

Numeryczna analiza wytrzymałości konstrukcji
stalowych w warunkach pożaru

mgr inż. Norbert Tuśnio

Warszawa 2010

NORBERT TUŚNIO

**Numeryczna analiza wytrzymałości konstrukcji
stalowych w warunkach pożaru**

P R A C A D O K T O R S K A

Promotor :

Prof. dr hab. inż. WŁODZIMIERZ SOSNOWSKI

WARSZAWA 2010

Spis treści

1. Wprowadzenie	3
1.1. Przedmiot rozważań	3
1.2. Podstawy rozwoju pożarów w pomieszczeniach budynku	4
1.3. Oddziaływanie pożaru na konstrukcję budynku	9
1.4. Problemy związane z bezpieczeństwem ludzi	18
2. Cel i zakres pracy	21
3. Przegląd literatury	25
3.1. Modele fizyczne, matematyczne i numeryczne rozważanych procesów	25
3.1.1. Ogólna charakterystyka modelu	25
3.1.2. Model FDS i jego walidacja	29
3.1.3. Inne modele CFD	31
3.2. Modelowanie polowe pożarów	33
3.3. Modelowanie numeryczne procesu deformacji i zniszczenia konstrukcji obciążanych termicznie	37
4. Badanie rozwoju pożaru za pomocą modelu numerycznego FDS	41
4.1. Podstawowy układ równań zachowania masy, pędu i energii	44
4.2. Problematyka stabilności rozwiązań wykorzystujących siatki	55
4.3. Modele turbulencji w FDS	58
4.4. Weryfikacja doświadczalna modeli polowych (dane literaturowe)	63
4.5. Problemy zbieżności rozwiązania i wpływu parametrów na rozwiązanie	68
5. Analiza wytrzymałości konstrukcji obciążonej termicznie i mechanicznie przy użyciu programu MES	99

5.1. Sprężysty model materiału	99
5.2. Materiał termosprężysto-plastyczny z izotropowym wzmocnieniem	106
6. Koncepcja połączenia algorytmów do modelowania zjawisk termicznych związanych z pożarami z algorytmami analizy procesów deformacji konstrukcji	111
7. Przykłady obliczeń numerycznych	117
7.1. Analiza zniszczeniowa wybranych elementów - pojedyncze belki stalowe izolowane termicznie i nieizolowane	117
7.2. Analiza globalna deformacji szkieletu nośnego budynku w warunkach pożaru . .	124
7.3. Obliczenia rozkładu temperatury i symulacje procesu deformacji wybranych elementów konstrukcji w czasie rozwoju pożaru	131
7.3.1. Opis rozwoju pożaru hali	132
7.3.2. Założenia modelu do symulacji rozwoju pożaru	132
7.3.3. Analiza obliczonego rozkładu temperatury w hali	134
7.4. Symulacja procesu deformacji jednej z belek nośnych dachu hali	138
8. Podsumowanie	141
A. Instrukcja użytkowania systemu FDS2FEAP	145
B. Kod programu FDS2FEAP	153
Spis ważniejszych oznaczeń	160
Bibliografia	163

Rozdział 1

Wprowadzenie

1.1. Przedmiot rozważań

Przedmiotem badań podjętych w niniejszej pracy jest zachowanie się budynków wielokondygnacyjnych o konstrukcji stalowej (izolowanej i nieizolowanej) w warunkach pożaru.

W analizie wykorzystano dwa podstawowe modele obliczeniowe:

- model pożaru zwany w dalszej części pracy modelem termiczno-przepływowym,
- model do analizy termo-sprężystoplastycznych procesów deformacji konstrukcji, zwany modelem wytrzymałościowym, dostosowany do współpracy z wyżej wymienionym modelem termiczno-przepływowym.

Główny cel pracy polega na opracowaniu sposobu łączenia dwu wyżej wymienionych podstawowych modeli obliczeniowych: termicznego i wytrzymałościowego i odpowiadających im programów numerycznych. Połączenie musi zapewniać dokładne przekazywanie wartości parametrów pomiędzy obydwoma programami w czasie możliwie jak najbliższym czasowi rzeczywistemu i w sposób umożliwiający wzajemną interakcję obydwu procesów: procesu rozwoju pożaru i procesu deformacji konstrukcji.

