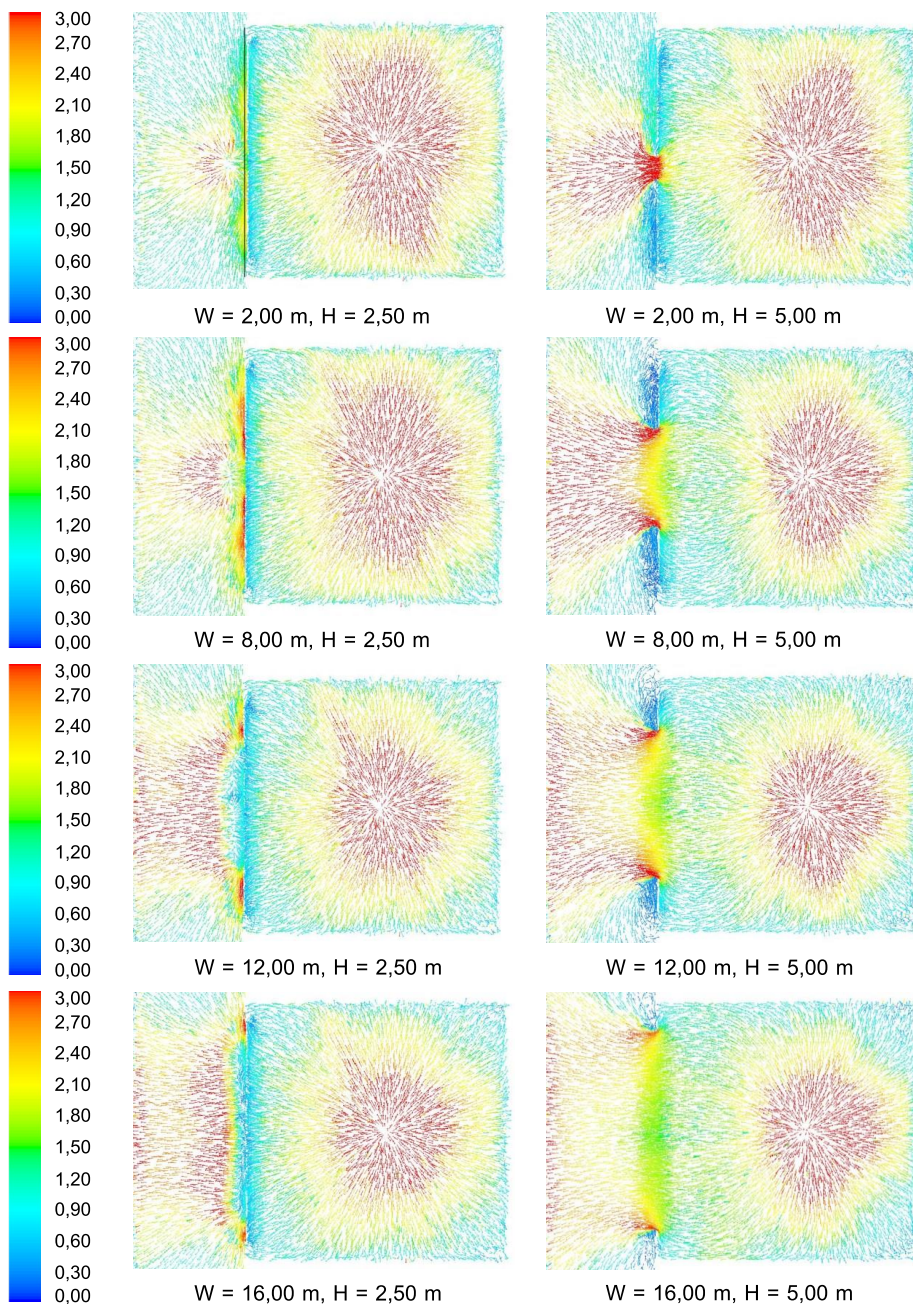
Wysokość [m]	Szerokość [m]							
	2,00	4,00	6,00	8,00	10,00	12,00	14,00	16,00
Moc pożaru – 2,50 MW								
2,50	6,76	4,45	3,46	2,90	2,51	2,45	2,35	2,30
3,00	4,48	3,64	2,91	2,53	2,31	2,19	2,10	2,09
3,50	4,48	3,02	2,49	1,95	2,04	1,96	1,93	1,93
4,00	3,74	2,75	2,18	1,96	1,82	1,75	1,70	1,70
4,50	3,27	2,31	1,77	1,77	1,65	1,57	1,73	1,43
5,00	2,94	2,09	1,76	1,58	1,47	1,38	1,34	1,32
Moc pożaru – 5,00 MW								
2,50	9,78	6,04	4,54	3,79	3,31	3,39	2,68	2,49
3,00	6,32	3,90	3,02	2,18	2,27	2,06	1,93	1,81
4,00	5,28	3,27	2,54	2,17	1,95	1,79	1,68	1,58
4,50	4,46	2,80	2,20	1,88	1,72	1,59	1,49	1,42
5,00	3,90	2,49	1,98	1,70	1,56	1,46	1,40	1,34

Tablica 11. Współczynnik przyrostu masy dymu w odległości 8,00 m od otworu pomiędzy lokalem a pasażem (obliczenia numeryczne CFD)

Wysokość [m]	Szerokość [m]							
	2,00	4,00	6,00	8,00	10,00	12,00	14,00	16,00
Moc pożaru – 2,50 MW								
2,50	7,71	5,29	4,16	3,50	3,04	2,86	2,66	2,53
3,00	5,45	4,39	3,51	3,06	2,74	2,59	2,46	2,48
3,50	5,45	3,73	2,98	2,34	2,43	2,32	2,26	2,25
4,00	4,67	3,42	2,65	2,34	2,16	2,06	1,99	1,99
4,50	4,13	2,90	2,12	2,12	1,98	1,87	2,04	1,67
5,00	3,78	2,67	2,16	1,95	1,80	1,67	1,61	1,56
Moc pożaru – 5,00 MW								
2,50	12,35	7,70	5,69	4,76	4,11	4,17	3,23	2,94
3,00	8,33	5,01	3,78	2,66	2,78	2,50	2,30	2,10
4,00	6,98	4,21	3,18	2,66	2,38	2,17	2,01	1,83
4,50	5,88	3,60	2,77	2,32	2,11	1,93	1,78	1,64
5,00	5,15	3,23	2,53	2,11	1,94	1,81	1,67	1,57



Rys. 40. Wektory prędkości przepływu powietrza w przekroju poziomym na wysokości 4,75 m dla wybranych szerokości (W) i wysokości (H) otworów łączących lokal z pasażem; moc pożaru 2,50 MW (obliczenia numeryczne CFD)



Rys. 41. Wektory prędkości przepływu powietrza w przekroju poziomym na wysokości 4,75 m dla wybranych szerokości (W) i wysokości (H) otworów łączących lokal z pasażem; moc pożaru 5,00 MW (obliczenia numeryczne CFD)

7. PODSUMOWANIE I WNIOSKI

Przedmiotem niniejszej monografii jest opis wpływu układu przegród budowlanych na przepływ dymu w budynku w warunkach pożaru z wykorzystaniem narzędzi obliczeniowej mechaniki płynów (CFD) i modelu turbulencji z rodziny RANS $k-\epsilon$, a także autorskiej metody pomiaru masowego strumienia dymu w określonych miejscach przed i za wybranymi przegrodami budowlanymi. Przepływ dymu opisano za pomocą parametrów masowego strumienia dymu i jego średniej temperatury. Przyjęcie zakresu, choć ograniczonego do określonego układu przegród (lokal – otwór w przegrodzie pionowej – pasaż z przegrodą poziomą), dało w efekcie jedno z najszerszych ujęć opisywanej problematyki w literaturze. Wpływ przegród budowlanych na przepływ dymu był do tej pory niewzględniony lub niewystarczająco uwzględniony w powszechnie wykorzystywanych analitycznych modelach przepływu dymu w obiektach budowlanych. Praktyczne zastosowanie wniosków z wcześniejszych badań w tym obszarze sprowadzało się do ogólnego szacowania masy dymu, bez określenia wpływu poszczególnych przegród budowlanych na całkowitą masę dymu płynącego przez układ przegród.

Analizy numeryczne CFD wykorzystane w pracy zostały zwalidowane przy użyciu modelowania fizycznego. Oceny jakościowe wyników eksperymentów numerycznych i fizycznych były ze sobą zbieżne. Analizy CFD porównano także z wynikami obliczeń powszechnie dostępnych modeli matematycznych inżynierii bezpieczeństwa pożarowego. W części analizowanego zakresu zmienności wymiarów przegród wyniki tych modeli były zbieżne z wynikami analiz CFD.

