

dr inż. Damian Saleta^{1*)}

ORCID: 0000-0003-1418-6996

dr hab. inż. Jerzy Gałaj, prof. uczelni²⁾

ORCID: 0000-0002-1509-6733

dr inż. Norbert Tuśnio¹⁾

ORCID:0000-0003-0878-8499

CFAST and FDS simulations of temperature in unsealed apartment – comparison of model results with experimental data

Symulacje temperatury CFAST i FDS w rozszczelnionym mieszkaniu – porównanie wyników modelowania z danymi eksperymentalnymi

DOI: 10.15199/33.2024.12.09

Abstract. This paper presents the validation of the CFAST and FDS models for a fire in an unsealed dwelling. The heat release rate was obtained from the Room Corner test and the experimental data from the full-scale fire test. The comparison concerned on the temperature distribution at selected points in the room. Two variants were used for the FDS simulation, the first with one fire source (an armchair) and no consideration of wind, and the second with two fire sources (an armchair and a sofa). In addition, the second variant used a 300-second delay for the second fire source and the wind, resulting from the full-scale fire observation. The accuracy of temperature mapping with both models depends on the location of the measuring point in relation to the fire source and the vents. Equally importantly, the representation of the temperature characteristics in the FDS field model can also be significantly improved by taking into account the wind and the additional fire area for a component that starts to burn after a certain time.

Keywords: safety engineering; simulation and experimental tests; zone and field fire models; validation.

Streszczenie. W artykule przedstawiono walidację modeli CFAST i FDS w przypadku pożaru w rozszczelnionym mieszkaniu. Szybkość wydzielania ciepła otrzymano z testu Room Corner, a dane eksperymentalne z pełnoskalowego testu pożarowego. Porównanie dotyczyło rozkładu temperatury w wybranych punktach pomieszczenia. Do symulacji FDS zastosowano dwa warianty, pierwszy z jednym źródłem ognia (fotelem) i bez uwzględnienia wiatru oraz drugi z dwoma źródłami ognia (fotelem i kanapą). Ponadto, w wariacie drugim zastosowano 300-sekundowe opóźnienie drugiego źródła pożaru oraz wiejący wiatr, wynikające z obserwacji pożaru w pełnej skali. Dokładność odwzorowania temperatury za pomocą obu modeli zależy od lokalizacji punktu pomiarowego w stosunku do źródła pożaru i otworów wentylacyjnych. Odwzorowanie charakterystyki temperatury w modelu polowym FDS można znacznie poprawić przez uwzględnienie wiatru i dodatkowej powierzchni pożaru elementu, który zaczyna się palić po pewnym czasie.

Słowa kluczowe: inżynieria bezpieczeństwa; testy symulacyjne i eksperymentalne; strefowe i polowe modele pożarów; walidacja.

Interior fires in well-ventilated spaces are characterized by high dynamics and often pose a great danger to the occupants, especially rescue teams. Experimental studies are often difficult to carry out and expensive, so fire models are used to determine the distribution of fire parameters relevant to human safety, such as temperature and toxic gas concentrations. The most widely used are the free computerized zonal models CFAST (*Consolidated Model of Fire Growth and Smoke Transport*) and the field models FDS (*Fire Dynamics Simulator*). They are constantly being developed by various research centers around the world, and the process is managed by the American organization NIST (*National Institute of Standards and Technology*). In order to validate the use of a particular IT tool, it is first necessary to verify its performance in a specific fire situation. This is done through a process called model validation, the purpose of which is to determine the degree of accuracy of the de-

ożary wewnętrzne w dobrze wentylowanych pomieszczeniach charakteryzują się dużą dynamiką i często stanowią duże zagrożenie dla przebywających tam osób, a przede wszystkim ekip ratowniczych. Badania eksperymentalne są często trudne do przeprowadzenia i kosztowne, dlatego do określenia rozkładu parametrów pożaru, istotnych z punktu widzenia bezpieczeństwa ludzi, takich jak temperatura i stężenie gazów toksycznych, wykorzystuje się modele pożarów. Najczęściej stosowane są darmowe komputerowe modele strefowe CFAST (*Consolidated Model of Fire Growth and Smoke Transport*) oraz polowe FDS (*Fire Dynamics Simulator*). Są one wciąż rozwijane przez różne ośrodki badawcze na całym świecie, a procesem tym zarządza amerykańska organizacja NIST (*National Institute of Standards and Technology*). W celu sprawdzenia poprawności użycia danego narzędzia informatycznego należy najpierw zweryfikować jego działanie w konkretnej sytuacji pożarowej. Odbywa się to w procesie zwanym walidacją modelu, określającym stopień dokładności opisu rzeczywistych zjawisk z punktu widzenia zastosowanych metod obliczeniowych. W celu walidacji przeprowadzane są eksperymenty, których wyniki powinny być dobrze udokumentowane. Najczęściej walidacja dotyczy porównania

¹⁾ Fire University, Department of Safety Engineering and Civil Protection

²⁾ Fire University, Department of Safety Engineering

*) Adres do korespondencji: dsaleta@apoz.edu.pl

scription of real phenomena from the point of view of the calculation methods used. For validation, experiments are carried out, the results of which should be well documented. Most often, validation concerns the comparison of temperature values at the same points in the room for analogous fire scenarios. To date, many articles have been published related to this topic. Some of them deal with the validation of the CFAST zonal model. The most comprehensive information on the validation of the CFAST model can be found in the NIST study [1]. It contains descriptions of more than twenty different fire scenarios, including, among others: combustion tests in a two-story building with corridors [2], fire model evaluation for nuclear power plant applications [3], fire tests of enclosed spaces with forced ventilation [4], free combustion characteristics for furnishings corresponding to dormitory facilities [5], an experimental data set for evaluating the accuracy of room fire models [6], a report of experimental results for benchmarking and validation of an international fire model [7], a plan for implementing full-scale smoke and smoke control tests [8], measurement of thermal properties of gypsum board at elevated temperatures [9], effect of gravity ventilation on fire damage structure in full-scale buildings [10], performance evaluation of gravity ventilation system for control of smoke layer and hot gases in residential buildings [11], experimental study of residential room fires [12], government investigation of buildings and fire safety after the World Trade Center disaster: Experiments and Modeling of Steel Structural Elements Exposed to Fire [13], a description of the limitation of room test data for zonal model validation [14], or validation of the fire/smoke spread model (CFAST) using full-scale interior fire control tests conducted aboard the USS SHADWELL [15].

In the aforementioned works, the most frequently analyzed and compared fire parameters were the temperature and thickness of the hot layer, the height of the flame, the temperature and velocity of the gases in the ceiling streams and the activation of the detectors, as well as the concentrations of oxygen, carbon monoxide, carbon dioxide and soot. The results obtained are most often presented in tables and graphs, which include both the characteristics obtained during simulation and experiment. A large part of the work is most often related to the validation of the FDS field model. As with CFAST, the most complete information on FDS validation for various fire scenarios can be found in the NIST summary [16]. It contains validation descriptions of nearly a hundred experiments covering a wide variety of fire scenarios. Examples include the following experiments: an experimental study in an ISO 9705 room determining the effect of fuel type, fuel distribution and vent size on under-ventilated room fires [17], a study of the effect of walls, corners and room dividers on fire plumes [18], validation of CFD fire model pressure change prediction for modern residential structures [19], or validation of FDS for large-scale fire scenarios with limited mechanical ventilation with a focus on predicting ventilation system performance [20], as well as the studies mentioned above [7, 10÷13].

wartości temperatury w tych samych punktach pomieszczenia w przypadku analogicznych scenariuszy pożarowych. Dotychczas opublikowano wiele artykułów związanych z tą tematyką. Niektóre z nich dotyczą walidacji modelu strefowego CFAST. Najbardziej wyczerpujące informacje można znaleźć w badaniu NIST [1]. Zawiera ono opis ponad dwudziestu różnych scenariuszy pożarowych, w tym m.in.: testy spalania w dwupiętrowym budynku z korytarzami [2], ocenę modelu pożaru w elektrowniach jądrowych [3], testy pożarowe zamkniętych pomieszczeń z wymuszoną wentylacją [4], charakterystykę swobodnego spalania umeblowania odpowiadającego wyposażeniu obiektów noclegowych [5], zbiór danych eksperymentalnych do oceny dokładności modeli pożaru pomieszczenia [6], raport z wyników eksperymentalnych do analizy porównawczej i walidacji międzynarodowego modelu pożaru [7], plan realizacji pełnowymiarowych testów oddymiania i kontroli zadymienia [8], pomiar właściwości termicznych płyt gipsowo-kartonowych w podwyższonej temperaturze [9], wpływ wentylacji grawitacyjnej na strukturę uszkodzeń spowodowanych pożarem w pełnowymiarowych budynkach [10], ocenę działania systemu wentylacji grawitacyjnej do kontroli warstwy dymu i gorących gazów w budynkach mieszkalnych [11], eksperymentalne badanie pożarów pomieszczeń mieszkalnych [12], rządowe dochodzenie w sprawie budynków i bezpieczeństwa pożarowego po katastrofie World Trade Center – eksperymenty i modelowanie stalowych elementów konstrukcyjnych narażonych na działanie ognia [13], opis ograniczenia liczby danych z testów pomieszczenia do walidacji modelu strefowego [14], czy walidację modelu rozprzestrzeniania się ognia/dymu (CFAST) przy użyciu testów kontrolnych pożaru wewnętrznego przeprowadzonych w pełnej skali na pokładzie statku USS SHADWELL [15].

W wymienionych pracach najczęściej analizowanymi i porównywanymi parametrami pożaru były: temperatura i grubość warstwy gorącej; wysokość płomienia; temperatura i prędkość gazów w strumieniach sufitowych i aktywacja czujek, a także stężenie tlenu, tlenku węgla, dwutlenku węgla i sadzy. Uzyskane wyniki najczęściej prezentowane są w tabelach i na wykresach, które zawierają charakterystykę uzyskaną podczas symulacji oraz eksperymentu. Duża część prac związana jest najczęściej z walidacją modelu polowego FDS. Podobnie jak w przypadku programu CFAST, najpełniejsze informacje dotyczące walidacji FDS w przypadku różnych scenariuszy pożarowych można znaleźć w podsumowaniu NIST [16]. Zawiera ono opisy walidacji prawie stu eksperymentów obejmujących wiele różnych scenariuszy pożarowych. Przykłady obejmują następujące eksperymenty: badanie eksperymentalne w pomieszczeniu ISO 9705 określające wpływ rodzaju paliwa, jego rozmieszczenia oraz wielkości otworu wentylacyjnego na pożary niedowentylowanych pomieszczeń [17]; badanie wpływu ścian, narożników i przegród pomieszczeń na smugi ognia [18]; walidację predykcji zmian ciśnienia w modelu pożaru CFD w przypadku nowoczesnych konstrukcji mieszkalnych [19], czy walidacja FDS dotycząca scenariuszy wielkoskalowych pożarów z ograniczoną wentylacją mechaniczną z naciskiem na prognozowanie działania instalacji wentylacyjnej [20], a także wymienione wcześniej badania [7, 10÷13].

As already noted, such fire parameters as temperature and thickness of the hot smoke layer, fire plume temperature, flame height, temperature of ceiling streams, activation time of sprinklers and smoke detectors, gas velocity and concentration, pressure, surface temperature, heat flux, burning rate and fire spread are also discussed in these articles. However, there are very few papers in the literature comparing CFAST and FDS models for the same fire scenario. One of them is the work of [21], which applied the validation of both models to a nuclear power plant. In addition to validating several different fire scenarios, such as a closet fire in the main control room, a lubricating oil fire in the pump compartment, a closet fire in the switchgear room, a trash fire in the cable distribution room, a transient fire in a multi-room corridor and a cable tray fire, it also provides detailed guidelines for selecting an appropriate fire model, as well as necessary information on the uncertainty of the input data and probabilistic analysis of the fire risk assessment.