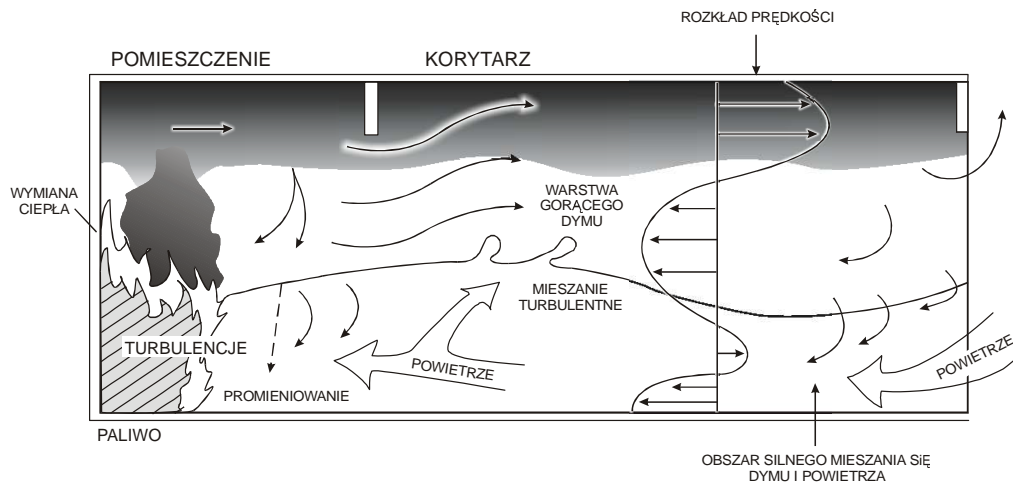
Realizacja podstawowego celu pracy wymaga przyjęcia pewnych założeń upraszczających wynikających z ograniczeń narzuconych przez duże rozmiary konstrukcji oraz bardzo dużą liczbę nieznanych, trudnych do sprecyzowania parametrów wpływających na przebieg pożaru. Chodzi o dużą liczbę możliwych scenariuszy przebiegu pożaru a także o potrzebę uwzględnienia takich zjawisk jak: turbulencje przepływu gazów pożarowych, wpływ

zmieniających się warunków dopływu powietrza spowodowanych np. wybitymi szybami w oknach, przepaleniem się ścianek działowych itp. czy w końcu zmiennych warunków otoczenia.

1.2. Podstawy rozwoju pożarów w pomieszczeniach budynku

Pożar jest niekontrolowanym w czasie i przestrzeni procesem spalania materiałów w atmosferze [4].

Rozwój pożaru w pomieszczeniu o kubaturze rzędu 100 m^3 zależy głównie od rodzaju materiałów palnych, gęstości obciążenia ogniowego, od wymiarów samego pomieszczenia, usytuowania i wielkości otworów wentylacyjnych, wentylacji pożarowej, pojemności cieplnej przegród, obecności stałych urządzeń gaśniczych oraz od czasu i sposobu prowadzenia akcji gaśniczej. W większych przestrzeniach budynku (o objętości powyżej 1000 m^3) rozwój pożaru zależy w dużo większym stopniu od ich geometrii [55].



RYСУNEK 1.1: Złożony obraz środowiska pożaru w niewielkim pomieszczeniu i krótkim korytarzu. Na rysunku zaznaczono wybrane elementy ciepło-przepływowej struktury pożaru [114].

Pożar może być zapoczątkowany, gdy z jakichś przyczyn jeden z materiałów palnych w pomieszczeniu wchodzi w kontakt ze źródłem zapłonu przy dostępie tlenu (powietrza) i ulega zapłonowi albo przechodzi w stan spalania bezpłomieniowego. Jeśli źródłem jest bodziec energetyczny o niewielkiej mocy rzędu 5 watów (np. niedopałek papierosa pozostawiony na pokryciu fotela) strefa spalania (płomień) początkowo obejmuje jedynie niewielką część fotela. W bezpośrednim sąsiedztwie płomienia temperatura jest znacznie podwyższona, co ma niewielki wpływ na temperaturę w pozostałej części pomieszczenia.

Płomień zwiększa swoją wysokość oddziałując na otoczenie.

Powiększanie się strefy spalania następuje wskutek zintensyfikowania wymiany ciepła na drodze konwekcji i promieniowania. Konwekcja decyduje bezpośrednio o wysokości płomienia. Promieniowanie jest odpowiedzialne głównie za rozprzestrzenianie się pożaru w kierunku poziomym. Materiały palne sąsiadujące ze źródłem pożaru emitują gazy powstające w wyniku rozkładu termicznego i ulegają zapaleniu. Płomień zwiększa swoją objętość, ale jest zlokalizowany na niewielkim obszarze pomieszczenia. Produkty spalania unoszą się pod wpływem sił wyporu tworząc kolumnę konwekcyjną, która po zderzeniu z sufitem tworzy górną gorącą warstwę. Około 65 % ciepła wydzielanego w strefie spalania jest przenoszona konwekcyjnie w górne partie pomieszczenia, około 30 % ciepła jest wypromieniowywane we wszystkich kierunkach a pozostała energia jest przekazywana na drodze przewodzenia w materiale palnym.

Objętość warstwy górnej (zawierającej produkty spalania) rośnie, co powoduje obniżanie się jej dolnej powierzchni. W momencie osiągnięcia górnej krawędzi otworu wentylacyjnego, gazy pożarowe wypływają na zewnątrz pomieszczenia. Rosną strumienie tzw. ciepła zwróconego od górnej warstwy dymu i ogrzanych ścian pomieszczenia, które intensyfikują spalanie.