Badania przeprowadzone przez Autora wskazują jednoznacznie, iż możliwe jest istotne podniesienie poziomu bezpieczeństwa pożarowego w obiekcie budowlanym przez samą zmianę sposobu kształtowania i wymiarowania przegród budowlanych oraz otworów w tych przegrodach.

Do najważniejszych wniosków z przeprowadzonych badań Autor zalicza:

1. Zmiana lokalizacji źródła pożaru wewnątrz pomieszczenia nie wpływa na masowy strumień dymu wpływający przez otwór łączący pomieszczenie z pasażem, o ile pożar opisano krzywą zmiany szybkości generacji ciepła HRR, a samo źródło pożaru umiejscowiono w odległości co najmniej dwóch średnic źródła od najbliższej przegrody [198]. Pożar wewnątrz

pomieszczenia ma wpływ na lokalne pole temperatury pod stropem pomieszczenia, co należy uwzględnić w rozważaniach związanych z oceną oddziaływania ciepła na konstrukcję budynku.

2. Zmiana wielkości pomieszczenia w zakresie od 100 m² do 800 m² wpływa na zmianę średniej temperatury wypływającego dymu. Różnica, określona z wykorzystaniem analiz numerycznych, pomiędzy najwyższą a najniższą odnotowaną średnią temperaturą dymu wynosi około 46°C. Zmiana wielkości pomieszczenia w zakresie od 800 m² do 1200 m² nie wpływa w sposób istotny na średnią temperaturę wypływającego dymu.

3. Wielkość otworu łączącego pomieszczenie z pasażem (tzn. jego wysokość oraz szerokość) ma istotny wpływ na masowy strumień dymu wypływający do przestrzeni pasażu, co opisano w szczegółach, omawiając wyniki poszczególnych eksperymentów.

4. Współczynnik wypływu dla otworu w witrynie lokalu C_d , błędnie nazywany współczynnikiem „nadproża”, w przypadku otworów o wysokości większej niż 2,50 m i szerokości większej niż 4,00 m przyjmuje wartość od 0,80 do 1,00, podczas gdy w literaturze tematu powszechnie wykorzystywaną wartością jest 0,65. W przypadku bardzo dużych otworów przepływ powietrza do wnętrza lokali nie powoduje tak silnego mieszania się wypływającego dymu z napływającym powietrzem, jak w przypadku małych otworów. Ponadto, autorzy dotychczasowych modeli przepływu dymu w układach przegród budowlanych wskazują, że współczynnik C_d stanowił formę korekcji wyników obliczeń analitycznych w celu ich lepszego dopasowania do wyników badań modelowych [54]. Poprawność powyższego założenia ogranicza się do aplikacji, w których układ architektoniczny przestrzeni jest bliski wykorzystanemu w eksperymencie źródłowemu. Określenie wartości współczynnika C_d dla szerokiego zakresu zmienności wielkości przegród budowlanych wymaga dalszych badań nad przepływem dymu.

5. Obecność przegrody pionowej (nadproża) ponad otworem łączącym pomieszczenie z pasażem w istotny sposób wpływa na rozkład prędkości dymu płynącego pod przegrodą poziomą w pasażu. Ma to związek z zaburzeniem przepływu dymu w strumieniu podsufitowym w pomieszczeniu objętym pożarem i powstaniem kolejnej, niewielkiej kolumny konwekcyjnej dymu. Wysokość i szerokość otworu łączącego pomieszczenie z pasażem, jak również wysokość nadproża, wpływają w sposób istotny na kąt rozplywu dymu pod przegrodą poziomą, co przekłada się na szerokość kolumny konwekcyjnej na krawędzi rozplywu. Dotychczas wykorzystywane zależności, warunkujące szerokość przepływu dymu bez uwzględnienia wpływu przegrody pionowej, są obarczone dużym błędem, poddającym w wątpliwość ich praktyczne wykorzystanie.

6. Nieuporządkowany przepływ dymu pod przegrodą poziomą, opisany w literaturze jako niebezpieczny [13], w sytuacji braku kurtyń kierunkujących (ang. *channeling screens*) nie stanowi istotnego czynnika ryzyka związanego z bezpieczeństwem pożarowym obiektu. Przepływ ten charakteryzuje niska temperatura dymu oraz niewielka prędkość, co istotnie ogranicza jego zdolność do mieszania się z otaczającym powietrzem i zwiększania swojej objętości.

7. Współczynnik przyrostu masy dymu płynącego pod przegrodą poziomą, zawarty w wytycznych [13] oraz standardach [39, 55], przyjmujący wartość 2,00, jest prawidłowy dla bardzo wąskiego zakresu zmienności wielkości przegród budowlanych w obiekcie. Określona przez Autora wartość średnia parametru dla otworu łączącego pomieszczenie z pasażem od $4,00 \times 3,00$ m do $16,00 \times 5,00$ m, wynosi 1,87 z odchyleniem standardowym 0,59 dla mocy pożaru około 2,50 MW oraz odpowiednio 1,93 i 0,68 dla mocy pożaru około 5,00 MW. Duża zmienność parametru wskazuje na ograniczoną możliwość wykorzystania uproszczonego współczynnika przyrostu masy dymu dla wymiarowania systemów wentylacji pożarowej w obiektach budowlanych oraz konieczność każdorazowej indywidualnej oceny masy płynącego dymu.

8. Wraz ze wzrostem odległości krawędzi rozplywu od witryny lokalu maleje wpływ wysokości otworu łączącego lokal z pasażem na masę płynącego dymu. Szerokość otworu ma istotny wpływ na masę dymu płynącą pod przegrodą poziomą, do wartości 8,00 m w przypadku pożaru o mocy 2,50 MW oraz do 12,00 m w przypadku pożaru o mocy 5,00 MW. Powyżej tych wartości dalszy wzrost szerokości otworu nie miał istotnego wpływu na masę dymu płynącą pod przegrodą poziomą. Zmniejszenie wpływu wielkości otworu łączącego pomieszczenie z pasażem na przepływ dymu w przypadku głębokich przegród poziomych powiązane jest z formowaniem się podsufitowego strumienia dymu pod przegrodą poziomą, który definiuje dalszy jego przepływ.

Znaczenie praktyczne przeprowadzonych badań dla projektowania wielkokubaturowych obiektów budowlanych jest następujące:

1. Zwiększenie wymiarów otworu łączącego pomieszczenie z pasażem do szerokości 8,00 m (i więcej) oraz wysokości 3,00 m (i więcej) powoduje zwiększenie ilości dymu wpływającego do przestrzeni pasażu handlowego, jednocześnie w sposób zdecydowany podnosząc bezpieczeństwo pożarowe wewnątrz lokalu. W przypadku układu przegród budowlanych omawianego w monografii oraz wielkości pomieszczenia objętego pożarem równej 400 m^2 zastosowanie otworu w przegrodzie o wymiarach $8,00 \times 3,00$ m – dla pożaru o mocy 2,50 MW – zapewniło w lokalu warunki

środowiska spełniające kryteria oceny przedstawione w rozdziale 2, pomimo braku instalacji wentylacji pożarowej w samym lokalu.

2. W przypadku otworów w przegrodzie o szerokości 2,00 m i 4,00 m w żadnym z rozważanych scenariuszy nie udało się zapewnić wymaganych kryteriów środowiskowych bezpośrednio w lokalu handlowym. Bezpieczeństwo użytkowników lokalu powinno być każdorazowo przedmiotem oceny, np. z wykorzystaniem kryteriów czasu ewakuacji ASET/RSET, opisanych w rozdziale 2.

3. Wykorzystanie wielkości otworu łączącego pomieszczenie z pasażem – o szerokości 8,00 m (dla mocy pożaru 2,50 MW) lub 12,00 m (dla mocy pożaru 5,00 MW) – jako wartości referencyjnej do zastosowania w obliczeniach analitycznych związanych z przepływem dymu w obiekcie, jest założeniem efektywnym, zapewniającym wysoki poziom bezpieczeństwa pożarowego w projektowanym obiekcie. Przyjęcie do obliczeń szerszego otworu w niewielkim stopniu przyczynia się do wzrostu masy dymu płynącej przez układ przegród budowlanych.