Experimental results are often used by researchers to conduct numerical comparison tests to validate the fire models under analysis. According to the authors [22, 23], the process of full validation should take into account three main issues of accuracy quantification, i.e. comparison with experimentally measured values, interpolation and extrapolation of the computational model. The authors of the article [24, 25] presented a quantitative comparison of several calculation results and actual measurements during a spill fire scenario in a closed room. These results were related to six safety-relevant quantities: gas temperature, oxygen concentration, wall temperature, total heat flux, room pressure and air velocity throughout the fire. In addition, the authors emphasize the importance of using more than one indicator in the validation process in order to obtain information on uncertainties related to the area of fire safety.

To determine the input of fire models, standardized test methods are used at both small and full scale [26]. The cone calorimeter method is used on a small scale, while the so-called room corner test is a standardized method for full-scale fire testing [27]. These methods are extremely important in testing the properties of combustible materials, since their incorrect definition leads the user to erroneous fire simulation results. According to the authors [28], for example, there is a close correlation between the amount of released products and the heat of combustion, which should be clearly defined. At the same time, they stress that assuming twice the actual heat of combustion can mean that for the same HRR, twice as much material will burn, and thus there will be a smaller amount of released products of combustion.

Jones et al. [29] presented an interesting comparison between the CFAST model and a series of real-scale fire experiments, as a validation exercise required by ASTM E1355-97 (concerning the evaluation of the predictive capability of deterministic fire models). At the same time, developing a method to quantitatively compare the time courses represented by these predictions with experimental courses.

Jak już zaznaczono, w artykułach tych omówiono takie parametry pożaru, jak: temperatura i grubość warstwy gorącego dymu; temperatura smugi ognia; wysokość płomienia; temperatura strumieni sufitowych; czas aktywacji tryskaczy i czujek dymu; prędkość i stężenie gazów; ciśnienie; temperatura powierzchni; strumień ciepła; szybkość spalania i rozprzestrzenianie się ognia. W literaturze jest jednak bardzo niewiele prac porównujących modele CFAST i FDS w przypadku tego samego scenariusza pożaru. Jedną z nich jest praca [21], w której zastosowano walidację obu modeli w elektrowni jądrowej. Oprócz walidacji kilku różnych scenariuszy pożarowych, takich jak: pożar szafy w głównej sterowni; pożar oleju smarowego w przedziale pomp; pożar szafy w rozdzielni; pożar śmieci w pomieszczeniu rozprowadzania kabli; pożar przejściowy w korytarzu złożonym z wielu pomieszczeń i pożar korytka kablowego, zawiera ona szczegółowe wytyczne dotyczące wyboru odpowiedniego modelu pożaru, a także niezbędne informacje na temat niepewności danych wejściowych i analizy probabilistycznej oceny ryzyka pożaru.

Wyniki badań eksperymentalnych są często wykorzystywane przez naukowców do przeprowadzania numerycznych testów porównawczych w celu weryfikacji analizowanych modeli pożarów. Zdaniem autorów prac [22, 23], proces pełnej walidacji powinien uwzględniać trzy główne zagadnienia kwantyfikacji dokładności, tj. porównanie z wartościami zmierzonymi eksperymentalnie oraz interpolację i ekstrapolację modelu obliczeniowego. Autorzy artykułów [24, 25] przedstawili ilościowe porównanie kilku wyników obliczeń i rzeczywistych pomiarów podczas scenariusza pożaru rozlanej cieczy w zamkniętym pomieszczeniu. Wyniki te dotyczyły sześciu wielkości ważnych z punktu widzenia bezpieczeństwa: temperatury gazu; stężenia tlenu; temperatury ściany; całkowitego strumienia ciepła; ciśnienia w pomieszczeniu i prędkości przepływu powietrza przez cały czas trwania pożaru. Ponadto autorzy podkreślają znaczenie stosowania więcej niż jednego wskaźnika w procesie walidacji w celu uzyskania informacji na temat niepewności związanych z obszarem bezpieczeństwa pożarowego.

W celu określenia danych wejściowych modeli pożaru stosuje się znormalizowane metody testowe zarówno w małej, jak i w pełnej skali [26]. Metoda kalorymetru stożkowego jest stosowana w małej skali, podczas gdy tzw. test w narożniku pomieszczenia jest standardową metodą badania pożaru w pełnej skali [27]. Metody te są niezwykle ważne w testowaniu właściwości materiałów palnych, ponieważ ich nieprawidłowa definicja prowadzi użytkownika do błędnych wyników symulacji pożaru. Jak podają autorzy [28], istnieje ścisła korelacja między ilością wydzielonych produktów a ciepłem spalania, które powinno być jasno określone. Jednocześnie podkreślają, że przyjęcie dwukrotnie większej wartości ciepła spalania niż rzeczywista może oznaczać, że przy tej samej mocy pożaru spali się dwukrotnie mniej materiału, a tym samym będzie mniejsza ilość wydzielonych produktów spalania.

Jones i in. [29] przedstawili interesujące zestawienie porównań między modelem CFAST a szeregiem eksperymentów pożarowych przeprowadzanych w rzeczywistej skali, jako ćwiczenie walidacyjne wymagane przez normę ASTM E1355-97, dotyczącą oceny zdolności predykcyjnych deterministycznych

Similarly, results presented in the form of ranges of accuracy of fire model predictions (in accordance with ASTM E1355-12 guidelines) were included during the verification and validation of selected fire models for nuclear power plant applications (NUREG-1824) [30].

Williamson et al. in a publication [31], on the other hand, presented extensive verification and validation tests to demonstrate the applicability of The Fire and Smoke Simulator (FSSIM), version 1.5, as a large-scale fire hazard analysis tool for rooms with forced or natural vaporization, which was then compared with CFAST and FDS. The purpose of this study was to show the relative level of accuracy that can be obtained from several fire models using simplified methods applied at the evaluation stage of a fire hazard analysis project. An assumption aimed at comparing CFAST and FDS for fire simulation was also made by Floyd [32], who used three methods to study two fire tests in a building providing cover for a decommissioned experimental nuclear reactor in Germany (Heiss-Dampf Reactor). These were hand calculations, a zone model code (CFAST) and a computational fluid dynamics (FDS) code. Similarly, Tavelli et al. [33], attempted to compare CFD and zonal models for analyzing the effects of fires in high-traffic areas. To this end, they conducted a series of tests using a single-room configuration (a classic application of zonal models), comparing the performance of the models with experimental results and highlighting the low sensitivity of zonal models to certain aspects, such as the location of the ignition source.

The main objective of the present study, in addition to validating the CFAST and FDS models for a specific fire scenario in an apartment with a partially open window, was to compare the accuracy of the representation of temperature changes at selected points in the room and to investigate the influence of their location in relation to the fire source and vents. In addition, the possibility of appropriately modifying the input data of the FDS model to obtain a better representation of the temperature characteristics was investigated.

Material and methods

The characteristics of the apartment building where the fire tests were conducted and its detailed experimental setup in the second-floor apartment have been described in two previous articles [34, 35]. During the fire tests, the temperature inside the room was measured using a tree of thermocouples, single thermocouples and infrared cameras. Fire gas concentrations were measured using four metal probes. A pressure measurement point was mounted near the corner of a wall with a window. At the start of the experiment in the unsealed apartment, the outside temperature was 16.7°C while at the end of the experiment it was 14.4°C. The air temperature inside the dwelling, the so-called room temperature, was at 20.5°C, the humidity was: $\varphi = 57\%$, while the ambient pressure: $p_{oi} = 987$ hPa.

The arrangement of the metal probes, thermocouple tree and cameras in the room is shown in Figure 1. Three trees of type „K” thermocouples (NiCr-NiAl) were used,

modeli pożaru. Jednocześnie opracowano metodę ilościowego porównania przebiegów czasowych reprezentowanych przez te predykcje z przebiegami eksperymentalnymi. Wyniki przedstawione w postaci zakresu dokładności przewidywań modelu pożaru (zgodne z wytycznymi ASTM E1355-12) zawarto podczas weryfikacji i walidacji wybranych modeli pożarów w elektrowniach jądrowych (NUREG-1824) [30].

Z kolei Williamson i in. w publikacji [31] zaprezentowali szeroko zakrojone testy weryfikacyjne i walidacyjne w celu zademonstrowania możliwości zastosowania symulatora pożaru i dymu FSSIM (ang. *The Fire and Smoke Simulator*), wersja 1.5, jako narzędzia do analizy zagrożeń pożarowych na dużą skalę w pomieszczeniach z wymuszoną lub naturalną wetylacją, które następnie porównano z CFAST i FDS. Celem tego badania było ukazanie względnego poziomu dokładności, który można uzyskać z kilku modeli pożaru przy użyciu metod uproszczonych, stosowanych na etapie oceny projektu analizy zagrożenia pożarowego. Założenie mające na celu porównanie CFAST i FDS do symulacji pożaru przyjął również Floyd [32], który wykorzystał trzy metody do zbadania dwóch testów pożarowych w budynku stanowiącym osłonę zlikwidowanego, eksperymentalnego reaktora jądrowego w Niemczech (Heiss-Dampf Reactor). Były to obliczenia ręczne, kod modelu strefowego (CFAST) i kod obliczeniowej dynamiki płynów (FDS). Podobnie Tavelli i in. [33] podjęli próbę porównania modeli CFD i strefowych na potrzeby analizy skutków pożarów w miejscach o dużym natężeniu ruchu. W tym celu przeprowadzono serię testów przy użyciu konfiguracji jednopomieszczeniowej (klasyczne zastosowanie modeli strefowych), porównując wydajność modeli z wynikami eksperymentalnymi i podkreślając niewielką wrażliwość modeli strefowych na niektóre aspekty, takie jak położenie źródła zapłonu.

Głównym celem artykułu, oprócz walidacji modeli CFAST i FDS do konkretnego scenariusza pożaru w mieszkaniu z częściowo otwartym oknem, było porównanie dokładności odwzorowania zmian temperatury w wybranych punktach w pomieszczeniu oraz zbadanie wpływu ich lokalizacji w stosunku do źródła pożaru i otworów wentylacyjnych. Ponadto zbadano możliwości odpowiedniej modyfikacji danych wejściowych modelu FDS w celu uzyskania lepszego odwzwiedlenia charakterystyki temperatury.

Materiał i metody badań

Charakterystyka budynku mieszkalnego, w którym przeprowadzono testy pożarowe, oraz szczegółowa konfiguracja eksperymentalna w mieszkaniu na drugim piętrze zostały opisane w artykułach [34, 35]. Podczas testów pożarowych temperatura wewnątrz pomieszczenia była mierzona za pomocą drzew termopar (t6, t8, t9) i kamer na podczerwień. Stężenie gazów pożarowych mierzono za pomocą czterech metalowych sond [34]. Punkt pomiaru ciśnienia zamontowano w pobliżu narożnika ściany z oknem. W momencie rozpoczęcia eksperymentu w rozszczelnionym mieszkaniu temperatura zewnętrzna wynosiła 16,7°C, natomiast podczas jego zakończenia 14,4°C. Temperatura powietrza wewnątrz lokalu mieszkalnego, tzw. temperatura pokojowa, była na poziomie 20,5°C, wilgotność

with a measurement range from -200°C to $+1200^{\circ}\text{C}$, with a sheathed sensor were used. Eight measurement points were placed at heights, respectively: 1.05 m; 1.35 m; 1.65 m; 1.85 m; 2.05 m; 2.25 m; 2.35 m and 2.45 m in relation to the floor. For the purposes of the article, the temperature values obtained during the experiment at heights are presented: 1.05 m, 1.85 m and 2.45 m. The following ventilation configuration was used: one 915×1425 mm window, shown by the arrow in Figure 1, was partially open to a width of 20 cm, the other windows and doors to the apartment were closed, all interior doors were completely open, the 140×140 mm kitchen vent was open, while the bathroom vent was closed.