W związku z ogromnym rozwojem wiedzy m. in. z zakresu mechaniki płynów i kinetyki reakcji w pierwszej połowie XX w., obserwuje się coraz dokładniejsze formułowanie problemów naukowych, dotyczących zjawiska pożaru. Prace Hirschfeldera [86], Hottela [87], Bodesteina [33] i innych umożliwiły opracowanie równań energii, kinetyki reakcji chemicznych, przebiegających w środowisku wysokoenergetycznym oraz opisanie roli wymiany ciepła w pożarze. Wyniki prac Siemienowa [174] umożliwiły wyjaśnienie m. in. mechanizmu samozapłonu i szybkości rozprzestrzeniania się płomienia, czyli podstawowych zjawisk mających wpływ na szybkość tworzenia się środowiska pożarowego.

Szybki rozwój laboratoriów badawczych, w których przedmiotem badań było zjawisko pożaru, nastąpił po II wojnie światowej. W 1955 r. powstaje pierwszy na świecie program badawczy dotyczący zagadnień pożarowych - "Fire Research Program for the United States" opracowany przez Fire Research Committee, działający w ramach NFPA [74] (National Fire Protection Association). Główny kierunek prac badawczych dotyczył badań mechanizmów tworzenia się środowiska pożarowego w budynkach.

Weryfikowana eksperymentalnie teoria pożarów w obiektach budowlanych dała początek nowej dyscyplinie naukowej - inżynierii bezpieczeństwa pożarowego (ang. "Fire Safety Engineering"). W zakresie rozwoju pożaru w pomieszczeniu, istotnym zagadnieniem badawczym stało się m. in. modelowanie pożarów w różnych przestrzeniach wewnętrznych

budynku, co było związane z potrzebą rozwiązywania szeroko rozumianych zagadnień bezpieczeństwa pożarowego.

Pożar w budynku może rozwijać się na bardzo wiele sposobów zależnych głównie od źródła zapalenia, składu materiałów, ich ilości, orientacji i powierzchni, geometrii pomieszczenia, położenia i wielkości otworów wentylacyjnych.

Mimo różnorodności i niepowtarzalności pożarów rzeczywistych można podać najbardziej prawdopodobne warunki brzegowe oraz początkowe dla rozwoju pożaru, określające wielkość pierwotnego źródła zapłonu, ilość i skład materiałów palnych, geometrię pomieszczeń i warunki wentylacji [103].

Źródła zapłonu posiadają moce w granicach od kilku watów (źródło bezpłomieniowe - papieros), do kilkuset kilowatów (źródła płomieniowe np. ciecz palna, otwarty płomień) [101].

W pożarach budynków materiał palny stanowią zwykle ciała stałe (materiały wyposażeniowe - meble) oraz materiały budowlane wykończeniowe, w skład których wchodzi bardzo różnorodne związki chemiczne - naturalne i sztuczne.

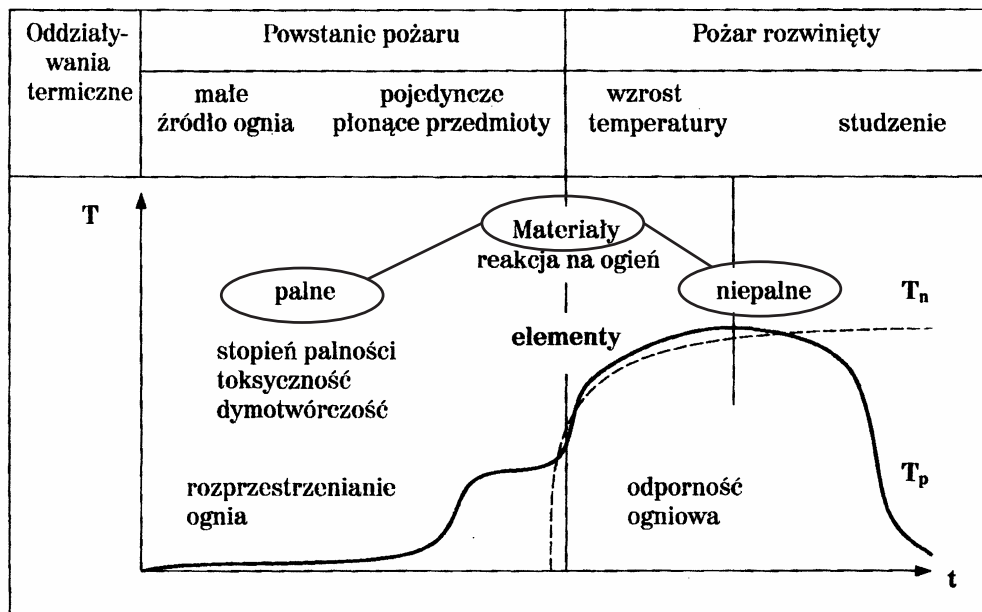
W budynku w czasie pożaru można wyróżnić obszar wysokoenergetyczny, obejmujący przestrzeń budynku ze strefą spalania i jej bezpośrednie sąsiedztwo, gdzie temperatura dymu jest na tyle wysoka, że siły wyporu powodują transport dymu do powierzchni sufitu (pomieszczenie ze źródłem ognia). Zasięg strefy zależy głównie od szybkości wydzielenia ciepła i powstających strumieni energii oraz od wielkości i usytuowania otworów wentylacyjnych przenoszących strumień entalpii poza pomieszczenie ze źródłem pożaru.