4. Metoda obliczeniowej mechaniki płynów (CFD), wykorzystująca model turbulencji RANS $k-\varepsilon$ oraz pozostałe podmodele fizyczne opisane w rozdziale 4 i 5, jest właściwa do oceny przepływu dymu w skomplikowanych układach przegród budowlanych w budynku.

BIBLIOGRAFIA

- [1] WĘGRZYŃSKI W.: Wpływ układu przegród w budynku na przepływ dymu w warunkach pożaru. ITB, Warszawa 2017 (rozprawa doktorska, mps)
- [2] Regulation (EU) No 305/2011 of The European Parliament and the Council of 9th march 2011 laying down harmonised conditions for the marketing of construction products and repealing Council Directive 89/106/EEC, pp. 5–43
- [3] Rozporządzenie Ministra Infrastruktury z dnia 12 kwietnia 2002 r. w sprawie warunków technicznych, jakim powinny odpowiadać budynki i ich usytuowanie (Dz.U. z 2002 r. nr 75, poz. 690 z późn. zm.)
- [4] Rozporządzenie Ministra Spraw Wewnętrznych i Administracji z dnia 7 czerwca 2010 r. w sprawie ochrony przeciwpożarowej budynków, innych obiektów budowlanych i terenów (Dz. U. z 2010 r. nr 109, poz. 719 z późn. zm.)
- [5] THOMAS P. H., HINKLEY P. L., THEOBALD C. R., SIMMS D. L.: Investigations into the flow of hot gases in roof venting. Her Majesty's Stationary Office, London 1963
- [6] MORGAN H. P.: The horizontal flow of buoyant gases toward an opening. *Fire Safety Journal* 1986, vol. 11, pp. 193–200 (doi: 10.1016/0379-7112(86)90062-7)
- [7] LAW M.: Measurements of balcony smoke flow. *Fire Safety Journal* 1995, vol. 24, pp. 189–195
- [8] TOFIŁO P., WĘGRZYŃSKI W., POROWSKI R.: Hand calculations, zone models and CFD – areas of disagreement and limits of application in practical fire protection engineering. [In:] 11th Conference of Performance-Based Codes Fire Safety Design Methods. SFPE, Warszawa 2016
- [9] HESKESTAD G.: Fire plumes, flame height and air entrainment. [In:] SFPE Handbook of Fire Protection Engineering. Springer New York, New York 2016, pp. 396–428 (doi: 10.1007/978-1-4939-2565-0_13)
- [10] LAW M.: A note on smoke plumes from fires in multi-level shopping malls. *Fire Safety Journal* 1986, vol. 10, pp. 197–202

- [11] THOMAS P. H.: On the upward movement of smoke and related shopping mall problems. *Fire Safety Journal* 1987, vol. 12, pp. 191–203
- [12] THOMAS P. H., MORGAN H. P., MARSHALL N.: The spill plume in smoke control design. *Fire Safety Journal* 1998, vol. 30, pp. 21–46 (doi: 10.1016/S0379-7112(97)00037-4)
- [13] MORGAN H. P., GHOSH B. K., GARRAD G., PAMLITSCHKA R., DE SMEDT J.-C., SCHOORBAERT L. R.: Design methodologies for smoke and heat exhaust ventilation. BRE, Watford 1999
- [14] TAN F., HARRISON R., SPEARPOINT M. J.: Physical scale modeling of smoke contamination in upper balconies by a channeled balcony spill plume in an atrium. *Journal of Fire Science* 2010, vol. 28, pp. 313–336 (doi: 10.1177/0734904109350151)
- [15] TILLEY N., MERCI B.: Numerical study of smoke extraction for adhered spill plumes in atria. Impact of extraction rate and geometrical parameters. *Fire Safety Journal* 2013, vol. 55, pp. 106–115 (doi: 10.1016/j.firesaf.2012.10.022)
- [16] HO L. C., LI K. Y., SPEARPOINT M.: Numerical simulation of scale-model smoke contamination of upper atrium levels by a channelled balcony spill plume. *Fire and Materials* 2012, vol. 4B (doi: 10.1002/fam.2150)
- [17] LI L. J., LIN S. H., YAO B., JI J., GAO Z. H., SUN J. H.: Experimental study on thermal buoyancy influence on the spill flame plume in dual-openings compartment fires. *Fire Technology* 2017, vol. 53, nr 2, pp. 947–966 (doi: 10.1007/s10694-016-0612-4)
- [18] ZHAO G., WANG L.: Using helium smoke as a surrogate of fire smoke for the study of atrium smoke filling. *Journal of Fire Science* 2014, vol. 32, pp. 431–447 (doi: 10.1177/0734904114529403)
- [19] KRAJEWSKI G., WĘGRZYŃSKI W., GŁĄBSKI P., SZCZYPTA R.: Projektowanie systemów wentylacji pożarowej w obiektach budowlanych. ITB, Warszawa 2014
- [20] VÉRITER J.-P.: Comparison of existing empirical methods to quantify the air entrainment in smoke spill plumes. Proposal for a simplified method for sizing smoke ventilation systems in atria. University of Ghent, Gandawa 2012
- [21] TILLEY N., RAUWOENS P., MERCI B.: Verification of the accuracy of CFD simulations in small-scale tunnel and atrium fire configurations. *Fire Safety Journal* 2011, vol. 46, pp. 186–193 (doi: 10.1016/j.firesaf.2011.01.007)
- [22] WĘGRZYŃSKI W.: Przepływ dymu i ciepła w wielkokubaturowym obiekcie budowlanym w warunkach pożaru. *Budownictwo i Architektura* 2013, vol. 12, nr 2

- [23] MIZIELIŃSKI B., KUBICKI G.: Wentylacja pożarowa. Oddymianie. WNT, Warszawa 2012
- [24] BRZEZIŃSKA D.: Wentylacja pożarowa obiektów budowlanych. Politechnika Łódzka, Łódź 2015
- [25] GŁĄBSKI P., KOSIOREK M.: Projektowanie instalacji wentylacji pożarowej dróg ewakuacyjnych w budynkach wysokich i wysokościowych. ITB, Warszawa 2002 (Instrukcja ITB nr 378/2002)
- [26] SZTARBAŁA G.: Projektowanie systemów wentylacji pożarowej sieci metra. ITB, Warszawa 2014 (Instrukcja ITB nr 490/2014)
- [27] WĘGRZYŃSKI W., KRAJEWSKI G.: Systemy wentylacji pożarowej garaży. Projektowanie, ocena, odbiór. ITB, Warszawa 2015 (Instrukcja ITB nr 493/2015)
- [28] KLOTE J. H., MILKE J. A.: Principles of smoke management. American Society of Heating, Refrigerating and Air-conditioning. Engineers Inc., Atlanta 2002
- [29] KLOTE J. H., MILKE J. A., TURNBULL P. G., KASHEF A., FERREIRA M. J.: Handbook of smoke control engineering. ASHRAE, Quincy, MA 2012
- [30] KLOTE J. H.: Smoke control. [In:] SFPE Handbook of Fire Protection Engineering. Springer New York, New York 2016, pp. 1785–1823 (doi: 10.1007/978-1-4939-2565-0_50)
- [31] MILKE J. A.: Smoke control by mechanical exhaust or natural venting. [In:] SFPE Handbook of Fire Protection Engineering. Springer New York, New York 2016, pp. 1824–1862 (doi: 10.1007/978-1-4939-2565-0_51)
- [32] SULIK P., WĘGRZYŃSKI W.: Podział przestrzeni w budynku a rozprzestrzenianie się pożaru. *Inżynier Budownictwa* 2014, s. 91–97
- [33] PN-EN 12101-3:2015-10 Systemy kontroli rozprzestrzeniania dymu i ciepła. Część 3: Wymagania techniczne dotyczące wentylatorów oddymiających
- [34] NFPA 204 Standard for smoke and heat venting. 2015 Edition
- [35] WĘGRZYŃSKI W., KRAJEWSKI G.: Combined wind engineering, smoke flow and evacuation analysis for a design of a natural smoke and heat ventilation system. *Procedia Engineering* 2017, vol. 172, pp. 1243–1251 (doi: 10.1016/j.proeng.2017.02.146)
- [36] PN-EN 12101-2:2005 Systemy kontroli rozprzestrzeniania dymu i ciepła. Część 2: Wymagania techniczne dotyczące klap dymowych
- [37] VDI 6019:2006 Blatt 1 Ingenieurverfahren zur Bemessung der Rauchableitung aus Gebäuden Brandverläufe, Überprüfung der Wirksamkeit