The airtightness of the dwelling was determined in accordance with EN ISO 9972:2015-10 (Blower Door Test) [34÷36] obtaining the following airtightness parameters: airflow $V_{50} = 1098 \text{ m}^3/\text{h}$ with uncertainty 7%, as well as the number of air changes $n_{50} = 11.6 \text{ h}^{-1}$, air permeability $q_{50} = 11.3 \text{ m}^3/(\text{h}\cdot\text{m}^2)$ and

unit leakage flow $w_{50} = 28.9 \text{ m}^3/(\text{h}\cdot\text{m}^2)$ with uncertainty 9%. The apartment was furnished with the following combustibles: a couch, two armchairs, a standing cabinet, a table, a blanket, a set of bedding, a tablecloth, a pair of pants, a sweater, a curtain, and a rug with an area 7.5 m^2 . To determine the fire load density, the actual area on which the combustible material was located (approx. 9 m^2). It amounted to about $306 \text{ MJ}/\text{m}^2$ for this area and on average $179 \text{ MJ}/\text{m}^2$ for the area of the room (approx. 15 m^2) [30]. The total weight of the combustible materials put together was 135.95 kg . The furniture for the experiment was custom-made from the same materials and according to the same design. The characteristics and juxtaposition of combustible materials are presented in the publication [36].

In order to make a prediction of the course of the experimental fire and the effect of ventilation conditions on the intensity of combustion of materials accumulated in the room, the so-called Kawagoe equations (1) and (2) [37] were used to determine the coefficient of holes, (index O) [38]. According to the authors [39], the coefficient of holes should be in the range of 0.02 – 0.5. This condition was not met only for the coefficient calculated using equation (3). Three different assumptions were made for the calculations, i.e.:

powietrza wynosiła $\varphi = 57\%$, natomiast ciśnienie otoczenia $p_{ot} = 987 \text{ hPa}$.

Rozmieszczenie drzew termopar i kamer w pomieszczeniu pokazano na rysunku 1. Wykorzystano trzy drzewa termopar typu „K” (NiCr-NiAl) o zakresie pomiarowym -200°C do $+1200^{\circ}\text{C}$, z czujnikiem płaszczyznowym. Umieszczono na nich osiem punktów pomiarowych, odpowiednio na wysokości: 1,05 m; 1,35 m; 1,65 m; 1,85 m; 2,05 m; 2,25 m; 2,35 m i 2,45 m od podłogi. Do celów artykułu przedstawiono wartości temperatury uzyskane podczas eksperymentu na wysokości: 1,05 m, 1,85 m oraz

2,45 m. Zastosowano następującą konfigurację wentylacji: jedno okno o wymiarach $915 \times 1425 \text{ mm}$, pokazane strzałką na rysunku 1, było uchylone na szerokość 20 cm; pozostałe okna i drzwi do mieszkania były zamknięte; wszystkie drzwi wewnętrzne były całkowicie otwarte; otwór wentylacyjny w kuchni o wymiarach $140 \times 140 \text{ mm}$ był otwarty, natomiast zamknięty w łazience.

Szczelność powietrzną mieszkania określono zgodnie z normą PN-EN ISO 9972:2015-10 (Blo-

wer Door Test) [34÷36], uzyskując następujące parametry szczelności: przepływ powietrza $V_{50} = 1098 \text{ m}^3/\text{h}$ z niepewnością 7%, a także liczbę wymian powietrza $n_{50} = 11,6 \text{ h}^{-1}$, przepuszczalność powietrza $q_{50} = 11,3 \text{ m}^3/(\text{h}\cdot\text{m}^2)$ i jednostkowy przepływ nieszczelności $w_{50} = 28,9 \text{ m}^3/(\text{h}\cdot\text{m}^2)$ z niepewnością 9%. Mieszkanie było wyposażone w następujące materiały palne: kanapę; dwa fotele; szafkę stojącą; stolik; koc; komplet pościeli; obrus; parę spodni; sweter; zasłonę i dywan o powierzchni $7,5 \text{ m}^2$. Do wyznaczenia gęstości obciążenia ogniowego przyjęto rzeczywistą powierzchnię, na której znajdował się materiał palny, tj. ok. 9 m^2 . Wyniosła ona ok. $306 \text{ MJ}/\text{m}^2$ dla tej powierzchni i średnio $179 \text{ MJ}/\text{m}^2$ w przypadku powierzchni pomieszczenia ok. 15 m^2 [30]. Masa całkowita zestawionych materiałów palnych stanowiła $135,95 \text{ kg}$. Na potrzeby eksperymentu meble zostały wykonane na zamówienie z tych samych materiałów i wg tego samego wzoru. Charakterystykę i zestawienie materiałów palnych przedstawiono w publikacji [36].

W celu wykonania prognozy przebiegu eksperymentalnego pożaru i wpływu warunków wentylacji na intensywność spalania materiałów zgromadzonych w pokoju użyto tzw. równań Kawagoe (1) i (2) (ang. *Kawagoe correlation*) [37], aby wyznaczyć współczynnik otworów (wskaźnik O) [38]. Zdaniem autorów [39], współczynnik otworów powinien wy-

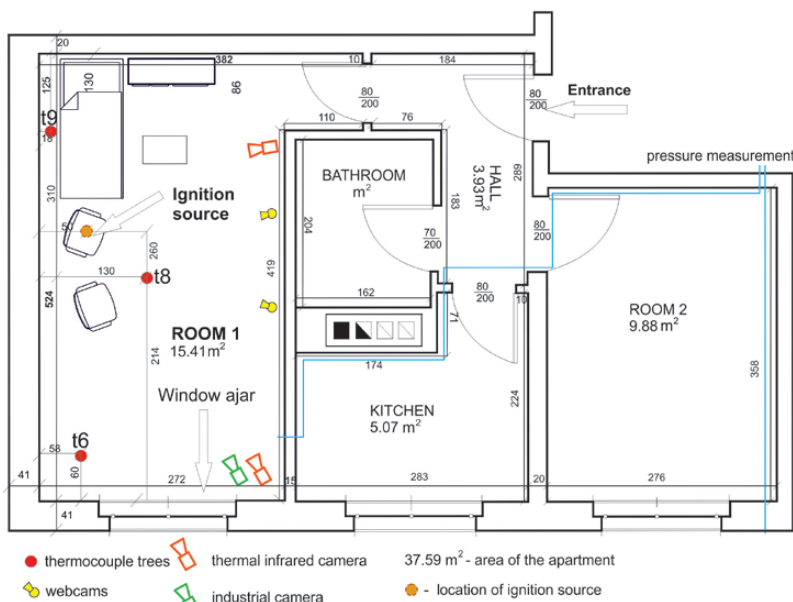


Fig. 1. The arrangement of the apartment including thermocouples trees and cameras
Rys. 1. Układ mieszkania z drzewami termopar i kamerami

- in equation (3), only the area of the tilted sash in the window (0.3 m²), was assumed, relative to the total area of the room partitions (47.74 m²);

- in equation (4), the area of the entire one window (2.08 m²) was assumed, with the assumption of a crack in the ordinary glass in the panes, also in relation to the total area of the room partitions (47.74 m²);

- equation (5) assumed the area of three windows (6.26 m²) in the dwelling with the assumption of cracking of all glass in relation to the total area of the partitions of the dwelling, 154.75 m².

$$\dot{m}_{fi} = 0,092 A_v \sqrt{h_{v,eq}} = 0,03 \text{ kg/s} \quad (1)$$

$$q_c = 0,092 A_v \sqrt{h_{v,eq}} \Delta h_c = 0,51 \text{ MW} \quad (2)$$

$$O = \frac{A_v \sqrt{h_{v,eq}}}{A_t} = 0,007 \text{ m}^{0,5} \quad (3)$$

$$O = \frac{A_v \sqrt{h_{v,eq}}}{A_t} = 0,05 \text{ m}^{0,5} \quad (4)$$

$$O = \frac{A_v \sqrt{h_{v,eq}}}{A_t} = 0,04 \text{ m}^{0,5} \quad (5)$$

where:

\dot{m}_{fi} – the rate (intensity) of thermal decomposition, that is, the amount of combustible materials converted into combustion gases per second [kg/s];

q_c – heat release rate [MW];

O – hole ratio [m^{0.5}];

A_v – total area of all vertical openings ventilating the fire zone, assumed 0.3 m²;

A_t – total area of all fire zone partitions, assumed 47.74 m² for the room covered by the fire and 154.75 m² for the entire apartment;

Δh_c – heat of combustion of a given fuel, assumed 17 MJ/kg (dry wood value);

$h_{v,eq}$ – averaged height of vertical openings ventilating the fire zone, assumed 1.425 m.

The obtained results of calculations and analysis of literature data [38, 39], allowed us to confirm the validity of the planned assumption regarding the ventilation conditions for the experiment in the unsealed dwelling. The obtained values of indices for larger openings, allowed estimating that during a fire with better ventilation, the same materials can release a higher value of heat to the environment. Sources of ignition initiation during the experiment were:

- spruce wood stack made to British standard BS 5852 „wood crib 7” (heat of combustion 2110 kJ, flame height 345–490 mm, heat flux 25 kW·m⁻², fuel feed rate 32 g·min⁻¹, 90% mass loss time 375 s, combustion time 390 s);

- brazing torch with a disposable container of 300 propane/butane gas mixture (35% propane, 65% butane). Technical data: flame temperature up to 1900°C. Container 600 ml/338 g, No. 3.5510, designed for all ROTHENBERGER soldering torches and instruments equipped with a connection made according to DIN EN 417. The contain-

er 0,02–0,5. Warunek ten nie został spełniony tylko dla współczynnika obliczonego za pomocą równania (3). Do wyliczeń przyjęto trzy różne założenia, tj.:

- w równaniu (3) założono jedynie powierzchnię uchylonego skrzydła w oknie (0,3 m²), w stosunku do całkowitej powierzchni przegród pokoju (47,74 m²);

- w równaniu (4) przyjęto powierzchnię całego jednego okna (2,08 m²) z założeniem pęknięcia zwykłego szkła w szybach, również w stosunku do całkowitej powierzchni przegród pokoju (47,74 m²);

- w równaniu (5) przyjęto powierzchnię trzech okien (6,26 m²) w lokalu mieszkalnym z założeniem pęknięcia wszystkich szyb w odniesieniu do całkowitej powierzchni przegród lokalu (154,75 m²).

$$\dot{m}_{fi} = 0,092 A_v \sqrt{h_{v,eq}} = 0,03 \text{ kg/s} \quad (1)$$

$$q_c = 0,092 A_v \sqrt{h_{v,eq}} \Delta h_c = 0,51 \text{ MW} \quad (2)$$

$$O = \frac{A_v \sqrt{h_{v,eq}}}{A_t} = 0,007 \text{ m}^{0,5} \quad (3)$$

$$O = \frac{A_v \sqrt{h_{v,eq}}}{A_t} = 0,05 \text{ m}^{0,5} \quad (4)$$

$$O = \frac{A_v \sqrt{h_{v,eq}}}{A_t} = 0,04 \text{ m}^{0,5} \quad (5)$$

gdzie:

\dot{m}_{fi} – szybkość (intensywność) rozkładu termicznego, czyli ilość materiałów palnych zamieniana na gazy spalinowe na sekundę [kg/s];

q_c – szybkość wydzielania ciepła [MW];

O – współczynnik otworów [m^{0.5}];

A_v – całkowita powierzchnia wszystkich pionowych otworów wentylujących strefę pożarową – 0,3 m²;

A_t – całkowita powierzchnia wszystkich przegród strefy pożarowej – przyjęto 47,74 m² w przypadku pokoju objętego pożarem oraz 154,75 m² całego lokalu mieszkalnego;

Δh_c – ciepło spalania danego paliwa – przyjęto 17 MJ/kg (wartość suchej drewna);

$h_{v,eq}$ – uśredniona wysokość pionowych otworów wentylujących strefę pożarową – przyjęto 1,425 m.

Otrzymane wyniki obliczeń oraz analiza danych literaturowych [38, 39] pozwoliły na potwierdzenie słuszności planowanego założenia, dotyczącego warunków wentylacji w rozszczelnionym lokalu mieszkalnym. Otrzymane wartości wskaźników dotyczące większych otworów potwierdziły, że podczas pożaru w pomieszczeniach z lepszą wentylacją te same materiały mogą wydzielić do otoczenia większą ilość ciepła. Źródłami inicjacji zapłonu podczas eksperymentu były:

- stos z drewna świerkowego wykonany zgodnie z brytyjską normą BS 5852 „wood crib 7” (ciepło spalania 2110 kJ, wysokość płomienia 345–490 mm, strumień ciepła 25 kW·m⁻², wskaźnik zasilania paliwa 32 g·min⁻¹, czas utraty 90% masy 375 s, czas spalania 390 s);

- palnik do lutowania z jednorazowym pojemnikiem z mieszaniną gazów propan/butan (35% propan, 65% butan). Dane techniczne: temperatura płomienia do 1900°C; pojemnik 600 ml/338 g, przeznaczony do wszystkich palników lutowniczych wyposażonych w przyłącze wykonane wg

ers are filled with purified gas. The gas is harmless to the ozone layer of the earth, does not contain FCKW, certified by TÜV.