Pożar w pomieszczeniach budynku w odróżnieniu od pożarów przebiegających na otwartej przestrzeni posiada specyfikę polegającą na gwałtownym przyspieszeniu jego rozwoju. Gromadzące się pod sufitem gorące produkty rozkładu termicznego i spalania powodują wzrost grubości górnej warstwy gazów co prowadzi do zwiększenia strumienia promieniowania cieplnego zwróconego w dół w kierunku materiałów palnych. Powoduje to zwiększenie szybkości wydzielania lotnych produktów rozkładu termicznego, które ulegając spalaniu wydzielają większe ilości energii i produktów spalania tworzących górną warstwę.

Badania eksperymentalne w pełnej skali [141, 164, 166, 199, 217] i obserwacje pożarów rzeczywistych [233] w pomieszczeniach prowadzone od lat sześćdziesiątych, pozwoliły na uogólnienia opisu ich przebiegu przez podanie zależności parametrów pożaru od czasu.

Przebieg pożaru swobodnego w pomieszczeniu może być opisywany zmianą średniej temperatury gazu w czasie (rys. 1.2) [10, 217].

Wyodrębniono trzy zakresy (fazy) jakościowo różnych przebiegów temperatury gazów spalinowych w pomieszczeniu w funkcji czasu. Przedmiotem zainteresowania badaczy takich jak Thomas [203], Friedman [66], Quintiere [167], Tanaka [196] i wielu innych z wiodących ośrodków naukowych na świecie, są głównie I i II faza.



RYSUNEK 1.2: Krzywa przedstawiająca przebieg pożaru pomieszczenia wyrażony średnią temperaturą gazu (temperatura pożaru) T_p w funkcji czasu t . Linia przerywana przedstawia przebieg temperatury T_n według tzw. krzywej normowej [19]. Na rysunku powstanie pożaru obejmuje inicjację i jego rozwój - I faza. Pionowa linia dzieląca określa rozgorzenie. Pożar rozwinięty obejmuje II i III fazę.

Faza I (inicjacja i rozwój pożaru), w której w pomieszczeniu jest wystarczająca do spalania ilość tlenu a szybkość rozkładu termicznego i spalania zależy od eksponowanej na energię powierzchni paliwa. Powstające w tej fazie pożaru w pomieszczeniach strumienie energii nie przekraczają zwykle 50 kW/m^2 a strumienie masy 10 kg/s . Silnie nieliniowy wzrost szybkości spalania może prowadzić do osiągnięcia rozgorzenia [201, 159].

Rozgorzenie (ang. flashover) jest momentem przejścia I fazy wzrostu pożaru w II fazę pożaru (aktywna faza pożaru). Badania teoretyczne i eksperymentalne rozgorzenia prowadzi się od lat sześćdziesiątych określając je między innymi jako przejście od lokalnego pożaru do ogólnego pożaru wewnątrz pomieszczenia, kiedy wszystkie materiały palne ulegają zapaleniu.

Zgodnie z definicją ISO (International Standards Organization) „flashover jest to szybkie przejście ze stanu powierzchniowego spalania się materiałów do spalania przestrzennego powstałego z rozkładu termicznego palnej fazy lotnej” [4]. W inżynierii bezpieczeństwa

stwa pożarowego nazwa "flashover" używana jest jako moment rozgraniczający I fazę "pre-flashover" od fazy II "post-flashover" [203]. Według Watermana [221], kryterium liczbowym flashover jest taki stan cieplny w pomieszczeniu, w którym:

- temperatura w górnej podsufitowej warstwie pomieszczenia osiąga $600\text{ }^{\circ}\text{C}$,
- strumień ciepła w pomieszczeniu, na poziomie powierzchni podłogi osiąga gęstość równą 20 kW/m^2 ,
- płomienie z zachodzącego w pomieszczeniu spalania przestrzennego wydobywają się na zewnątrz pomieszczenia przez istniejące otwory wentylacyjne.