- [38] DIN 18232:2007 Teil 2. Baulicher Brandschutz im Industriebau. Rauch- und Wärmeabzugsanlagen. Rauchabzüge. Bemessung, Anforderungen und Einbau
- [39] CEN/TR 12101-5:2005 Smoke and heat control systems. Guidelines on functional recommendations and calculation methods for smoke and heat exhaust ventilation systems
- [40] QUINTIERE J. G., WADE C. A.: Compartment fire modeling. [In:] SFPE Handbook of Fire Protection Engineering. Springer New York, New York 2016, pp. 981–995 (doi: 10.1007/978-1-4939-2565-0_29)
- [41] KARLSSON B., QUINTIERE J. G.: Enclosure fire dynamics. CRC Press, Boca Raton 2000
- [42] PEACOCK R. D., FORNEY G. P., RENEKE P. A., PORTIER R. W., JONES W. W.: CFAST, the consolidated model of fire growth and smoke transport. Version 6. Technical Reference Guide, Gaithersburg 2009
- [43] WADE C., BAKER G., FRANK K., ROBBINS A., HARRISON R., SPEARPOINT M., FLEISCHMANN C.: B-RISK user guide and technical manual. *BRANZ – Study Report* 2013, nr 282, pp. 1–38
- [44] ZUKOSKI E. E., KUBOTA T., CETEGEN B.: Entrainment in fire plumes. *Fire Safety Journal* 1981, vol. 3, pp. 107–121 (doi: 10.1016/0379-7112(81)90037-0)
- [45] MCCAFFREY B. J.: Purely buoyant diffusion flames. Some experimental results. NIST, Gaithersburg 1979
- [46] THOMAS P. H.: Comparison between plume theories. *Fire Safety Journal* 1993, vol. 20, pp. 289–292
- [47] ALPERT R. L.: Turbulent ceiling-jet induced by large-scale fires. *Combustion Science Technology* 1975, vol. 11, no. 5-6, pp. 197–213 (doi: 10.1080/00102207508946699)
- [48] JOHANSSON N., WAHLQVIST J., VAN HEES P.: Simple ceiling jet correlation derived from numerical experiments. [In:] 13th International Interflam Conference, Interscience Communications, 2013, pp. 61–72
- [49] STECKLER K.: Flow induced by fire in a compartment. Report NBSIR 82-2520, U.S Dep. Commer. 19 (1982), pp. 913–920 (doi: 10.1016/S0082-0784(82)80267-1)
- [50] HANSELL G. O.: Heat and mass transfer process affecting smoke control in atrium buildings. South Bank University, London 1993
- [51] JOHANSSON N., VAN HEES P.: A simplified relation between hot layer height and opening mass flow. [In:] 11th International Symposium on Fire Safety Science, 60, 2014, pp. 432–443 (doi: 10.3801/IAFSS.FSS.11-432)

- [52] PRAHL J., EMMONS H. W.: Fire induced flow through an opening. *Combustion and Flame* 1975, vol. 25, pp. 369–385 (doi: 10.1016/0010-2180(75)90109-1)
- [53] KO Y., HADJISOPHOCLEOUS G., LOUGHEED G. D.: CFD study of the air entrainment of balcony spill plumes at the balcony edge. *ASHRAE Transactions* 2008, vol. 114, pp. 344–354
- [54] HARRISON R.: Entrainment of air into thermal spill plumes. University of Canterbury, Christchurch 2009
- [55] BS 7974:2003 Part 4: Components for smoke and heat control systems. Functional recommendations and calculation methods for smoke and heat exhaust ventilation systems, employing steady-state design fires. Code of practice
- [56] HARRISON R., SPEARPOINT M.: Entrainment of air into a balcony spill plume. *Journal of Fire Protection Engineering* 2006, vol. 16, pp. 211–245 (doi: 10.1177/1042391506057954)
- [57] NFPA 92 Standard for smoke control systems. 2015 Edition
- [58] HARRISON R., SPEARPOINT M.: The balcony spill plume. Entrainment of air into a flow from a compartment opening to a higher projecting balcony. *Fire Technology* 2007, vol. 43, pp. 301–317 (doi: 10.1007/s10694-007-0019-3)
- [59] BABRAUSKAS V., FLEMING J. M., DON RUSSELL B.: RSET/ASET a flawed concept for fire safety assessment. *Fire and Materials* 2010, vol. 34, pp. 341–355 (doi: 10.1002/fam.1025)
- [60] BUKOWSKI R., WATERMAN T., CHRISTIAN W.: Detector sensitivity and siting requirement for dwellings. NIST, Gaithersburg 1975
- [61] COOPER L. Y.: A concept for estimating available safe egress time in fires. *Fire Safety Journal* 1983, vol. 5, pp. 135–144 (doi: 10.1016/0379-7112(83)90006-1)
- [62] COOPER L. Y.: A mathematical model for estimating available safe egress time in fires. *Fire and Materials* 1982, vol. 6, pp. 135–144 (doi: 0.1002/fam.810060307)
- [63] BSI PD 7974-6:2004 The application of fire safety engineering principles to fire safety design of buildings. Part 6: Human factors: Life safety strategies. Occupant evacuation, behaviour and condition
- [64] PROULX G.: Movement of people. The evacuation timing. [In:] SFPE Handbook of Fire Protection Engineering. Third Ed., NFPA & SFPE 2002, pp. 3-342-3–366
- [65] NELSON H. E., MOWRER F. W.: Emergency movement. [In:] SFPE Handbook of Fire Protection Engineering. Third Ed., NFPA & SFPE 2002, pp. 3-367-3–380

- [66] POH W.: Tenability criteria for design of smoke hazard management systems. *Ecolibrium* 2011, vol. 8, pp. 32-37
- [67] PURSER D. A., MCALLISTER J. L.: Assessment of hazards to occupants from smoke, toxic gases and heat. [In:] SFPE Handbook of Fire Protection Engineering. Springer New York, New York 2016, pp. 2308–2428 (doi: 10.1007/978-1-4939-2565-0_63)
- [68] JIN T.: Studies on emotional instability in fire smoke. *Bulletin of the Fire Prevention Society of Japan* 1980, vol. 30
- [69] JIN T.: Studies on human behavior and tenability in fire smoke. *Fire Safety Science* 1997, vol. 5, pp. 3–21 (doi: 10.3801/iafss.fss.5-3)
- [70] JIN T.: Visibility through fire smoke (IV). *Bulletin of the Fire Prevention Society of Japan* 1974, vol. 22
- [71] FRIDLDF K., ANDRÉE K., NILSSON D., FRANTZICH H.: The impact of smoke on walking speed. *Fire and Materials* 2014, vol. 38, pp. 744–759 (doi: 10.1002/fam.2217)
- [72] JIN T.: Visibility through fire smoke (I). *Bulletin of the Fire Prevention Society of Japan* 1970, vol. 19
- [73] JIN T.: Visibility through fire smoke (II). *Bulletin of the Fire Prevention Society of Japan* 1971, vol. 21
- [74] JIN T.: Visibility through fire smoke. *Journal of Fire and Flammability* 1978, vol. 9, pp. 135–155
- [75] JIN T.: Visibility and human behavior in fire smoke. [In:] SFPE Handbook of Fire Protection Engineering. Third Ed., NFPA & SFPE 2002, pp. 2-42-2–53
- [76] MULHOLLAND G.W.: Smoke production and properties. [In:] SFPE Handbook of Fire Protection Engineering. Fourth Ed., NFPA & SFPE 2008
- [77] VIGNE G., WĘGRZYŃSKI W.: Influence of variability of soot yield parameter in assessing the safe evacuation conditions in advanced modeling analysis. Results of physical and numerical modeling comparison. [In:] 11th Conference Performance-Based Codes Fire Safety Design Methods. SFPE, Warszawa 2016
- [78] VIGNE G., WĘGRZYŃSKI W.: Experimental and numerical analysis of the influence of the soot yield when conducting CFD analysis for the estimation of the available safe evacuation time. *Interflam* 2016
- [79] JANSSENS M., HUCZEK J., ONAKA K., TURNER S.: Use of FDS to comply with performance-based requirements based on smoke layer height. [In:] 11th Conference Performance-Based Codes Fire Safety Design Methods. SFPE, Warszawa 2016