In order to determine the Heat Release Rate (HRR) for the set of furniture (sofa and armchairs) with which the apartment was furnished, a test was conducted in accordance with the PN-ISO 9705 method, the so-called Room Corner Test. It is discussed in detail in the paper [34]. Also in the same work can be found a detailed description of the experiment itself related to the assumed fire scenario in the room, which was used to validate the CFAST and FDS computer models. The resulting HRR curve was used as input data in the CFAST and FDS programs. It is shown in Figure 2.

The proper selection of the modelling tool and the correct adoption of boundary and initial conditions allowed the simulation to be positively evaluated in the program validation and verification process [16]. To this end, the current version of the CFAST (7.7.4) and FDS (6.8.0) programs were used to represent the analysed fire scenario. The obtained modelling results were compared with those obtained during the experiment. A numerical model was built of the entire test apartment under analysis, consisting of two rooms, a kitchen, a bathroom and a hallway. The furnishings of the room where the fire was initiated were also mapped in the model. All furnishings corresponded to the properties of the materials used in reality. Ventilation parameters in the model were set to replicate conditions from tests conducted in real conditions. The walls and ceiling were made of 5/8-inch-thick gypsum board. A 3D visualization of the geometry of the computational model using the Smokeview program is shown in Figure 3. Two variants (I and II) were used in the fire simulation using the FDS program. In the first one, only one fire source (the seat) was assumed, and no wind was considered, while in the second one, the blowing wind and a second fire source (the couch) were considered, delayed by 300 seconds compared to the first one, based on full-scale fire observations. The main parameters used in CFAST and FDS for the two variants are summarized in Table 2, and the coordinates of the calculated points in FDS and CFAST are listed in Table 3.

DIN EN 417. Pojemniki wypełnione są gazem oczyszczonym (gaz nieszkodliwy dla powłoki ozonowej ziemi, nie zawiera FCKW, certyfikowany przez TÜV).

W celu wyznaczenia szybkości wydzielania ciepła (ang. *Heat Release Rate*, HRR) w przypadku zestawu mebli (kanapa i fotele), w które wyposażone było mieszkanie, przeprowadzono badanie zgodnie z metodą PN-ISO 9705, tzw. *Room Corner Test*. Zostało ono szczegółowo omówione w artykule [34]. W tej samej pracy można znaleźć również szczegółowy opis eksperymentu związanego z założonym scenariuszem pożaru w pomieszczeniu, który posłużył do walidacji modeli komputerowych CFAST i FDS. Uzyskana krzywa HRR została wykorzystana jako dane wejściowe w programach CFAST i FDS (rysunek 2).

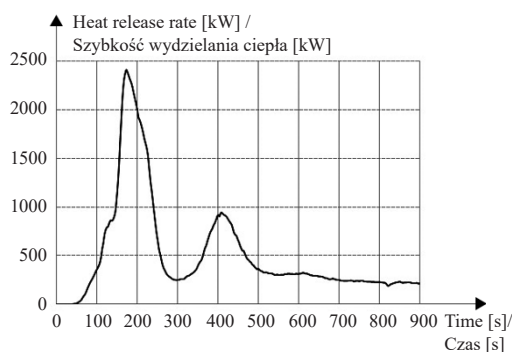


Fig. 2. The heat release rate obtained during Room Corner Test

Rys. 2. Szybkość wydzielania ciepła uzyskana podczas testu w narożniku pomieszczenia

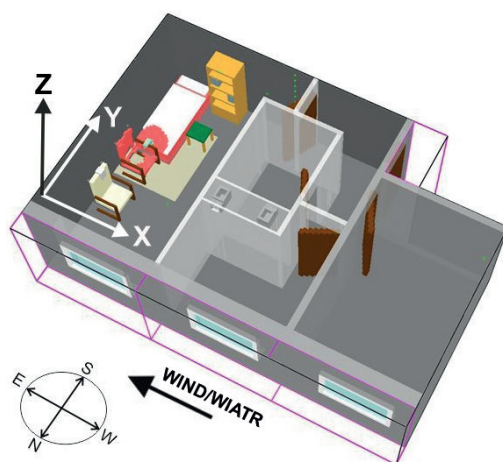


Fig. 3. 3D visualisation of the geometry of the computational model using Smokeview program for the residential apartment layout

Rys. 3. Wizualizacja 3D geometrii modelu obliczeniowego przy użyciu programu Smokeview w przypadku układu mieszkania

Właściwy dobór narzędzia modelowania oraz poprawne przyjęcie warunków brzegowych i początkowych pozwoliło na pozytywną ocenę symulacji w procesie walidacji i weryfikacji programu [16]. W tym celu do odwzorowania analizowanego scenariusza pożaru wykorzystano aktualną wersję programów CFAST (7.7.4) oraz FDS (6.8.0). Uzyskane wyniki modelowania porównano z wynikami uzyskanymi podczas eksperymentu. Zbudowano model numeryczny całego analizowanego mieszkania testowego, składającego się z dwóch pokoi, kuchni, łazienki i przedpokoju. W modelu odwzorowano również wyposażenie pokoju, w którym zainicjowano pożar. Wszystkie elementy wyposażenia odpowiadały właściwościom materiałów użytych w rzeczywistości. Parametry wentylacji w modelu zostały ustawione tak, aby odwzorować warunki z testów przeprowadzonych w warunkach rzeczywistych. Ściany i sufit wykonano z płyt gipsowo-kartonowych grubości 5/8 cala. Wizualizację 3D geometrii modelu obliczeniowego przy użyciu programu Smokeview przedstawiono na rysunku 3. W symulacji pożaru z wykorzystaniem programu FDS wykorzystano dwa warianty (I i II). W pierwszym założono tylko jedno źródło ognia (fotel) i nie uwzględniono wiatru, natomiast w drugim uwzględniono wiejący wiatr i drugie źródło ognia (kanapa), opóźnione o 300 s w stosunku do pierwszego, na podstawie obserwacji pożaru w pełnej skali. Główne parametry zastosowane w programach CFAST i FDS dotyczące dwóch wariantów pożaru zestawiono w tabeli 2, a współrzędne obliczonych punktów w FDS i CFAST wymieniono w tabeli 3.

For the construction of the geometry of the room in which the fire was located, the dimensions were adopted: $2.72 \times 5.24 \times 2.5$ m. The fire source was placed according to coordinates (0.735, 2.62) on the floor. Thus, for CFAST it was a point source, while for FDS it was a square of 1 m^2 . The ventilation configuration was assumed for the simulation with an open window – a 1.5×1.5 m window on the front wall at a height of 0.8 m. The integration step was for FDS (1): 0.025 s. and FDS (2): 0.052 s., while the print step was 5 s. In contrast, for simulations in CFAST, the integration step: 0.553 s. for CFAST (1), 0.964 s. for CFAST (2), and print step: 10 s. Table 1 shows the location of calculation points for FDS and targets for CFAST.

Results

One of the main results of the study was the temperature values measured during the experiment conducted in the unsealed apartment and obtained during numerical simulations for the same scenario using two fire models: zonal (CFAST) and field (FDS). Measurement points were located on four thermocouple trees t6, t8 and t9 (see Figure 1) at three heights, respectively: 1.05, 1.85 and 2.45 meters. The temperatures corresponding to each tree and height are shown in Figure 4÷12. For the results obtained using the FDS program, the temperature curves for Variant I are marked with a solid line, and the temperature curves obtained for Variant II are marked with a dashed line.

Table 1. Adopted position of calculation points for FDS and targets for CFAST to calculate air temperature at a single point in time

Tabela 1. Położenie punktów obliczeniowych przyjęte do programu FDS i targetów do programu CFAST w celu obliczenia temperatury powietrza w pojedynczym punkcie w czasie

The name of the calculation point / Nazwa punktu obliczeniowego	Coordinate position values / Wartości położenia współrzędnych (x, y, z)
&DEVC ID='1',	QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=2.5,5,2/
&DEVC ID='2',	QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=0.5,5,2/
&DEVC ID='3',	QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=1,1.5,1.5/
&DEVC ID='4',	QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=0.5,0.5,1.05/
&DEVC ID='5',	QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=0.5,0.5,1.35/
&DEVC ID='6',	QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=0.5,0.5,1.65/
&DEVC ID='7',	QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=0.5,0.5,2.05/
&DEVC ID='8',	QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=0.5,0.5,2.25/
&DEVC ID='9',	QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=0.5,0.5,2.35/
&DEVC ID='10',	QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=0.5,0.5,2.45/
&DEVC ID='11',	QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=0,2,1.05/
&DEVC ID='12',	QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=0,2,1.35/
&DEVC ID='13',	QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=0,2,1.65/
&DEVC ID='14',	QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=0,2,2.05/
&DEVC ID='15',	QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=0,2,2.25/
&DEVC ID='16',	QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=0,2,2.35/
&DEVC ID='17',	QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=0,2,2.45/
&DEVC ID='18',	QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=1,3,1.05/
&DEVC ID='19',	QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=1,3,1.35/
&DEVC ID='20',	QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=1,3,1.65/
&DEVC ID='21',	QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=1,3,2.05/
&DEVC ID='22',	QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=1,3,2.25/
&DEVC ID='23',	QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=1,3,2.35/
&DEVC ID='24',	QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=1,3,2.45/
&DEVC ID='25',	QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=0,4,1.05/
&DEVC ID='26',	QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=0,4,1.35/
&DEVC ID='27',	QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=0,4,1.65/
&DEVC ID='28',	QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=0,4,2.05/
&DEVC ID='29',	QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=0,4,2.25/
&DEVC ID='30',	QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=0,4,2.35/
&DEVC ID='31',	QUANTITY='TEMPERATURE', XYZ=0,4,2.45/

Do budowy geometrii pomieszczenia, w którym zlokalizowany był pożar, przyjęto wymiary: $2,72 \times 5,24 \times 2,5$ m. Źródło ognia umieszczono na podłodze wg współrzędnych 0,735 oraz 2,62. W przypadku CFAST było to źródło punktowe, natomiast w przypadku FDS – kwadrat o powierzchni 1 m^2 . Do konfiguracji wentylacji przyjęto w przypadku symulacji z uchylonym oknem – okno o wymiarach $1,5 \times 1,5$ m na frontowej ścianie na wysokości 0,8 m. Krok całkowania wynosił w przypadku FDS (1): 0,025 s oraz FDS (2): 0,052 s, natomiast krok wydruku 5 s. Z kolei w przypadku symulacji w CFAST krok całkowania: 0,553 s w programie CFAST (1), 0,964 s w CFAST (2) oraz krok wydruku 10 s. W tabeli 1 przedstawiono położenie punktów obliczeniowych w programie FDS i targetów w CFAST.

Wyniki

Jednym z głównych wyników przeprowadzonych badań była wartość temperatury, zmierzona podczas eksperymentu przeprowadzonego w rozszczelnionym mieszkaniu i uzyskana podczas symulacji numerycznych w przypadku tego samego scenariusza z wykorzystaniem dwóch modeli pożaru – strefowego (CFAST) i polowego (FDS). Punkty pomiarowe zostały zlokalizowane na czterech drzewach termopar t6, t8 i t9 (rysunek 1) na trzech wysokościach, odpowiednio: 1,05; 1,85 i 2,45 m. Temperaturę odpowiadającą poszczególnym drzewom i wysokości przedstawiono na rysunkach 4÷12.