Różnice w definicji "flashover" wynikają z uwzględnienia w treści definicji różnych cech tego zjawiska np. własności paliw, orientacji przestrzennej paliw, geometrii pomieszczenia i warunków cieplno-przepływowych powstałych w czasie pożarów w górnej podsufitowej warstwie pomieszczenia. Należy jednak zaznaczyć, że definicji flashover nie można interpretować jako mechanizmu spalania. Flashover jest chwilowym zjawiskiem związanym z chwilowym stanem niestabilności termicznej fazy gazowej istniejącej w pomieszczeniu [202].

W fazie pożaru rozwiniętego (II faza) jego moc \dot{Q} osiąga swą maksymalną wartość, podobnie jak temperatura ($800\text{--}1000\text{ }^{\circ}\text{C}$) i inne parametry pożaru. Pojawiają się największe strumienie ciepła przekazywane ze środowiska gazowego pożaru do przegród budowlanych. W momencie zaistnienia rozgorzenia i przejścia w fazę II, pożar staje się kontrolowany przez wentylacje wskutek nagłego zmniejszenia stężenia O_2 w pomieszczeniu, co wymusza dopływ tlenu potrzebnego do spalania przez otwory wentylacyjne.

Podczas tej fazy pożaru może nastąpić zniszczenie konstrukcji, prowadzące do częściowego albo całkowitego zawalenia się budynku. W czasie okresu „stygnięcia” (faza III), szybkość spalania maleje, wraz ze zmniejszeniem się ilości paliwa. Strefa spalania ulega redukcji, chociaż tłąca się pozostałość zwęglona, przez pewien czas, utrzymuje lokalnie wysokie temperatury.

Wpływ różnych czynników na szybkość spalania materiałów w II fazie pożaru badali głównie Kawagoe [103, 104], Kawagoe i Sekine [105], Lie [129, 130], Magnusson i Thelandersson [138, 139], Odeen [156], Thomas i Heselden [204, 205], Tsuchiya i Sumi [208], Williams-Leir [224].

We wszystkich cytowanych pracach zależności temperatury pożaru (uśrednionej po objętości pomieszczenia) od czasu wyznaczano z bilansu energetycznego w pomieszczeniu. Dla rozwiniętego pożaru kontrolowanego przez wentylację uzyskano dobrą zgodność wartości temperatury określonej przez różnych badaczy. W Polsce badania prowadzili

m. in. Kosiorek, Pogorzelski [120], Abramowicz [19], Bednarek [32], Skowroński [179], Laskowska [124].

Przejście w III fazę pożaru (studzenie) następuje zwykle wskutek wyczerpywania się ilości materiału palnego. Towarzyszy temu zmniejszanie się mocy \dot{Q} , temperatury pożaru i zmiana innych parametrów pożaru.

Dzięki zastosowaniu metod klasycznej hydrauliki i doświadczalnie określonych współczynników turbulencji przepływów możliwe jest obliczenie różnicy ciśnień w otworach wentylacyjnych a tym samym strumieni masy gazów wypływających z pomieszczenia i wpływających do pomieszczenia [154].

1.3. Oddziaływanie pożaru na konstrukcję budynku

W wyniku złożonych procesów egzotermicznych zachodzących podczas pożaru następuje zmiana środowiska w budynku i jego otoczeniu. Stan środowiska w funkcji czasu i współrzędnych przestrzennych charakteryzuje temperatura, promieniowanie cieplne, ciśnienie, obszar spalania oraz takie parametry dymu, jak gęstość optyczna, stężenie produktów toksycznych, korozyjność. Czynniki te oddziałują na konstrukcję oraz ludzi znajdujących się w budynku.

Stan bezpieczeństwa pożarowego, przy określonych rozwiązaniach przestrzennych budynku, określony jest przez [5, 6, 7]:

- stan środowiska (z uwagi na jego oddziaływanie na użytkowników),
- zdolność konstrukcji do przenoszenia obciążeń.

Oddziaływania środowiska pożarowego na konstrukcję mają charakter termiczny, mechaniczny i chemiczny.

W wyniku oddziaływań termicznych następuje zmiana właściwości mechanicznych materiałów, powstają siły wewnętrzne wywołane rozszerzalnością liniową materiałów konstrukcyjnych i gradientem temperatury w przekrojach poprzecznych; może następować zmniejszenie pracującego przekroju poprzecznego spowodowane degradacją materiału (np. osłabienie przekroju spowodowane odkształceniami plastycznymi w konstrukcjach stalowych lub w konstrukcjach drewnianych - na skutek zwęglenia drewna).

Bezpośrednie oddziaływania mechaniczne pojawiają się w wyniku wzrostu ciśnienia, zniszczenia urządzeń technologicznych czy niektórych elementów budynku.

Oddziaływania chemiczne związane z korozyjnym oddziaływaniem produktów spalania

nie mają bezpośredniego wpływu na nośność konstrukcji podczas pożaru.