- [80] YAMADA T., AKIZUKI Y.: Visibility and human behavior in fire smoke. [In:] SFPE Handbook of Fire Protection Engineering. Springer New York, New York 2016, pp. 2181–2206 (doi: 10.1007/978-1-4939-2565-0_61)
- [81] BRE Fire spread in car parks. Crown, London 2010
- [82] WĘGRZYŃSKI W., KRAJEWSKI G., SULIK P.: Systemy wentylacji pożarowej w budynkach. *Inżynier Budownictwa* 2014, s. 54–59
- [83] POH W.: Tenability in building fires. Limits and design. *Fire Australia* 2010
- [84] PURSER D. A.: Combustion toxicity. [In:] SFPE Handbook of Fire Protection Engineering. Springer New York, New York 2016, pp. 2207–2307 (doi: 10.1007/978-1-4939-2565-0_62)
- [85] LOVREGLIO R., RONCHI E., MARAGKOS G., BEJI T., MERCI B.: An integrated dynamic approach for the impact of a toxic gas dispersion hazard: coupling human behaviour and dispersion modelling. *Journal of Hazardous Materials* 2016, vol. 318, pp. 758–771 (doi: 10.1016/j.jhazmat.2016.06.015)
- [86] LOVREGLIO R.: Modelling decision-making in fire evacuation based on Random Utility Theory. Politecnico di Bari, Bari 2016 (doi: 10.13140/RG.2.1.1695.5281) [rozprawa doktorska]
- [87] ASTM E 119:1983 Standard methods of fire test of building construction and materials. American Society for Testing and Materials
- [88] WALTON W. D., THOMAS P. H.: Estimating temperatures in compartment fires. [In:] SFPE Handbook of Fire Protection Engineering. NFPA & SFPE 1992
- [89] LAW A., STERN-GOTTFRIED J., GILLIE M., REIN G.: The influence of travelling fires on a concrete frame. *Engineering Structures* 2011, vol. 33, pp. 1635–1642 (doi: 10.1016/j.engstruct.2011.01.034)
- [90] STERN-GOTTFRIED J., REIN G.: Travelling fires for structural design. Part II: Design methodology. *Fire Safety Journal* 2012, vol. 54, pp. 96–112 (doi: 10.1016/j.firesaf.2012.06.011)
- [91] RACKAUSKAITE E., HAMEL C., LAW A., REIN G.: Improved formulation of travelling fires and application to concrete and steel structures. *Structures* 2015, vol. 3, pp. 250–260 (doi: 10.1016/j.istruc.2015.06.001)
- [92] QUINTIERE J. G.: Fundamentals of fire phenomena. John Wiley & Sons, Chichester 2006
- [93] YII E. H., FLEISCHMANN C. M., BUCHANAN A. H.: Experimental study of fire compartment with door opening and roof opening. *Fire and Materials* 2005, vol. 29, pp. 315–334 (doi: 10.1002/fam.888)

- [94] PRETREL H., VARRALL K., AUDOUIN L., VANQUELIN O.: Smoke induced flow in two rooms mechanically ventilated and linked with a horizontal vent type opening. *Fire Safety Science* 2011, vol. 2, pp. 486–498 (doi: 10.3801/IAFSS.FSS.11-486)
- [95] YESMANN J. C.: No title, Ann. l'Institut Polytechnique Petrograd, Petrograd 1910
- [96] GROUME-GRJIMAILO W. E.: The flow of gases in furnaces. (1932), pp. 1–5, 40–42
- [97] KAWAGOE K.: Fire behavior in rooms. Tokyo 1958
- [98] KAWAGOE K.: Real fire and fire modeling. *Fire Saf. Sci. Proc. Second Int. Symp.* 1988, pp. 1–14
- [99] YOKOI S.: Study on the prevention of fire-spread caused by hot upward current. [In:] *REP Build. Res. Inst.* 1960, no. 34
- [100] BROWN W. G., SOLVASON K. R.: Natural convection through rectangular openings in partitions. 1: Vertical partitions. *International Journal of Heat and Mass Transfer* 1962, vol. 5, pp. 859–868
- [101] BROWN W. G.: Natural convection through rectangular openings in partitions. 2: Horizontal partitions. *International Journal of Heat and Mass Transfer* 1962, vol. 5, pp. 869–878
- [102] LUCCHESI C., OLIVIER V., HUGUES P., BOURNOT P.: Doorway flow from a reduced scale isothermal air/helium approach. *International Journal of Thermal Sciences* 2011, vol. 50, pp. 1920–1929 (doi: 10.1016/j.ijthermalsci.2011.04.016)
- [103] WALTON W. D., CARPENTER D. J., WOOD C. B.: Zone computer fire models for enclosures. [In:] *SFPE Handbook of Fire Protection Engineering*. Springer New York, New York 2016, pp. 1024–1033 (doi: 10.1007/978-1-4939-2565-0_31)
- [104] MORGAN H. P., HANSELL G. O.: Atrium buildings: Calculating smoke flows in atria for smoke-control. *Fire Safety Journal* 1987, vol. 12, pp. 9–35 (doi: 10.1016/0379-7112(87)90013-0)
- [105] CHU C. R., WANG Y.-W.: Experimental study on the discharge coefficient of internal openings in partitioned buildings. [In:] *Seventh Asia-Pacific Conference Wind Engineering*, November 8-12 2009, Taipei, Taiwan
- [106] CHIU Y. H., ETHERIDGE D. W.: External flow effects on the discharge coefficients of two types of ventilation opening. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics* 2007, vol. 95, pp. 225–252 (doi: 10.1016/j.jweia.2006.06.013)
- [107] HANSELL G. O., MORGAN H. P., MARSHALL N. R.: Smoke flow experiments in a model atrium. *Build. Res. Establ. Occas. Pap.* OP 1993, vol. 55

- [108] LEE Y. P., DELICHATSIOS M. A., OHMIYA Y.: The physics of the outflow from the opening of an enclosure fire and re-examination of Yokois correlation. *Fire Safety Journal* 2012, vol. 49, pp. 82–88 (doi: 10.1016/j.firesaf.2012.01.001)
- [109] HU L. H., TANG F., DELICHATSIOS M. A., LU K. H.: A mathematical model on lateral temperature profile of buoyant window spill plume from a compartment fire. *International Journal of Heat and Mass Transfer* 2013, vol. 56, pp. 447–453 (doi: 10.1016/j.ijheatmass transfer. 2012.08.040)
- [110] LEE Y. P., DELICHATSIOS M. A., SILCOCK G. W. H.: Heat fluxes and flame heights in facades from fires in enclosures of varying geometry. [In:] *Proceedings of the Combustion Institute 31 II 2007*, pp. 2521–2528 (doi: 10.1016/j.proci.2006.08.033)
- [111] LU K., HUA L., TANG F., DELICHATSIOS M., ZHANG X., HE L.: Facade flame heights from enclosure fires with side walls at the opening. *Procedia Engineering* 2013, vol. 62, pp. 202–210 (doi: 10.1016/j.proeng.2013.08.056)
- [112] SZTARBAŁA G., KRAJEWSKI G., WĘGRZYŃSKI W., GŁABSKI P.: Projektowanie systemów wentylacji pożarowej w obiektach budowlanych. Kurs organizowany przez Zakład Badań Ogniwych. ITB, Warszawa 2011
- [113] COX G.: On adhered spill plume entrainment. *Fire Safety Journal* 2010, vol. 45, pp. 400–401 (doi: 10.1016/j.firesaf. 2010.08.001)
- [114] KUMAR S., COX G., THOMAS P. H.: Air entrainment into balcony spill plumes. *Fire Safety Journal* 2010, vol. 45, pp. 159–167 (doi: 10.1016/j.firesaf.2010.02.001)
- [115] LEE S.-L., EMMONS H. W.: A study of natural convection above a line fire. *Journal of Fluid Mechanics* 1961, vol. 11, pp. 353 (doi: 10.1017/S0022112061000573)
- [116] POREH M., MORGAN H. P., MARSHALL N. R., HARRISON R.: Entrainment by two-dimensional spill plumes. *Fire Safety Journal* 1998, vol. 30, pp. 1–19 (doi: 10.1016/S0379-7112(97)00036-2)
- [117] MORGAN H. P.: Comments on "A note on smoke plumes from fires in multi-level shopping malls". *Fire Safety Journal* 1987, vol. 12, pp. 83–84
- [118] MORGAN H. P., MARSHALL N. R.: Smoke hazards in covered multi-level shopping malls: an experimentally-based theory for smoke production. *BRE Curr. Pap.* 1975, vol. 48/75
- [119] CIBSE Guide volume E: Fire engineering. Chartered Institution of Building Services Engineers. London 2003