Table 2. The main parameters used in CFAST and FDS programs
Tabela 2. Główne parametry używane w programach CFAST i FDS

Parameter / Parametr	CFAST	FDS		Uncertainty [%] / Niepewność [%]
		I	II	
Dimensions of the main room (X×Y×Z) [m] / Wymiary głównego pomieszczenia (X×Y×Z) [m]		2.94×5.24×2.5		0.5
Coordinates of the fire source (X×Y×Z) [m] / Współrzędne źródła ognia (X×Y×Z) [m]		0.5×2.0×0.5		0.5
Fire source area [m ²] / Obszar źródła pożaru [m ²]	0.12	0.12	1.32 ^{*)}	0.25
HRR [kW] / HRR [kW]	the curve shown in Figure 2 / krzywa pokazana na rysunku 2			5
Heat of combustion [MJ/kg] / Ciepło spalania [MJ/kg]		19		2
The efficiency of CO [g/g] / Wydajność CO [g/g]		0.025		10
Soot yield [g/g] / Wydajność sadzy [g/g]		0.04		10
Ventilation holes [m] / Otwory wentylacyjne [m]	window with dimensions of 1.5×1.5 placed on the front wall at a height of 0,8 / okno o wymiarach 1.5×1.5 umieszczone na przedniej ścianie na wysokości 0.8			0.5
Wind speed [m/s] / Prędkość wiatru [m/s]	–	0	1	0.1
Wind direction / Kierunek wiatru	–	–	west / zachód	3
Grid dimensions [m] / Wymiary siatki [m]		0.1×0.1×0.1		5
Integration step [s] / Krok skalania [s]	0.553	0.025		–
Print step [s] / Krok wydruku [s]	10	5		–

^{*)} after 300 seconds, a couch area of 1.2 m² was added to the initial area of 0.12 m² / po 300 s do początkowej powierzchni 0,12 m² dodano powierzchnię kanapy 1,2 m².

In order to assess the accuracy of the mapping of temperature characteristics calculated with the programs and obtained during the experiment, the values of the maximum E_{max} and average uncertainties of the calculation and experiment for all thermocouples were determined in the time interval 0–900 s, assuming a 9-second time step. The expressions used to determine these quantities are given below.

$$E_{max} = \frac{|t_c^{max} - t_e^{max}|}{t_e^{max}} \cdot 100\% \quad (6)$$

$$\bar{E} = \frac{\sum_{i=1}^{100} |\Delta t_c(i) - \Delta t_e(i)|}{\sum_{i=1}^{100} \Delta t_e(i)} \cdot 100\% \quad (7)$$

where:

- $\Delta t_c(i) = t_c(i) - t_c(0)$ [°C];
- $\Delta t_e(i) = t_e(i) - t_e(0)$ [°C];
- t_c^{max} – maximum temperature value calculated by the CFAST or FDS program, °C
- t_e^{max} – maximum temperature value measured during the experiment, °C
- $t_c(0)$ – initial temperature value used for calculations, °C
- $t_e(0)$ – initial temperature value measured during the experiment, °C
- $t_c(i)$ – current temperature value calculated in (i) step, °C
- $t_e(i)$ – current temperature value measured in (i) step, °C

Table 3. Coordinates of calculated points in FDS and targets in CFAST [m]

Tabela 3. Współrzędne obliczonych punktów w FDS i celów w CFAST [m]

Thermocouple tree / Drzewo termopar	X [m]	Y [m]	Z [m]	Uncertainty [%] / Niepewność [%]
t6	0.58	0.6	1.05	0.5
	0.58	0.6	1.85	0.5
	0.58	0.6	2.45	0.5
t8	1.30	2.5	1.05	0.5
	1.30	2.5	1.85	0.5
	1.30	2.5	2.45	0.5
t9	0.18	2.7	1.05	0.5
	0.18	2.7	1.85	0.5
	0.18	2.7	2.45	0.5

W przypadku wyników uzyskanych przy użyciu programu FDS, krzywe temperatury w wariancie I oznaczono linią ciągłą, a krzywe temperatury uzyskane w przypadku wariantu II oznaczono linią przerywaną. Chcąc ocenić dokładność odwzorowania charakterystyk temperaturowych, obliczonych za pomocą programów i uzyskanych podczas eksperymentu, wartości maksymalnych (E_{max}) i średnich niepewności obliczeniowych i eksperymentalnych w przypadku wszystkich termopar zostały określone w przedziale czasowym 0–900 s, przy założeniu 9-sekundowego kroku czasowego. Wzory użyte do określenia tych wielkości są następujące:

$$E_{max} = \frac{|t_c^{max} - t_e^{max}|}{t_e^{max}} \cdot 100\% \quad (6)$$

$$\bar{E} = \frac{\sum_{i=1}^{100} |\Delta t_c(i) - \Delta t_e(i)|}{\sum_{i=1}^{100} \Delta t_e(i)} \cdot 100\% \quad (7)$$

gdzie:

- $\Delta t_c(i) = t_c(i) - t_c(0)$ [°C];
- $\Delta t_e(i) = t_e(i) - t_e(0)$ [°C];
- t_c^{max} – maksymalna wartość temperatury obliczona przez program CFAST lub FDS [°C];
- t_e^{max} – maksymalna wartość temperatury zmierzona podczas eksperymentu [°C];
- $t_c(0)$ – początkowa wartość temperatury używana do obliczeń [°C];
- $t_e(0)$ – początkowa wartość temperatury zmierzona podczas eksperymentu [°C];
- $t_c(i)$ – bieżąca wartość temperatury obliczona w (i) kroku [°C];
- $t_e(i)$ – bieżąca wartość temperatury zmierzona w (i) kroku [°C].

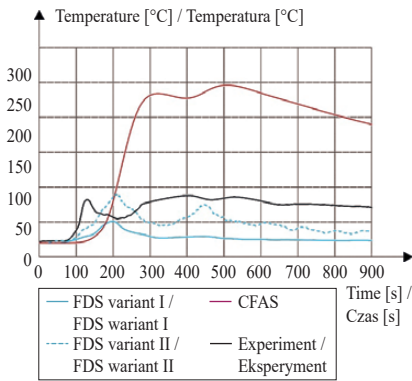


Fig. 4. Temperature measured on the t6 thermocouple tree at the height 1.05 m and obtained during simulation using the CFAST and FDS programs

Rys. 4. Temperatura zmierzona na drzewie termoparowym t6 na wysokości 1,05 m i uzyskana podczas symulacji przy użyciu programów CFAST i FDS

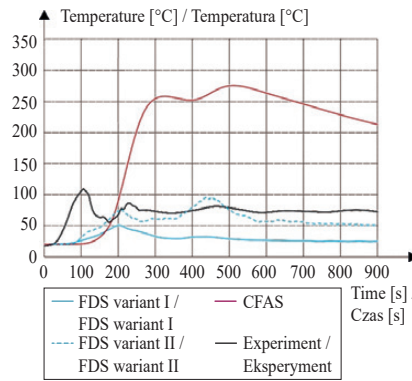


Fig. 7. Temperature measured on the t8 thermocouple tree at the height 1.05 m and obtained during simulation using the CFAST and FDS programs

Rys. 7. Temperatura zmierzona na drzewie termoparowym t8 na wysokości 1,05 m i uzyskana podczas symulacji przy użyciu programów CFAST i FDS

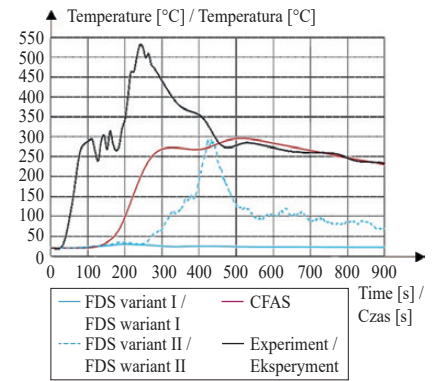


Fig. 10. Temperature measured on the t9 thermocouple tree at the height 1.05 m and obtained during simulation using the CFAST and FDS programs

Rys. 10. Temperatura zmierzona na drzewie termoparowym t9 na wysokości 1,05 m i uzyskana podczas symulacji przy użyciu programów CFAST i FDS

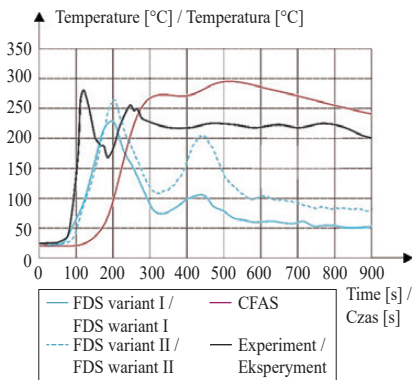


Fig. 5. Temperature measured on the t6 thermocouple tree at the height 1.85 m and obtained during simulation using the CFAST and FDS programs

Rys. 5. Temperatura zmierzona na drzewie termoparowym t6 na wysokości 1,85 m i uzyskana podczas symulacji przy użyciu programów CFAST i FDS

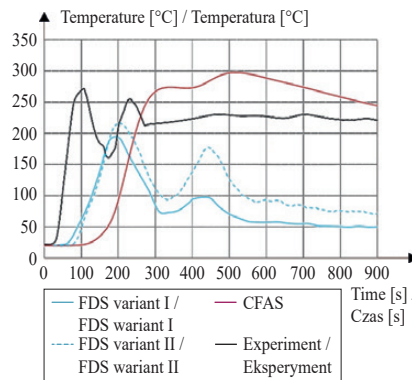


Fig. 8. Temperature measured on the t8 thermocouple tree at the height 1.85 m and obtained during simulation using the CFAST and FDS programs

Rys. 8. Temperatura zmierzona na drzewie termoparowym t8 na wysokości 1,85 m i uzyskana podczas symulacji przy użyciu programów CFAST i FDS

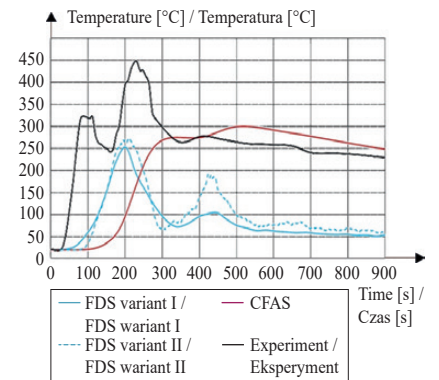


Fig. 11. Temperature measured on the t9 thermocouple tree at the height 1.85 m and obtained during simulation using the CFAST and FDS programs

Rys. 11. Temperatura zmierzona na drzewie termoparowym t9 na wysokości 1,85 m i uzyskana podczas symulacji przy użyciu programów CFAST i FDS

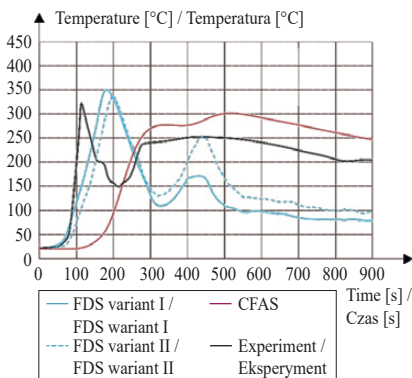


Fig. 6. Temperature measured on the t6 thermocouple tree at the height 2.45 m and obtained during simulation using the CFAST and FDS programs

Rys. 6. Temperatura zmierzona na drzewie termoparowym t6 na wysokości 2,45 m i uzyskana podczas symulacji przy użyciu programów CFAST i FDS

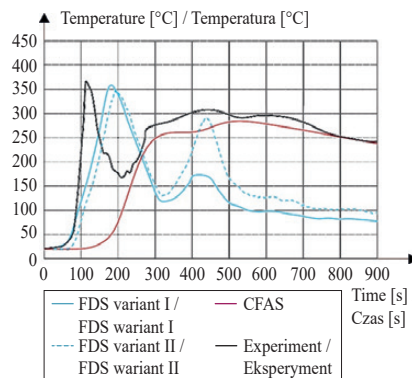


Fig. 9. Temperature measured on the t8 thermocouple tree at the height 2.45 m and obtained during simulation using the CFAST and FDS programs

Rys. 9. Temperatura zmierzona na drzewie termoparowym t8 na wysokości 2,45 m i uzyskana podczas symulacji przy użyciu programów CFAST i FDS

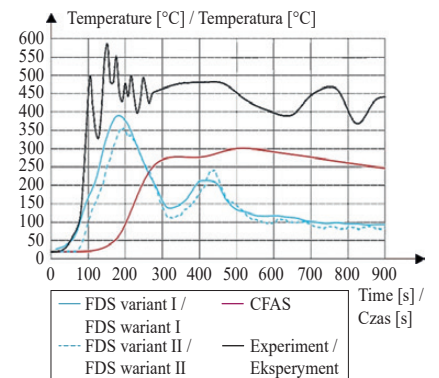


Fig. 12. Temperature measured on the t9 thermocouple tree at the height 2.45 m and obtained during simulation using the CFAST and FDS programs

Rys. 12. Temperatura zmierzona na drzewie termoparowym t9 na wysokości 2,45 m i uzyskana podczas symulacji przy użyciu programów CFAST i FDS

The calculated values are summarized in Table 4. The maximum uncertainty values obtained by the CFAST and FDS programs are shown in red, and the minimum values are shown in green.