Podstawowym wymaganiem związanym z bezpieczeństwem pożarowym budynku jest zapewnienie w określonym czasie nośności konstrukcji (odporności ogniowej z uwagi na nośność). Nośność tę zapewnia się bądź przez niedopuszczenie do rozwoju pożaru i wzrostu temperatury za pomocą urządzeń gaśniczych, bądź przez obniżenie temperatury w pomieszczeniu za pomocą systemów odprowadzania dymu i ciepła lub przez zabezpieczenie samej konstrukcji przed nadmiernym wzrostem temperatury.

Nośność konstrukcji stalowych w warunkach pożaru zapewnia się przez chłodzenie lub izolowanie elementów nośnych. Chłodzenie jest rozwiązaniem bardzo rzadko stosowanym, gdyż wymaga budowy odpowiedniej instalacji wodnej.

Czasami, jeżeli jest wymagana odporność ogniowa nie większa niż 30 minut, zwiększa się pojemność cieplną elementu przez wypełnienie betonem. Metodę tę można stosować dla słupów o przekroju zamkniętym.

Zakładając jednorodną temperaturę otoczenia w każdej chwili (czasie) oraz jednorodność właściwości termicznych izolacji, temperaturę przekroju poprzecznego, zabezpieczonego izolacją o stałej grubości, można obliczyć przyjmując jednowymiarowy przepływ ciepła, a więc rozwiązując zadanie jednowymiarowego nagrzewania nieograniczonej płyty płaskiej.

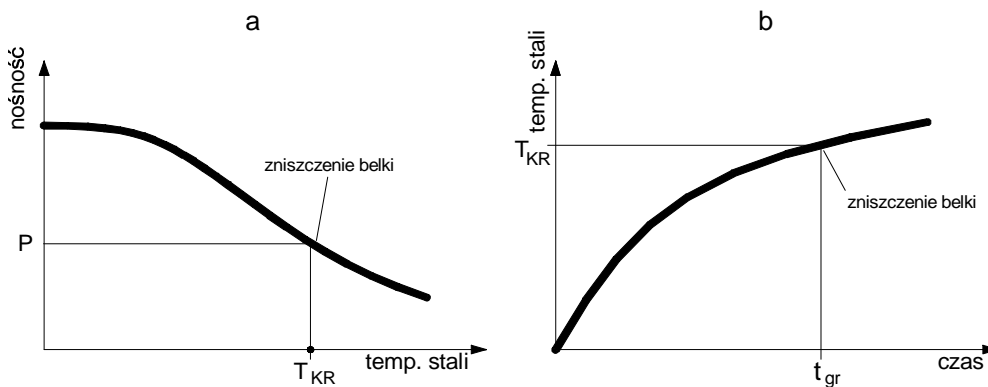
W rzeczywistości tylko nieliczne elementy (np. słupy wolno stojące) są ogrzewane równomiernie z czterech stron. W przypadku belek stropowych lub słupów przylegających jedną płaszczyzną do ściany, na części obwodu zachodzi odprowadzenie ciepła i powstają znaczne różnice temperatury w przekroju poprzecznym.

Jeżeli pominie się wpływ efektów reologicznych, a także współpracę izolacji z konstrukcją oraz założy ciągłość i niezmiennosc wymiarów geometrycznych izolacji podczas procesu nagrzewania, to można odrębnie rozpatrywać zadanie cieplne i zadanie mechaniczne. Zadanie oceny odporności ogniowej sprowadza się wtedy do określenia przebiegu temperatury elementu w funkcji czasu $T = T(t)$ oraz nośności elementu N w funkcji temperatury $N = N(T)$, zgodnie z rys. 1.3.

Jeżeli P oznacza obciążenie działające na element to temperaturę lub pole temperatury, przy którym nastąpi wyczerpanie nośności określa się jako T_{KR} .

Na podstawie temperatury krytycznej T_{KR} oznaczany jest czas do wyczerpania nośności, czyli odporność ogniowa t_{gr} (rys. 1.3).

Obecnie odchodzi się od charakteryzowania pożaru za pomocą jednej zunifikowanej



RYSUNEK 1.3: Schemat określenia odporności ogniowej na podstawie temperatury krytycznej: a - spadek nośności, b - wzrost temperatury [179].

krzywej temperatura - czas, wprowadzając różne charakterystyki oddziaływań termicznych w zależności od rodzaju pożaru, a także ekspozycji elementów konstrukcyjnych.

Przebieg temperatury podczas pożaru można również szacować w zależności od obciążenia ogniowego, charakterystyk termicznych przegród i wentylacji pomieszczenia. Znalazło to swój wyraz w Dokumencie Interpretacyjnym [11, 12] oraz w Eurokodach [1, 2, 3].

Pojęcie odporności ogniowej, jako pewnej konwencjonalnej charakterystyki czasu do wyczerpania nośności elementu konstrukcji, traci na znaczeniu na rzecz trwałości pożarowej związanej z oceną nośności konstrukcji w warunkach zbliżonych do rzeczywistych oddziaływań podczas pożaru.