- [120] BSI Application of fire safety engineering principles to the design of buildings. Part 2: Spread of smoke and toxic gases within and beyond the enclosure of origin. BSI, London 2002
- [121] MARSHALL N. R., HARRISON R.: Experimental studies of thermal spill plumes. *Build. Res. Establ. Occas. Pap.* OP 1996, no. 1
- [122] LOUGHEED G. D., MCCARTNEY C. J., GIBBS E.: Balcony spill plumes. [In:] Final Res. Proj. Rep. 1247. National Research Council, Toronto 2006
- [123] BUCKINGHAM E.: On physically similar systems. Illustrations of the use of dimensional equations. *Physical Review Journals* 1914, vol. 4, pp. 345–376 (doi: 10.1103/PhysRev.4.345)
- [124] HANCHE-OLSEN H.: Buckingham's pi-theorem. A Note Math. Model. Course. Fac. Math. Nor. Univ. Sci. Technol. 2004 ftp://ftp.au.tsinghua.edu.cn/incoming/ebooks/Physics/Buckingham?spi-theorem.pdf.
- [125] SONIN A. A.: The physical basis of dimensional analysis. MIT, Cambridge, MA 2001, pp. 1–57 (doi: 10.1243/095440603322310459)
- [126] INGASON H., LI Y. Z.: Model scale tunnel fire tests with longitudinal ventilation. *Fire Safety Journal* 2010, vol. 45, pp. 371–384 (doi: 10.1016/j.firesaf.2010.07.004)
- [127] WĘGRZYŃSKI W., KRAJEWSKI G.: Wykorzystanie badań w skali modelowej do weryfikacji obliczeń CFD wentylacji pożarowej w tunelach komunikacyjnych. *Budownictwo Górnicze i Tunelowe* R.20:2014, s. 1–7
- [128] MARSHALL N. R.: The behaviour of hot gases flowing within a staircase. *Fire Safety Journal* 1985, vol. 9, pp. 245–255 (doi: 10.1016/0379-7112(85)90035-9)
- [129] QUINTIERE J. G.: Scaling applications in fire research. *Fire Safety Journal* 1989, vol. 15, pp. 3–29 (doi: 10.1016/0379-7112(89)90045-3)
- [130] HARRISON R., SPEARPOINT M.: Characterization of balcony spill plume entrainment using physical scale modeling. *Fire Safety Science – Proceedings of the Ninth International Symposium* 2008, pp. 727–738 (doi: 10.3801/IAFSS.FSS.9-727)
- [131] LI Y. Z., FAN C. G., INGASON H., LÖNNERMARK A., JI J.: Effect of cross section and ventilation on heat release rates in tunnel fires. *Tunneling and Underground Space Technology* 2016, vol. 51, pp. 414–423 (doi: 10.1016/j.tust.2015.09.007)

- [132] LI Y. Z., INGASON H.: Model scale tunnel fire tests with automatic sprinkler. *Fire Safety Journal* 2013, vol. 61, pp. 298–313 (doi: 10.1016/j.firesaf.2013.09.024)
- [133] SHANLEY J. H., BEYLER C. L.: Horizontal vent flow modeling with helium and air. *Fire Safety Science* 1989, vol. 2, pp. 305–313
- [134] LUCCHESI C.: Etude du mouvement d'un fluide de faible masse volumique entre deux compartiments reliés par une ouverture de type porte. Application à la propagation de la fumée d'incendie. Université de la Méditerranée – Aix Marseille II, Marseille 2009 (rozprawa doktorska)
- [135] STECKLER K. D., BAUM H. R., QUINTIERE J. G.: Multicompartment enclosures elements of salt water modeling. [In:] International Twenty-First Symposium on Combustion. Combustion Institute 1986, pp. 143–149
- [136] YAO X., MARSHALL A. W.: Quantitative salt-water modeling of fire-induced flow. *Fire Safety Journal* 2006, vol. 41, pp. 497–508 (doi: 10.1016/j.firesaf.2006.06.003)
- [137] HESKESTAD G.: Modeling of enclosure fires. Symposium on Combustion 1973, vol. 14, pp. 1021–1030 (doi: 10.1016/S 0082-0784 (73)80092-X)
- [138] CROCE P. A.: Modeling of vented enclosure fires. Part 1. Quasi-steady wood-crib source fires. Norwood 1978
- [139] TSUJIMOTO M., TAKENOUCI T., UEHARA S.: A scaling law of smoke movement in atrium. [In:] 11th International Panel Meeting UJNR Panel Fire Res. Safety. NIST, Gaithersburg 1990
- [140] KONECKI M.: Wpływ szybkości wydzielania ciepła i emisji dymu na rozwój pożaru w układzie pomieszczeń. Szkoła Główna Służby Pożarniczej, Warszawa 2007
- [141] KONECKI M., KOLBRECKI A.: Badanie wpływu warunków środowiska pożaru na możliwy czas ewakuacji. *Prace ITB – Kwartalnik* 2004, nr 131, s. 11–24
- [142] WĘGRZYŃSKI W.: Zastosowanie modelowania pożarów do analizy warunków bezpiecznej ewakuacji ludzi z budynku. Szkoła Główna Służby Pożarniczej, Warszawa 2010
- [143] BAKER G., FLEURY R., SPEARPOINT M., FLEISCHMANN C., WADE C.: Ignition of secondary objects in a design fire simulation tool. [In:] *Fire Safety Science*, Christchurch 2011 (doi: 10.3801/IAFSS.FSS.10-1359)

- [144] BAKER G., WADE C., SPEARPOINT M., FLEISCHMANN C.: Developing probabilistic design fires for performance-based fire safety engineering. *Procedia Engineering* 2013, vol. 62, pp. 639–647 (doi: 10.1016/j.proeng.2013.08.109)
- [145] HARRISON R., WADE C., SPEARPOINT M.: Predicting spill plumes with the fire risk zone model B-RISK. *Fire Technology* 2014, vol. 50, pp. 205–231 (doi: 10.1007/s10694-013-0364-3)
- [146] SANDERSON I., KILPATRICK T., TORERO J. L.: A comparative analysis of the use of different zone models to predict the mass smoke flow for axisymmetric and spill plumes. *Fire Safety Science* 2008, pp. 751–762 (doi: 10.3801/IAFSS.FSS.9-751)
- [147] WADE C.: BRANZFIRE Technical reference guide 2004. *BRANZ Study Report* 2004, vol. 92, p. 76
- [148] MCCAFFREY B. J., QUINTIERE J. G., HARKLEROAD M. F.: Estimating room temperatures and the likelihood of flashover using fire test data correlations. *Fire Technology* 1981, vol. 17, pp. 98–119 (doi: 10.1007/BF02479583)
- [149] WADE C. A.: BRANZFIRE 2008 Compilation of verification data, 201, 2008
- [150] MCGRATTAN K., MILES S.: Modeling fires using Computational Fluid Dynamics (CFD). [In:] *SFPE Handbook of Fire Protection Engineering*. Springer New York, New York 2016, pp. 1034–1065 (doi: 10.1007/978-1-4939-2565-0_32)
- [151] EMMONS H. W.: The prediction of fires in buildings. *Symposium on Combustion* 1979, vol. 17, pp. 1101–1111 (doi: 10.1016/S0082-0784(79)80105-8)
- [152] MCGRATTAN K., HOSTIKKA S., MCDERMOTT R., FLOYD J., WEINSCHENK C., OVERHOLT K.: Fire dynamics simulator. User’s guide. NIST, Gaithersburg 2016 (doi: 10.6028/NIST.SP.1019)
- [153] MCGRATTAN K., Fire modeling: Where are we? Where are we going? *Fire Safety Science* 2005, pp. 53–68 (doi: 10.3801 /IAFSS.FSS.8-53)
- [154] General services administration. Building fire safety criteria. Appendix D: Interim guide for goal-oriented systems approach to building firesafety. Washington DC, 1972
- [155] MEACHAM B. J.: International experience in the development and use of performance-based fire safety design methods: evolution, current situation and thoughts for the future. *Fire Safety Science* 2000, pp. 59–76
- [156] Society of fire protection engineers. [In:] *SFPE Engineering Guide to Performance-Based Fire Protection*. 2nd Edition. NIST, Gaithersburg 2007