Discussion

The analysis of the results was carried out based on the temperature curves shown in Figures 4÷12 and Summary Table 4, and taking into account Table 5. The authors would like to draw attention to the changes made in the various stages of the simulation, which were:

- improving the accuracy of mapping the coordinates of measurement points;
- consideration of the effect of wind on calculation results;
- expansion of the number of combustibles in the room from one to a system of two combustibles (there was a change in the course of HRR).

Taking into account the research carried out so far and the results obtained in terms of calculation accuracy with regard to the validation of FDS and CFAST programs, Table 5 summarizes the values of these accuracies derived from selected literature items, in relation to the results of our own research. From the data in Tables 4 and 5 (own research), it can be seen that the maximum mapping errors of the temperature characteristics corresponding to the highest uncertainty values were obtained for the lowest height of 1.05 m ($E_{max} = 180\%$ and $\bar{E} = 298\%$ for CFAST and $E_{max} = 94\%$ and $\bar{E} = 98\%$ for FDS, variant I, respectively). In contrast, the smallest deviations for both fire models were obtained for the highest height of 2.45 m ($E_{max} = 6\%$ and $\bar{E} = 38\%$ for CFAST and for the lower height ($E_{max} = 3\%$ at 1.85 m and $\bar{E} = 23\%$ at 1.05 m) for FDS variant II, respectively). Comparing the values of \bar{E} for the same measurement points calculated for the CFAST and FDS models, it can be seen that despite the lower accuracy of the first model (zonal model), in many cases lower uncertainty values were obtained for it. This applies, for example, to the following measurement points: thermocouple tree t9 at 1.05 m, thermocouple trees t6, t8 and t9 at 1.85 m, and thermocouple trees t8 and t9 at 2.45 m. Virtually all trees, especially tree t9 closest to the couch, show a rapid increase in temperature after about 200 seconds of fire due to the transfer of flame from the seat to the couch. At the lowest height of 1.05 m it reached a value close to 530°C, and at a height of 1.85 m it reached 450°C. As a result, from this point on, the temperature value calculated in the FDS program is much lower than the temperature measured during the experiment.

Table 4. Values of the maximum and mean uncertainties for thermocouple trees t6, t8, t9 and three heights 1.05 m, 1.85 m, 2.45 m

Tabela 4. Wartości maksymalnych i średnich niepewności w przypadku drzew termopar t6, t8, t9 i trzech wysokości 1,05 m, 1,85 m, 2,45 m

Fire model / Model pożaru	105 cm				185 cm				245 cm			
	E_{max} [%]		\bar{E} [%]		E_{max} [%]		\bar{E} [%]		E_{max} [%]		\bar{E} [%]	
t6												
CFAST	180		273		7		51		6		48	
FDS	41	7	83	38	14	3	62	42	19	10	39	30
t8												
CFAST	155		298		10		48		22		38	
FDS	53	11	81	23	27	20	68	53	4	5	44	34
t9												
CFAST	44		47		33		48		49		51	
FDS	94	35	98	72	37	37	73	67	31	36	60	65

Obliczone wartości podano w tabeli 4. Maksymalne wartości niepewności uzyskane w programach CFAST i FDS zaznaczono na czerwono, a minimalne na zielono.

Dyskusja

Analizę wyników przeprowadzono na podstawie krzywych temperatury przedstawionych na rysunkach 4÷12 oraz w tabelach 4 i 5. Pragniemy zwrócić uwagę na następujące zmiany dokonywane w poszczególnych eta-

pach symulacji:

- zwiększenie dokładności odwzorowania współrzędnych punktów pomiarowych;
- uwzględnienie wpływu wiatru na wyniki obliczeń;
- rozszerzenie liczby materiałów palnych w pomieszczeniu z jednego do układu dwóch materiałów palnych (nastąpiła zmiana przebiegu HRR).

Biorąc pod uwagę przeprowadzone dotychczas badania i uzyskaną dokładność obliczeń w odniesieniu do walidacji programów FDS i CFAST, w tabeli 5 podano wyniki dokładności pochodzące z wybranych pozycji literaturowych oraz badań własnych. Z danych zawartych w tabelach 4 i 5 (badania własne) wynika, że maksymalne błędy odwzorowania charakterystyk temperaturowych, odpowiadające największej niepewności uzyskano w przypadku wysokości 1,05 m (odpowiednio $E_{max} = 180\%$ i $\bar{E} = 298\%$ dla CFAST oraz $E_{max} = 94\%$ i $\bar{E} = 98\%$ dla FDS, wariant I). Z kolei najmniejsze odchylenia w przypadku obu modeli pożarów uzyskano odpowiednio przy największej wysokości 2,45 m ($E_{max} = 6\%$ i $\bar{E} = 38\%$) dla CFAST i mniejszej wysokości ($E_{max} = 3\%$ przy 1,85 m i $\bar{E} = 23\%$ przy 1,05 m) dla FDS wariant II. Porównując wartości \bar{E} w tych samych punktach pomiarowych obliczone w przypadku modeli CFAST i FDS, stwierdzono, że pomimo mniejszej dokładności pierwszego modelu (modelu strefowego), w wielu przypadkach uzyskano mniejsze wartości niepewności. Dotyczy to np. następujących punktów pomiarowych: drzewo t9 na wysokości 1,05 m, drzewa t6, t8 i t9 na wysokości 1,85 m oraz drzewa t8 i t9 na wysokości 2,45 m. Praktycznie na wszystkich drzewach, a szczególnie na drzewie t9, znajdującym się najbliżej kanapy, po ok. 200 s pożaru zaobserwowano gwałtowny wzrost temperatury, spowodowany przeniesieniem płomienia z fotela na kanapę. Na najniższej wysokości 1,05 m osiągnęła ona wartość bliską 530°C, a na wysokości 1,85 m – 450°C. W rezultacie od tego momentu temperatura, obliczona w programie FDS, jest znacznie mniejsza niż zmierzona podczas eksperymentu,

Table 5. Results of calculation accuracy with reference to selected validations of FDS and CFAST programs and own research
Tabela 5. Wyniki dokładności obliczeń w odniesieniu do wybranych walidacji programów FDS i CFAST oraz badań własnych

Literature item / Pozycja literaturowa	Program used / Wykorzystany program	Obtained results of calculation accuracy / Uzyskane wyniki dokładności obliczeń
[29]	CFAST	For tests involving furniture in a single room, the model's predictions closely matched observations. In tests involving multiple rooms, the model's agreement varied, with coefficients of variation ranging from 4 to 52% w przypadku testów obejmujących meble w jednym pomieszczeniu przewidywania modelu są ściśle zgodne z obserwacjami; w testach obejmujących wiele pomieszczeń zgodność modelu była różna, a współczynniki zmienności wynosiły 4–52%.
[16]	FDS	The model shows a good ability to predict the temperature of the hot gas layer, but caution should be exercised with regard to other quantities, such as smoke concentration and heat flux, which may not agree so closely with experimental data. The following results were obtained for the hot gas layer temperature. <u>Natural ventilation:</u> Model Relative Standard Deviation, MRSD, MRSD=0.13 Model Bias Factor, MBF, MBF=1.04 <u>Forced ventilation:</u> MRSD=0.17, MBF=1.17 <u>Lack of ventilation:</u> MRSD=0.06, MBF=1.14 model wykazuje dużą zdolność do przewidywania temperatury warstwy gorącego gazu, ale należy zachować ostrożność w odniesieniu do innych wielkości, takich jak stężenie dymu i strumień ciepła, które mogą nie być tak ściśle zgodne z danymi eksperymentalnymi. W przypadku temperatury warstwy gorącego gazu uzyskano następujące wyniki: wentylacja naturalna: standardowe względne odchylenie modelu (ang. <i>Model Relative Standard Deviation</i> , MRSD), MRSD = 0,13; modelowy współczynnik błędów systematycznych (ang. <i>Model Bias Factor</i> , MBF), MBF = 1,04; wentylacja wymuszona: MRSD = 0,17, MBF = 1,17 Brak wentylacji: MRSD = 0,06, MBF = 1,14
[31]	FSSIM, CFAST, FDS	The average prediction errors are as follows: CFAST predicts temperatures with an average error of about 5% in the upper layer and 22% in the lower layer. FDS shows an average error of 4% for the top 5 thermocouples (TCs), 6% for the middle 5 TCs and 23% for the bottom 5 TCs. średnie błędy przewidywania są następujące: CFAST przewiduje temperatury ze średnim błędem ok. 5% w górnej warstwie i 22% w dolnej warstwie; FDS pokazuje średni błąd 4% w przypadku górnych pięciu termopar (TC), 6% dla środkowych 5 TC i 23% dla dolnych 5 TC
[32]	CFAST, FDS	Evaluation of the peak temperatures of the upper layer revealed the following errors for both models: CFAST met the ±15% accuracy criteria for the fire room in only one of the tests. In other tests, the percentage errors were as high as: 40% for one fire-room test and 35% for another fire-room test, indicating significant inaccuracies. Compared to CFAST, FDS proved more reliable in predicting temperature, although it still encountered challenges in predicting gas concentrations. ocena szczytowej temperatury górnej warstwy ujawniła następujące błędy dotyczące obu modeli: CFAST spełnił kryteria dokładności ±15% w przypadku pomieszczenia pożarowego tylko w jednym z testów; w innych testach błędy procentowe wynosiły aż: 40% dla jednego testu w pomieszczeniu pożarowym i 35% dla innego testu w pomieszczeniu pożarowym, co wskazuje na dużą niedokładność. W porównaniu z CFAST, FDS okazał się bardziej niezawodny w przewidywaniu temperatury, chociaż nadal napotykał wyzwania w przewidywaniu stężenia gazów.
[33]	CFAST, FDS	CFAST provides reasonable agreement with experimental results, typically showing a difference in temperature prediction of 8% with a change in heat release rate (HRR). In contrast, FDS achieves a much lower difference of 1–6% over experimental results under similar conditions. CFAST zapewnia rozsądną zgodność z wynikami eksperymentalnymi, wykazując zazwyczaj różnicę w przewidywaniu temperatury wynoszącą 8% przy zmianie szybkości uwalniania ciepła (HRR), natomiast FDS osiąga znacznie mniejszą różnicę 1–6% w porównaniu z wynikami eksperymentalnymi w podobnych warunkach.
[30]	FDS	A study of the effect of grid resolution on the accuracy of the results showed that in many cases the characteristic diameter D^* is comparable to the physical diameter of the fire. FDS uses a numerical technique known as large eddy simulation (LES) to model the unresolved or “sub-grid” movement of hot gases. The effectiveness of this technique is largely a function of the ratio of the characteristic fire diameter, D^* , to the grid cell size, dx . In short, the larger the ratio D^*/dx , the more the fire dynamics are resolved directly and the more accurate the simulation. Past experience has shown that a ratio of 5 to 10 usually yields favorable results at moderate computational cost. In our own calculations, a grid size of 0.10 m was used, which satisfied the above rules. badanie wpływu rozdzielczości siatki obliczeniowej na dokładność wyników wykazało, że w wielu przypadkach średnica charakterystyczna D^* jest porównywalna z fizyczną średnicą pożaru. FDS wykorzystuje technikę numeryczną, znaną jako symulacja dużych wirów (LES), do modelowania nierozwiązywalnego lub „pod-siatkowego” ruchu gorących gazów. Skuteczność tej techniki jest w dużej mierze funkcją stosunku charakterystycznej średnicy pożaru D^* , do rozmiaru komórki siatki dx . Im większy jest stosunek D^*/dx , tym bardziej dynamika pożaru jest rozwiązywana bezpośrednio i tym dokładniejsza jest symulacja. Dotychczasowe doświadczenia pokazały, że stosunek od 5 do 10 daje zwykle korzystne wyniki przy umiarkowanych kosztach obliczeniowych. W obliczeniach własnych zastosowano siatkę o rozmiarze 0,10 m, która spełniała wymienione wcześniej zasady.
Badania własne	CFAST, FDS	The average uncertainty (\bar{E}) for CFAST was 298% at 1.05 meters, compared to 98% for FDS. This underscores that the FDS generated more reliable average temperature readings in this scenario. The smallest deviations for both models were recorded at a height of 2.45 m, with CFAST showing $E_{max} = 6\%$ and $\bar{E} = 38\%$, and FDS showing $E_{max} = 3\%$ at 1.85m and $\bar{E} = 23\%$ at 1.05m. This suggests that both models performed better at higher measurement points. średnia niepewność (\bar{E}) w przypadku CFAST wyniosła 298% na wysokości 1,05 m, a w przypadku FDS 98%, co oznacza, że FDS generował bardziej wiarygodne odczyty średniej temperatury w tym scenariuszu. Najmniejsze odchylenie w obu modelach odnotowano na wysokości 2,45 m, przy czym CFAST wykazał $E_{max} = 6\%$ i $\bar{E} = 38\%$, a FDS wykazał $E_{max} = 3\%$ na 1,85 m i $\bar{E} = 23\%$ na 1,05 m. Sugeruje to, że oba modele działały lepiej w wyższych punktach pomiarowych.