Uproszczone metody oceny czasu do zniszczenia konstrukcji są zastępowane analizą nośności, uwzględniającą zarówno obciążenia mechaniczne, oddziaływania termiczne, jak i scenariusze pożaru. Stosowanie tych metod jest uwarunkowane możliwością oceny pola temperatury w konstrukcji, zależnie od scenariusza pożaru i ekspozycji cieplnej.

Przepływ ciepła do konstrukcji wpływa na rozkład temperatury w przekroju poprzecznym i tym samym na wartości graniczne uogólnionych sił wewnętrznych i czas do wyczerpania nośności, czyli odporność ogniową. Ma to istotne znaczenie w przypadku remontów, modernizacji i zmiany sposobu użytkowania budynków. Uwzględnienie tego zjawiska pozwala na stosowanie izolacji o mniejszych grubościach niż określone według uproszczonych metod oceny.

Drugie ważne zastosowanie praktyczne jest związane z nośnością konstrukcji stalowo-żelbetowych, w których część przekroju stalowego jest obetonowana.

Podczas pożarów w budynkach gorąca warstwa gazów formuje się w obszarze podsufitowym pomieszczenia objętego pożarem oraz każdego innego pomieszczenia, do którego

przepływają gazy pożarowe. Kontakt warstwy gorącej ze stalowymi elementami konstrukcji budynku powoduje ich nagrzanie, a w konsekwencji, przy stałej wartości obciążenia, ich stopniowe uplastycznianie się i/lub utratę stateczności prowadzące do osiągnięcia tzw. stanu granicznego nośności (zniszczenia konstrukcji), co jest równoznaczne z przekształceniem się układu o wysokim stopniu statycznej niewyznaczalności w mechanizm.

W zależności od własności materiałowych oraz wymiarów poszczególne elementy budynku mogą wykazywać różne zachowania. Jedne, bardziej wiotkie, mogą utracić stateczność, inne, o stosunkowo dużych grubościach, ulegają uplastycznieniu. Utrata stateczności elementu jest zwykle również poprzedzona pewnymi odkształceniami plastycznymi.

W zakresie konstrukcji budowlanych szczególne znaczenie mają wymagania dotyczące odporności ogniowej stawiane konstrukcjom i przegrodom rozdzielającym przestrzenie w budynku. Odporność ogniowa jest to właściwość konstrukcji lub przegrody, mierzona czasem oddziaływania znormalizowanego środowiska pożarowego aż do [120]:

- utraty zdolności przenoszenia obciążeń przez konstrukcję,
- utraty zdolności oddzielania pomieszczeń przez przegrodę.

Najbardziej narażonymi na osiągnięcie stanu granicznego nośności ogniowej są konstrukcje drewniane oraz stalowe (lub takie, których szkielet wykonany jest ze stali).

Przykładem przedwczesnego zniszczenia konstrukcji jest pożar kompleksu obiektów Stałej Wystawy Budownictwa przy ul. Bartyckiej w Warszawie, który powstał w grudniu 1994 r. [231]. Konstrukcja wystawy wykonana była w formie przestrzennej kratownicy z rur stalowych. Pod wpływem pożaru cała konstrukcja dachu uległa zniszczeniu po około 15 *min.*

Ogrzewana konstrukcja może ulec zniszczeniu w wyniku [179]:

1. Powstania przegubów plastycznych w najbardziej wyężonych przekrojach konstrukcji.

Upłastycznienie najbardziej wyężonych przekrojów poprzecznych i utworzenie się odpowiedniej liczby przegubów plastycznych powoduje przekształcenie konstrukcji w kinematycznie dopuszczalny mechanizm ruchu i jej zniszczenie. Zagadnienie tworzenia się mechanizmu ruchu konstrukcji stalowych ogarniętych pożarem rozpatrywane jest w ramach teorii nośności granicznej i dotyczy głównie obciążonych ustrojów prętowych (ram, belek) w fazie wzrostu temperatury, w warunkach nadmiernego obciążenia, gdy uplastycznienie najbardziej wyężonych przekrojów poprzecznych konstrukcji wynika z malejącej podczas ogrzewania wartości granicy plastyczności.

2. Utraty stateczności konstrukcji.

Po przekroczeniu nośności krytycznej zachodzi bifurkacja stanu równowagi konstrukcji. Wraz ze wzrostem temperatury sztywność oraz wartość modułu sprężystości stalowego pręta ulegają spadkowi. Należy wziąć również pod uwagę, że rozszerzalność cieplna materiału konstrukcyjnego (stali) wywołuje odkształcenie termiczne.

Małym źródłem ognia może być płonąca zapalka lub płonący papier. Pojedyncze płonące przedmioty, to np. kosz ze śmieciami, krzesło itp.