- [157] ALVAREZ A., MEACHAM B. J., DEMBSEY N. A., THOMAS J. R.: Twenty years of performance-based fire protection design: challenges faced and a look ahead. *Journal of Fire Protection Engineering* 2013, vol. 23, pp. 249–276 (doi: 10.1177/1042391513484911)
- [158] ALVAREZ A., MEACHAM B. J., DEMBSEY N. A., THOMAS J. R.: A framework for risk-informed performance-based fire protection design for the built environment. *Fire Technology* 2014, vol. 50, pp. 161–181 (doi: 10.1007/s10694-013-0366-1)
- [159] Rozporządzenie Ministra Infrastruktury z dnia 17 czerwca 2011 r. w sprawie warunków technicznych, jakim powinny odpowiadać obiekty budowlane metra i ich usytuowanie (Dz.U. z 2011 r. nr 144, poz. 859)
- [160] JAHN W., REIN G., TORERO J. L.: The effect of model parameters on the simulation of fire dynamics. *Fire Safety Science* 2008, vol. 9, pp. 1341–1352 (doi: 10.3801/IAFSS.FSS.9-1341)
- [161] REIN G., TORERO J. L., JAHN W., STERN-GOTTFRIED J., RYDER N. L., DESANGHERE S., LÁZARO M., MOWRER F., COLES A., JOYEUX D., ALVEAR D., CAPOTE J. A., JOWSEY A., ABECASSIS-EMPIS C., RESZKA P.: Round-robin study of a priori modelling predictions of the Dalmarnock Fire Test One. *Fire Safety Journal* 2009, vol. 44, pp. 590–602 (doi: 10.1016/j.firesaf.2008.12.008)
- [162] JAHN W., REIN G., TORERO J. L.: A posteriori modelling of the growth phase of Dalmarnock Fire Test One. *Building and Environment* 2011, vol. 46, pp. 1065–1073 (doi: 10.1016/j.buildenv.2010.11.001)
- [163] JOHANSSON N., SVENSSON S., VAN HEES P.: A study of reproducibility of a full-scale multi-room compartment fire experiment. *Fire Technology* 2015 (doi:10.1007/s10694-014-0408-3)
- [164] MERCI B., TORERO J. L., TROUVÉ A.: IAFSS working group on measurement and computation of fire phenomena. *Fire Technology* 2016, vol. 52, pp. 607–610 (doi: 10.1007/s10694-016-0577-3)
- [165] JÖNSSON R., STRÖMGREN M. (Editors): SFPE ECCG. White paper for professional recognition for fire safety engineering. SFPE Eur. Chapters Coord. Gr. 2014, pp. 1–19
- [166] SZTARBAŁA G.: An estimation of conditions inside construction works during a fire with the use of Computational Fluid Dynamics. *Bulletin of the Polish Academy of Sciences. Technical Sciences* 2013, vol. 61, no. 1, pp. 155–160 (doi: 10.2478/bpasts-2013-0014)
- [167] MERCI B., BEJI T.: Fluid mechanics aspects of fire and smoke dynamics in enclosures. CRC Press, Boca Raton 2016
- [168] GRYBOŚ R.: Podstawy mechaniki płynów. PAN, Warszawa 1998

- [169] CHUNG T. J.: Computational fluid dynamics. Cambridge University Press, Christchurch 2002
- [170] FERZIGER J. H., PERIC M.: Computational methods for fluid dynamics. Springer, Berlin 2002
- [171] MERCI B.: Introduction to fluid mechanics. [In:] SFPE Handbook of Fire Protection Engineering. Springer New York, New York 2016, pp. 1–24 (doi: 10.1007/978-1-4939-2565-0_1)
- [172] MCGRATTAN K., MCDERMOTT R., FLOYD J., HOSTIKKA S., FORNEY G., BAUM H.: Computational fluid dynamics modelling of fire. *International Journal of Computational Fluid Dynamics* 2012, vol. 26, pp. 349–361 (doi: 10.1080/10618562.2012.659663)
- [173] TAVELI S., ROTA R., DERUDI M.: A critical comparison between CFD and zone models for the consequence analysis of fires in congested environments. *Chemical Engineering Journal* 2014, vol. 36, pp. 247–252 (doi: 10.3303/CET1436042)
- [174] WAHLQVIST J., VAN HEES P.: Implementation and validation of an environmental feedback pool fire model based on oxygen depletion and radiative feedback in FDS. *Fire Safety Journal* 2016, vol. 85, pp. 35–49 (doi: 10.1016/j.firesaf.2016.08.003)
- [175] HADJISOPHOCLEOUS G., MCCARTNEY C.: Guidelines for the use of CFD simulations for fire and smoke modelling. *ASHRAE Transactions* 2005, vol. 111
- [176] ANSYS Fluent 14.5.0 Technical documentation, 2014
- [177] MURAKAMI S.: Overview of turbulence models applied in CWE – 1997. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics* 1998, vol. 74–76, pp. 1–24 (doi: 10.1016/S0167-6105(98)00004-X)
- [178] MOCHIDA A., TOMINAGA Y., MURAKAMI S., YOSHIE R., ISHIHARA T., OOKA R.: Comparison of various k - ϵ models and DSM applied to flow around a high-rise building. Report on AIJ cooperative project for CFD prediction of wind environment. *Wind and Structures* 2002, vol. 5, pp. 227–244 (doi: 10.12989/was.2002.5.2_3_4.227)
- [179] FRANKE J.: Introduction to the prediction of wind loads on buildings by Computational Wind Engineering (CWE). [In:] Wind Eff. Build. Des. Wind. Struct. Springer Vienna, Vienna 2007, pp. 67–103 (doi: 10.1007/978-3-211-73076-8_3)
- [180] ARGYROPOULOS C. D., MARKATOS N. C.: Recent advances on the numerical modelling of turbulent flows. *Applied Mathematical Modelling* 2015, vol. 39, pp. 693–732 (doi: 10.1016/j.apm.2014.07.001)
- [181] LAUNDER B. E., SHARMA B. I.: Mathematical models of turbulence. Academic Press, London 1972

- [182] LAUNDER B. E., SPALDING D. B.: The numerical computation of turbulent flows. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering* 1974, vol. 3, pp. 269–289 (doi: 10.1016/0045-7825(74) 90029-2)
- [183] BŁAZIK-BOROWA E.: Problemy związane ze stosowaniem modelu turbulencji $k-\varepsilon$ do wyznaczania parametrów opływu budynków. Politechnika Lubelska, Lublin 2008
- [184] WILCOX D. C.: Turbulence modeling for CFD. Third Edition. DCW Industries Inc., La Canada 2006
- [185] TLILI O., MHIRI H., BOURNOT P.: Empirical correlation derived by CFD simulation on heat source location and ventilation flow rate in a fire room. *Energy and Buildings* 2016, vol. 122, pp. 80–88 (doi: 10.1016/j.enbuild.2016.04.028)
- [186] TLILI O., MHIRI H., BOURNOT P.: Airflow induced by a room fire. Effect of roof shape and source location. *International Journal of Thermal Sciences* 2015, vol. 90, pp. 135–149 (doi: 10.1016/j.ijthermalsci.2014.12.003)
- [187] BLOCKEN B.: 50 years of computational wind engineering. Past, present and future. *Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics* 2014, vol. 129, pp. 69–102 (doi: 10.1016/j.jweia.2014.03.008)
- [188] WĘGRZYŃSKI W., KRAJEWSKI G.: Dobór modeli oraz warunków brzegowych a wynik analizy numerycznej rozprzestrzeniania się dymu i ciepła. *Materiały Budowlane* 2014
- [189] MCGRATTAN K., HOSTIKKA S., MCDERMOTT R., FLOYD J., WEINSCHENK C., OVERHOLT K.: Fire dynamics simulator technical reference guide. Volume 1: Mathematical model, NIST, Gaithersburg 2016 (doi: 10.6028/NIST.SP.1018-1)
- [190] KRAJEWSKI G., WĘGRZYŃSKI W.: The use of fire safety engineering in the design and commissioning of car park fire ventilation systems. *Bezpieczeństwo i Technika Pożarnicza* 2014, vol. 36, pp. 141–156 (doi: 10.12845/bitp.36.4.2014.X)
- [191] KONECKI M., PÓŁKA M.: Simple fire model for comparative studies of critical conditions during combustion of chosen polymer materials. *Journal of Civil Engineering and Management* 2009, vol. 15, pp. 247–257 (doi: 10.3846/1392-3730.2009.15.247-257)
- [192] VIGNE G.: To what extent can we rely upon the results obtained from advanced smoke modelling. [In:] SFPE, Copenhagen 2015
- [193] TOFIŁO P., POROWSKI R., WĘGRZYŃSKI W.: Spatial distribution of thermal radiation. Verification of the finite volume method. [In:] Interflam 2016