For example, at the lowest height it does not exceed 50°C. In general, the temperature curves obtained in the FDS program are consistent with the assumed HRR. It can also be noted that in the case of the temperature determined in the FDS program, its rise is slightly slower than during the experiment, with the maximum value reached about 80 seconds later. All the discrepancies discussed above mean that the calculated uncertainty value for this field fire model is relatively large, and in the worst case (t_9 tree at 1.05 m) exceeds 90%.

The nature of the temperature curves determined in the CFAST program differs significantly from the analogous curve obtained in the FDS program. In all cases, it is similar and consists of an increase in temperature to about 200°C-300°C between the 200th and 300th seconds of the fire, with the temperature reaching a maximum value around the 500th second and then slowly decreasing. Therefore, at the higher heights of 1.85 m and 2.45 m for times longer than 300 seconds, it is more similar to the measured temperature than that determined by the FDS program. This justifies the paradox that for these heights, the uncertainty values of the assumed less accurate fire model are lower than for the FDS model. At a height of 1.05 m, trees t_6 and t_8 in the CFAST program yielded significantly higher temperature values for most of the fire duration (more than two and a half times) than during the experiment, resulting in high model uncertainty values of up to 300%.

Comparing the results obtained for both variants of calculations in the FDS program in Table 4, it can be seen that for virtually all analyzed points (except for one located on the t_9 tree at a height of 2.45 m) there was a significant reduction in the values of both the uncertainty of the representation of temperature \bar{E} and E_{\max} . The largest differences were observed at a height of 1.05 m, and the smallest at a height of 2.45 m. For example, the E value for the t_6 -1.05 thermocouple decreased from 83% to 38%, for the t_8 -1.05 thermocouple from 81% to 23%, and for the t_9 -1.05 thermocouple from 98% to 72%. E_{\max} values decreased for the aforementioned thermocouples from 41% to 7% (t_6), from 53% to 11% (t_8) and from 94% to 35% (t_9), respectively. Uncertainty changes at points at higher elevations (1.85 m and 2.45 m) were not as significant. For example, \bar{E} values for the t_6 -1.85 thermocouple dropped from 62% to 42%, for t_8 -1.85 from 68% to 53%, and for t_9 -1.85 from 73% to 67%. At the highest height of 2.45 meters, a slight improvement in temperature characteristics was observed only for thermocouple trees t_6 and t_8 , which were not in the immediate vicinity of the couch (Figure 1). For example, for t_6 -2.45 the value of \bar{E} decreased by 9%, and for t_8 -2.45 by 10%.

Conclusions

Based on the analysis of the obtained results of the simulation tests, the following general conclusions were made:

1. Taking into account the fact that the phenomenon of fire is a very complex physical and chemical process, the errors obtained in the results of our analysis should be taken as acceptable in the field of fire safety engineering discipline. Taking the 20% maximum uncertainty value as a criterion for positive

np. na najniższej wysokości nie przekracza ona 50°C. Ogólnie rzecz biorąc, krzywe temperatury uzyskane w programie FDS są zgodne z założonym HRR. Można również zauważyć, że w przypadku temperatury wyznaczonej w programie FDS jej wzrost jest nieco wolniejszy niż podczas eksperymentu, a maksymalna wartość osiągnięta jest ok. 80 s później. Wszystkie omówione rozbieżności oznaczają, że obliczona wartość niepewności w przypadku połowego modelu pożaru jest dość duża i w najgorszym przypadku (drzewo t_9 na wysokości 1,05 m) przekracza 90%.

Charakter krzywych temperatury wyznaczonych w programie CFAST różni się znacznie od analogicznej krzywej uzyskanej w programie FDS. We wszystkich przypadkach jest on podobny i polega na wzroście temperatury do 200–300°C między 200. a 300. s pożaru, przy czym temperatura osiąga maksymalną wartość ok. 500 s, a następnie powoli spada. Z tego powodu na wyższej wysokości (1,85 m i 2,45 m) i w czasie dłuższym niż 300 s jest ona bardziej zbliżona do zmierzonej temperatury, niż określona w programie FDS. W ten sposób można uzasadnić paradoks, że w przypadku tych wysokości, wartość niepewności mniej dokładnego modelu pożaru jest mniejsza niż modelu FDS. Na wysokości 1,05 m, na drzewach t_6 i t_8 , w programie CFAST uzyskano znacznie większe wartości temperatury przez większość czasu trwania pożaru (ponad dwa i pół razy) niż podczas eksperymentu, co skutkowało wysokimi wartościami niepewności modelu, sięgającymi nawet 300%.

Porównując wyniki uzyskane w przypadku obu wariantów obliczeń w programie FDS (tabela 4), stwierdzono, że praktycznie we wszystkich analizowanych punktach (z wyjątkiem jednego zlokalizowanego na drzewie t_9 na wysokości 2,45 m) nastąpiło znaczne zmniejszenie wartości zarówno niepewności odwzorowania temperatury \bar{E} , jak i E_{\max} . Największą różnicę zaobserwowano na wysokości 1,05 m, a najmniejszą na wysokości 2,45 m, np. wartość E dla termopary t_6 -1,05 zmniejszyła się z 83% do 38%, dla termopary t_8 -1,05 z 81% do 23%, a dla termopary t_9 -1,05 z 98% do 72%. Wartości E_{\max} zmniejszyły się w przypadku wymienionych termopar odpowiednio z 41% do 7% (t_6), z 53% do 11% (t_8) i z 94% do 35% (t_9). Zmiany niepewności w punktach położonych na wysokości 1,85 m i 2,45 m nie były tak duże, np. wartości \bar{E} dla termopary t_6 -1,85 spadły z 62% do 42%, dla t_8 -1,85 z 68% do 53%, a dla t_9 -1,85 z 73% do 67%. Na najwyższej wysokości 2,45 m nieznaczną poprawę charakterystyki temperaturowej zaobserwowano jedynie w przypadku drzew t_6 i t_8 , które nie znajdowały się w bezpośrednim sąsiedztwie kanapy (rysunek 1), np. w punkcie t_6 -2,45 wartość \bar{E} zmniejszyła się o 9%, a w t_8 -2,45 o 10%.

Wnioski

1. Uwzględniając fakt, że zjawisko pożaru jest bardzo złożonym procesem fizykochemicznym, błędy uzyskane w wynikach naszych analiz należy przyjąć za dopuszczalne w obszarze dyscypliny inżynierii bezpieczeństwa pożarowego. Przyjmując maksymalną wartość niepewności 20%, jako kryterium pozytywnej walidacji modelu pożaru, stwierdzono, że nie została ona osiągnięta w żadnym z analizowanych punktów pomiaro-

validation of the fire model, it can be concluded that it was not reached for any of the analysed measurement points. The smallest uncertainty value, however, exceeding the aforementioned limit ($\bar{E} = 23\%$) for variant II of the FDS was obtained for a point located t8 thermocouple trees, away from the couch, at a height of 1.85 meters. The main reason for the large differences between the calculated and measured temperatures in Variant I may be the fact that only one fire source (the couch) was considered. Based on observations of the actual fire using cameras, including thermal imaging, it was possible to observe the transfer of the flame from the chair to the couch through the blanket after about 200 seconds. This caused a significant increase in temperature, especially at lower heights and on the tree closest to the couch (thermocouple tree t9), which, due to the assumed HRR curve, was not included in the fire models. The E_{\max} uncertainty values associated with the temperature maxima are much smaller and for many of the points analysed meet the assumed criterion for positive validation in CFAST (t6 at heights of 1.85 m and 2.45 m, t8 at 1.85 m) and FDS (t6 at all heights and t8 at heights of 1.05 m and 2.45 m). Analysis of the modeling results shows that in order to obtain better validation results of the FDS model, it is necessary not only to assume the correct HRR curve, but also to take into account the spread of the flame to all combustible objects in the room, which have a significant impact on the basic parameters of the fire, such as temperature. Based on the obtained accuracy of the two models for the assumed initial data, it can be concluded that they generally over-predict the measured temperatures at the lowest of the measured heights. In contrast, the predictions of both models improve as the height increases.

2. We confirm that simulations that reproduce a fire, are more difficult to carry out, because they require more detailed information about the contents of the room, and therefore the rate of heat release is much more uncertain, as the fire can spread from object to object. In order to improve the resulting model uncertainties, the authors ran the simulation in several stages, for different input data, presenting the most favourable ones.

3. The location of the analysed points in relation to the fire source and vents, as well as the combustible objects involved in the fire, has a significant impact on the accuracy of the validation. This is evidenced by the fact that the least accurate results were obtained for the measurement point located closest to the burning couch (thermocouple tree t9). Practically for none of the analysed points, even in variant II of the FDS program, the required minimum was not achieved, both in terms of \bar{E} and E_{\max} values.

4. For scenarios where a fire takes place in a leaky room with several flammable objects, the mapping of temperature characteristics in the FDS field model can be significantly improved (in some cases by a factor of 3–4) by taking into account wind and additional fire area added to the initial value after the time when the next object starts to burn.

wych. Najmniejszą wartość niepewności, przekraczającą jednak wspomnianą wartość graniczną ($\bar{E} = 23\%$) dla wariantu II FDS, uzyskano w punkcie pomiarowym drzewa termopar t8 na wysokości 1,85 m z dala od kanapy. Główną przyczyną dużej różnicy pomiędzy obliczoną i zmierzona temperaturą w wariancie I może być fakt, że uwzględniono tylko jedno źródło ognia (fotel). Na podstawie obserwacji rzeczywistego pożaru za pomocą kamer, w tym termowizyjnych, stwierdzono przeniesienie płomienia z fotela na kanapę przez koc po ok. 200 s. Spowodowało to znaczny wzrost temperatury, szczególnie na niższej wysokości i na drzewie termopar znajdującym się najbliżej kanapy (drzewo t9), które ze względu na założoną krzywą HRR nie zostało uwzględnione w modelach pożaru. Wartości niepewności E_{\max} związane z maksymalnymi wartościami temperatury są znacznie mniejsze i w przypadku wielu analizowanych punktów spełniają założone kryterium pozytywnej walidacji w programach CFAST (t6 na wysokościach 1,85 m i 2,45 m, t8 na wysokości 1,85 m) oraz FDS (t6 na każdej wysokości i t8 na wysokości 1,05 m i 2,45 m). Analiza modelowania pokazuje, że w celu uzyskania lepszych wyników walidacji modelu FDS konieczne jest nie tylko założenie prawidłowej krzywej mocy pożaru HRR, ale także uwzględnienie rozprzestrzeniania się płomienia na wszystkie palne obiekty w pomieszczeniu, które mają istotny wpływ na podstawowe parametry pożaru, np. na temperaturę. Na podstawie otrzymanej dokładności obu modeli stwierdzono, że zawyżają one zmierzona temperaturę na najniższej z mierzonych wysokości. Natomiast przewidywania obu modeli poprawiają się wraz ze wzrostem wysokości.