- [194] ZUKOSKI E. E.: Properties of fire plumes. [In:] G. Cox (Ed.), *Combustion Fundamental Fire*. Academic Press, London 1995
- [195] MOWRER F. W., WILLIAMSON R. B.: Estimating room temperatures from fires along walls and in corners. *Fire Technology* 1987, vol. 23, pp. 133–145
- [196] ZOWADA J.: Research on the influence of the burning material location on the temperature field during a fire. Szkoła Główna Służby Pożarniczej, Warszawa 2008
- [197] GAŁAJ J.: Badanie własności pożarowych wybranych materiałów palnych stosowanych we współczesnym budownictwie spalanych w warunkach słabej wentylacji. Szkoła Główna Służby Pożarniczej, Warszawa 2014
- [198] WILLIAMSON J., ONTIVEROS V.: On the use of fire modeling tools to support performance based design evaluations and regulatory acceptance. [In:] 11th Conference Performance-Based Codes Fire Safety Design Methods. SFPE, Warszawa 2016
- [199] VDI 6019:2009 Blatt 2 Ingenieurverfahren zur Bemessung der Rauchableitung aus Gebäuden Ingenieurmethoden, pp. 1–27
- [200] SZTARBAŁA G.: Oddziaływanie wiatru na przepływ powietrza w tunelu w warunkach pożaru. ITB, Warszawa 2012 (rozprawa doktorska, mps)
- [201] WĘGRZYŃSKI W., KRAJEWSKI G.: Badanie wpływu układu przegród architektonicznych w budynku na przepływ dymu w warunkach pożaru. ITB, Warszawa 2014 (sprawozdanie roczne z pracy badawczej NP-098/2014)

INSTYTUT TECHNIKI BUDOWLANEJ (ITB)

Podstawowym celem badań naukowych i prac rozwojowych prowadzonych w Instytucie Techniki Budowlanej od początku jego działalności (1945) było i jest zapewnienie jakości polskiego budownictwa oraz ochrona interesów użytkowników obiektów budowlanych. Badania naukowe i prace rozwojowe wykonywane przez Instytut na potrzeby budownictwa obejmują szeroki zakres zagadnień związanych z podstawowymi wymaganiami dotyczącymi obiektów budowlanych, w szczególności:

- bezpieczeństwo konstrukcji • bezpieczeństwo pożarowe obiektów budowlanych • bezpieczeństwo i dogodność użytkowania • bezpieczeństwo instalacji elektrycznych • zrównoważone budownictwo • racjonalizacja użytkowania energii i wody • ochrona przed hałasem i drganiami oraz wpływ drgań na człowieka i konstrukcje • środowisko (w tym oddziaływanie materiałów na zdrowie oraz warunki sanitarne w pomieszczeniach) • wzajemne oddziaływanie środowiska, użytkowanie obiektów i działalność budowlana • trwałość (w tym ochrona przed wilgocią oraz korozją chemiczną i biologiczną) • podłoże budowlane • użytkowanie instalacji sanitarnych, przemysłowych i przeciwpożarowych • skuteczność instalacji wykrywania, powiadamiania i sygnalizacji pożaru • utrzymanie elementów wyposażenia obiektów budowlanych (w tym zabezpieczeń przeciwpożarowych oraz okuć budowlanych).

W wyniku prowadzonych prac Instytut opracowuje:

- podstawy wymagań techniczno-użytkowych stawianych budynkom i wyrobom budowlanym,
- metody obliczania i projektowania budynków oraz elementów budowlanych,
- metody badań i kryteria oceny obiektów, ich elementów i wyrobów budowlanych,
- techniczne podstawy polityki budowlanej państwa.

Oprócz dwóch lokalizacji w Warszawie, ITB posiada trzy oddziały zamiejscowe. Oddział Śląski w Katowicach specjalizuje się w zagadnieniach z zakresu budownictwa na terenach poddanych wpływom górniczej deformacji terenu oraz badaniach zamocowań konstrukcyjnych i instalacyjnych. Oddział Wielkopolski w Poznaniu prowadzi działalność badawczą i aprobacyjną związaną z okuciami budowlanymi i ślusarką budowlaną oraz elementami wyposażeniowymi i wykończeniowymi, w tym do technicznego zabezpieczenia budynków i pomieszczeń przed włamaniem. Oddział Mazowiecki w Pionkach wykonuje badania wyrobów, elementów konstrukcji i instalacji w warunkach pożaru.

BUILDING RESEARCH INSTITUTE (ITB)

The basic aim of research and development works carried out at the ITB, from the very beginning of its activity (1945), was to ensure the quality of the Polish building industry and to protect the interests of users of the construction works. The research and development works carried out by the Institute for the purposes of construction embrace a wide scope of issues related to fundamental requirements of building law that should be met by building facilities, in particular the following:

- safety of structures • fire safety of building objects • safety in use • sustainable construction • safety of electric installations • rationalization of energy and water use in buildings • protection against noise and vibrations and the impact of vibrations on humans and buildings • environment (including the impact of materials on health and sanitary indoor conditions) • interaction between the environment, the use of buildings and construction • durability of civil engineering works (including protection against moisture as well as chemical and biological corrosion) • foundation soil • use of installation systems • maintenance of building components (including fire-protection systems and those related to evacuation of people and construction fittings).

As a result of the works carried out, the Institute develops:

- the bases of technical and functional requirements for buildings and building products,
- methods for calculation and designing of building elements,
- test methods and assessment criteria for construction works, their elements and building products,
- technical bases for the building policy of the State.

Besides two locations in Warsaw, the ITB has three remote branches. The Silesian Branch in Katowice deals with construction upon mining exploitation areas and with testing of joint elements. The Wielkopolska Branch in Poznań is concerned with research and approval activities related to the constructions fittings, metal-work and finishing and auxiliary products, including building burglary protection. The Mazovian Branch in Pionki deals with testing durability and tightness of construction products and building components under fire condition.

Adres / Address: ul. Filtrowa 1, 00-611 Warszawa, tel/fax: 22 825-13-03



Dr hab. inż. Wojciech Węgrzyński, prof. ITB

Absolwent Wydziału Inżynierii Bezpieczeństwa Pożarowego Szkoły Głównej Służby Pożarniczej w Warszawie (2010). W 2017 r. uzyskał tytuł doktora nauk technicznych w zakresie budownictwa w Instytucie Techniki Budowlanej, a w 2020 r. tytuł doktora habilitowanego w Politechnice Łódzkiej. Obecnie jest zastępcą kierownika Zakładu Badań Ogniwych ITB oraz kierownikiem autorskiej Pracowni Kontroli Dymu, Sygnalizacji i Automatyki Pożarowej.

Członek rady redakcyjnej czasopisma z listy filadelfijskiej *Fire Technology* oraz redaktor pomocniczy indeksowanego przez Scopus czasopisma *Fire*. Członek komitetów normalizacyjnych PKN, CEN i SFPE poświęconych kontroli dymu i bezpieczeństwu pożarowemu.

Autor ponad dwudziestu artykułów opublikowanych w najważniejszych światowych czasopismach z zakresu budownictwa (*Building and Environment*; *Bulletin of the Polish Academy of Sciences – Technical Sciences*), inżynierii pożarowej (*Fire Technology*; *Fire Safety Journal*; *Fire and Materials*), mechanicznej (*International Journal of Heat and Mass Transfer*; *Sensors*; *Energies*) oraz wiatrowej (*International Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics*). Współautor instrukcji ITB poświęconej wentylacji pożarowej garaży (ITB, 2015). Autor ponad 250 ekspertyz z obszaru bezpieczeństwa pożarowego obiektów budowlanych oraz ponad 80 recenzji publikacji dla renomowanych międzynarodowych czasopism naukowych.

Wielokrotnie nagradzany za działalność naukową w kraju i za granicą, w tym nagrodą im. Harrego C. Bigglestone'a za najlepszą pracę naukową (2019), a także nagrodami im. Jacka Wattsa za działalność recenzentką (2020) i Society of Fire Protection Engineers '5 under 35' dla młodych liderów bezpieczeństwa pożarowego (2020). W 2018 r. został laureatem konkursu MNiSW o stypendia dla wybitnych młodych naukowców.

Zainteresowania naukowe Autora obejmują holistyczne podejście do inżynierii bezpieczeństwa pożarowego na styku zagadnień inżynierii pożarowej, mechanicznej i wiatrowej. Jego badania mają na celu lepsze zrozumienie warunków panujących w pożarze w kontekście bezpieczeństwa pożarowego użytkowników oraz konstrukcji obiektów budowlanych, jak również udoskonalenie metod odprowadzania dymu i ciepła z budynków w niekorzystnych warunkach środowiskowych.