2. Potwierdzamy, że symulacje odtwarzające pożar są trudniejsze do przeprowadzenia, ponieważ wymagają szczegółowych informacji na temat zawartości pomieszczenia. W związku z tym szybkość wydzielania ciepła jest znacznie bardziej niepewna, gdyż ogień może rozprzestrzenić się z obiektu na obiekt. W celu poprawy uzyskanych niepewności modelu przeprowadziliśmy symulację w kilku etapach, przy różnych danych wejściowych, przedstawiając te najkorzystniejsze.

3. Położenie analizowanych punktów względem źródła pożaru i otworów wentylacyjnych, a także palnych obiektów objętych pożarem, ma istotny wpływ na dokładność walidacji. Świadczy o tym fakt, że najmniej dokładne wyniki uzyskano w punkcie pomiarowym zlokalizowanym najbliżej płonącej kanapy (drzewo t9). Praktycznie w żadnym z analizowanych punktów, nawet w wariancie II programu FDS, nie osiągnięto wymaganego minimum, zarówno pod względem wartości \bar{E} , jak i E_{\max} .

4. W przypadku scenariuszy, w których pożar ma miejsce w nieszczelnym pomieszczeniu z kilkoma łatwopalnymi obiektami, odwzorowanie charakterystyki temperatury w modelu połowym FDS można znacznie poprawić (w niektórych przypadkach 3–4 razy), przez uwzględnienie wiatru i dodatkowej powierzchni pożaru, doliczonej do wartości początkowej po czasie, w którym następny obiekt zaczyna się palić.

Received: 02.08.2024

Revised: 18.11.2024

Published: 20.12.2024

Artykuł wpłynął do redakcji: 02.08.2024 r.

Otrzymano poprawiony po recenzjach: 18.11.2024 r.

Opublikowano: 20.12.2024 r.

Literature

- [1] Peacock RD, Forney G, Reneke P. CFAST – Consolidated Fire and Smoke Transport (Version 7) Volume 3: Verification and Validation Guide, NIST Technical Note 1889v3, National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, Maryland, USA, 2023.
- [2] Sheppard DT, Klein BW. Burn Tests in Two Story Structure with Hallways, Technical report, ATF Laboratories, Ammendale, Maryland, USA, 2009.
- [3] McGrattan K. Evaluation of Fire Model for Nuclear Power Plant Applications, International Panel Report, NISTIR 7338, National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, Maryland, USA, 2007.
- [4] Foote KL. LLNL Enclosure Tests Fire Tests Data Report, Technical report UCID-21236, Lawrence Livermore National Laboratory, Livermore, USA, 1987.
- [5] Lee BT. Effect of Wall and Room Surface on the Rates of Heat, Smoke and Carbon Monoxide Production in a Park Lodging Bedroom Fire, NBSIR 85-2998, National Bureau of Standards, Gaithersburg, Maryland, USA, 1985.
- [6] Peacock RD, Davis S, Lee BT. Experimental Data Set for the Accuracy Assessment of Room Fire Models, NBSIR 88-3752, National Bureau of Standards, Gaithersburg, Maryland, USA, 1988.
- [7] Hamins A, Maranghides A, Johnsson EL, Donnelly MK, Yang JC, Mulholland GW, Anleitner RL. Report of Experimental Results for the International Fire Model Benchmarking and Validation Exercise 3, Special Publication 1013-1, National Institute of Standard and Technology, Gaithersburg, Maryland, USA, 2006.
- [8] Klote JH. Project Palm for Full Scale Smoke Movement and Smoke Control Tests, NBSIR 88-3800, National Bureau of Standards, Gaithersburg, Maryland, USA, 1988.
- [9] Manzello SL, Park SH, Mizukami T, Benz DP. Measurement of Thermal Properties of Gypsum Board at Elevated Temperatures, In Proceedings of the Fifth International Conference on Structures in Fire, Nanyang Technological University, Singapore, 2008, pp. 656-665.
- [10] Madrzykowski D, Weinschenk C. Impact of Fixed Ventilation on Fire damage Patterns in Full-Scale Structures, Technical report, Underwriters Laboratories, Firefighter Safety Research Institute, Columbia, USA, 2019.
- [11] Opert KM. Assessment of Natural Vertical Ventilation for Smoke and Hot Gas Layer Control in a Residential Scale Structure, praca magisterska, University of Maryland, Baltimore, USA, 2012.
- [12] Hostikka S, Kakkala M, Vaari J. Experimental Study of the Localized Room Fires, NFDC2 Test Series, VTT Research Notes 2104, VTT Building and Transport, Espoo, Finlandia, 2001.
- [13] Hamins A, Maranghides A, McGrattan KB, Johnsson E, Ohlemiller T, Donnelly M, Yang J, Mulholland G, Prasad K, Kukuck S, Anleitner R, McAllister T. Federal Building and Fire Safety Investigation of the World Trade Center Disaster: Experiments and Modeling of Structural Steel Elements Exposed to Fire, NIST NCSTAR 1-5B, National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, Maryland, USA, 2005.
- [14] Janssens ML, Tran HC. Data Reduction of Room Tests for Zone Model Validation, Journal of Fire Sciences, 10, 1992, str. 528-555.
- [15] Bailey JL, Tatem PA. Validation of Fire/Smoke Spread Model (CFAST) Using Ex-USS SHADWELL Internal Ship Conflagration Control (ISCC) Fire Tests, Report NRL/MR/6180-95-7781, Navy Technology Center for Safety and Survivability Chemistry Division, Washington DC, USA, 1995.
- [16] McGrattan K, Hostikka S, Floyd J, McDermott R, Vanella M, Mueller E. Fire Dynamics Simulator Technical Reference Guide Volume 3: Validation, NIST Special Publication 1018-3 Sixth Edition, National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, Maryland, USA, 2024.
- [17] Lock A, Bundy M, Johnsson EL, Kim SC, Ko GH, Hwang C, Fuss P, Harris R. Experimental Study of Effects of Fuel Type, Fuel Distribution, and Vent Size on Full-Scale Underventilated Compartment Fires in ISO 9705 Room, NIST Technical Note 1603, National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, Maryland, USA, 2008.
- [18] McGrattan KB, Selepak MJ, Hnetkovsky EJ. The Influence of Walls, Corners and Enclosures on Fire Plumes, NIST Technical Note 1084, National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, Maryland, USA, 2018.
- [19] McKinnon M, Weinschenk C. Validation of CFD Fire Model Pressure Predictions for Modern Residential Style Structures, Fire Safety Journal, 126 (103466), 2021, s. 1-7.
- [20] Wahlqvist J, Van Hees P. Validation of FDS for Large-scale Well-confined Mechanically Ventilated Fire Scenarios with Emphasis on Predicting Ventilation System Behavior, Fire Safety Journal, 62, 2013, s. 102-114.
- [21] Salley MH, Kassawara RP. Nuclear Power Plant Fire Modeling Application Guide, NUREG-1934, EPRI 1019195, U.S. Nuclear Regulatory Commission, Washington DC, Electric Power Research Institute, Palo Alto, California, USA, 2010.
- [22] William LO, Timothy GT. Verification and validation benchmarks, Nuclear Engineering and Design, vol. 238, Issue 3, pp. 716-743, 2008, <https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2007.02.032>.
- [23] Sekret R, Saleta D, Sztarbała G, Smardz P. Comparison of CFD Modelling with Fire Tests, Proceedings of International Conference Application of Structural Fire Engineering, Prague 19-20 April 2013, Czech Republic.
- [24] Audouin L, Chandra L, Consalvi J-L, Gay L, Gorza E, Hohm V, Hostikka S, Ito T, Klein-Hessling W, Lallemand C, Magnusson T, Noterman N, Park JS, Peco J, Rigollet L, Suard S, Van-Hees P. Quantifying differences between computational results and measurements in the case of a large-scale well-confined fire scenario, Nuclear Engineering and Design, vol. 241, Issue 1, pp. 18-31, 2011, <https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2010.10.027>.
- [25] Audouin L, Rigollet L, Prétel H, Le Saux W, Röwekamp M. OECD PRISME project: Fires in confined and ventilated nuclear-type multi-compartments – Overview and main experimental results, Fire Safety Journal, vol. 62, Part B, pp. 80-101, 2013, <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2013.07.008>.
- [26] McGrattan K, Baum H, Floyd J, Hostikka S, McDermott R, Mell W, Rehm R. Fire Dynamics Simulator (Version 5) Technical Reference Guide (Volumes 1-3), NIST Special Publication 1018-5, 2010.
- [27] PN-ISO 9705:1999. Fire protection – fire testing – testing of surface products in a full-size room.
- [28] Fliszkievicz M, Krauze A, Maciak T. Testing the effectiveness of designed smoke ventilation systems using CFD simulations, SGSP Scientific Journals, t. 43, 2012, s. 13-35.
- [29] Jones WW, Peacock RD, Forney GP, Reneke PA. Verification and Validation of CFAST, A Model of Fire Growth and Smoke Spread. NIST Internal Report 7080, Gaithersburg 2004.
- [30] Office of Nuclear Regulatory Research (RES), Electric Power Research Institute (EPRI), Verification and Validation of Selected Fire Models for Nuclear Power Plant Applications: Fire Dynamics Simulator, NUREG-1824, Volume 7, United States Nuclear Regulatory Commission, Washington 2007.
- [31] Williamson J, Beyler C, Floyd J. Validation of Numerical Simulations of Compartment Fires with Forced or Natural Ventilation Using the Fire and Smoke Simulator (FSSIM), CFAST and FDS. Fire safety science-proceedings of The Tenth International Symposium, Fire Safety Science, 10:1277-1288, 2011, doi: 10.3801/IAFSS.FSS.10-1277.
- [32] Floyd JE, Comparison of CFAST and FDS for Fire Simulation with the HDR T51 and T52 Tests. NIST Internal Report 6866, Gaithersburg 2002.
- [33] Tavelli S, Rota R, Derudi M. A Critical Comparison Between CFD and Zone Models for the Consequence Analysis of Fires in Congested Environments. Chemical Engineering Transactions, 36, 247-252, 2014, doi: 10.3303/CET1436042.
- [34] Gałaj J, Saleta D. Impact of Apartment Tightness on the Concentrations of Toxic Gases Emitted During a Fire, Sustainability, 12 (1): 223, 2020; <https://doi.org/10.3390/su12010223>.
- [35] Gałaj J, Saleta D. Impact of Apartment Tightness on Temperature Variability during a Fire, Int. J. Environ. Res. Public Health, 17 (12): 4590, 2020; <https://doi.org/10.3390/ijerph17124590>.
- [36] Saleta D, Tekielak-Skałka I, Sekret R. Checking the usefulness of the FDS program when assessing the development of a fire in a sealed apartment, Fire Safety and Technology, vol. 3, 2013, pp. 59-68.
- [37] Kawagoe K, Sekine T. Estimation of Fire Temperature Rise Curves in Concrete Buildings and its Application. Bulletin of Japan Association for Fire Science and Engineering, 1963; 13:1-12.
- [38] Maślak M. Fire durability of steel bar structures, Cracow University of Technology Publishing House, Monograph 370, Cracow, 2008, s 17-29.
- [39] Abramowicz M, Kowalski R, Wróbel P. The course of a design fire, controlled by ventilation, determined on the basis of parametric temperature-time curves, [in:] Szcześniak Waclaw Edward, Zbiciak Artur (ed.): Theoretical foundations of civil engineering: Polish-Ukrainian-Lithuanian, vol. 17, Publishing House of the Warsaw University of Technology, 2009, pp. 343-350.