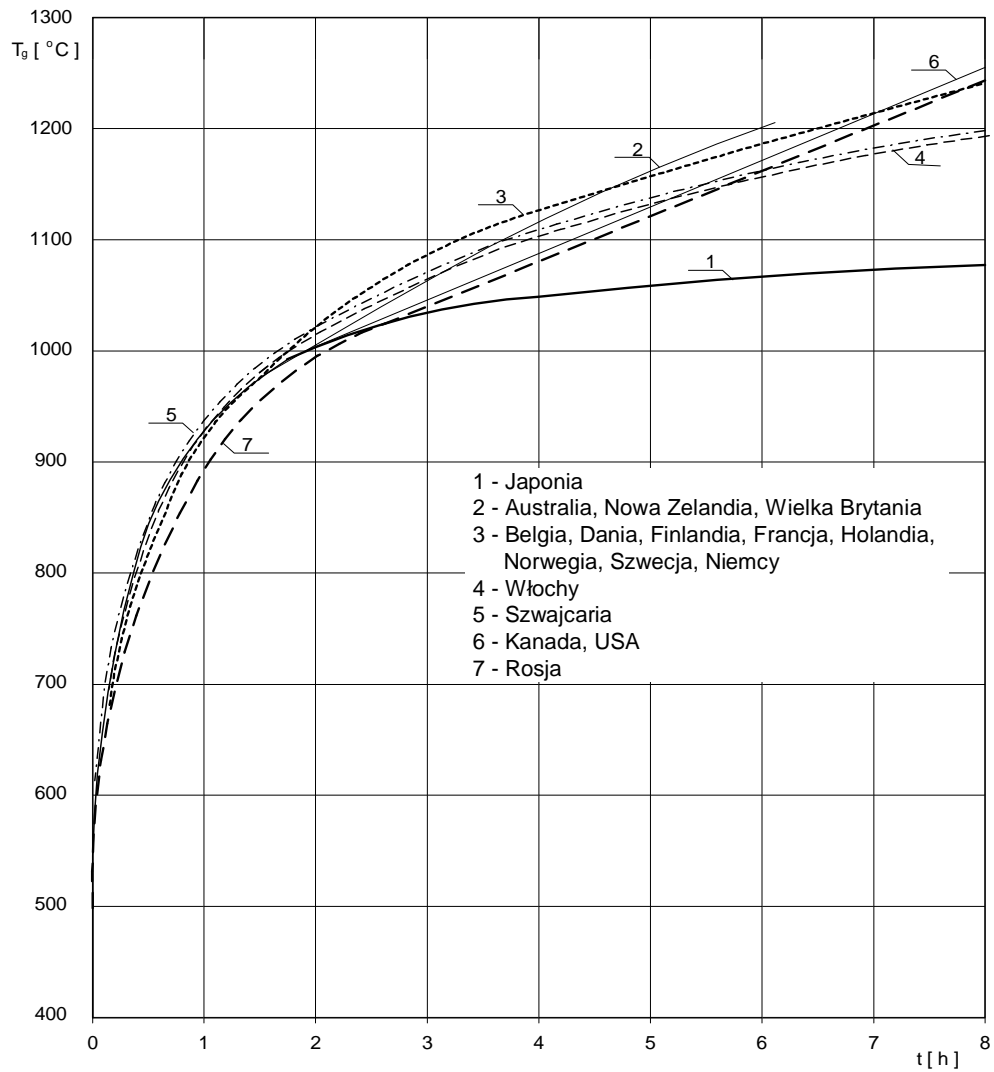
Te rodzaje oddziaływań, w wyniku których wzrost temperatury nie przekracza $400\text{ }^{\circ}\text{C}$ i obejmuje niewielką część pomieszczenia (choć zadymienie może być już znaczne), są bliżej sprecyzowane przez metody badawcze związane z reakcją na ogień materiałów budowlanych. Z uwagi na stosunkowo niewysoki wzrost temperatury i lokalny charakter, a także bliżej niesprecyzowany czas do rozgorzenia i przejścia pożaru w fazę rozwinięta, oddziaływania te nie są uwzględniane przy ocenie nośności konstrukcji podczas pożaru i wyznaczeniu odporności ogniowej.

Głównie w fazie rozwiniętej pożaru i w fazie stygnięcia wysoka temperatura stwarza zagrożenie konstrukcjom budowlanym.

Pierwszą pionierską próbę uzależniająca wzrost temperatury gazów w pomieszczeniu od obciążenia ogniowego podjął Ingberg na początku XX w. [94]. Wpływ różnych czynników na intensywność pożaru badali później inni: Kawagoe [103, 104], Kawagoe i Sekine [105], Lie [129, 130], Magnusson i Thelandersson [138, 139], Odeen [156], Thomas i Helsen [204, 205], Tsuchiya i Sumi [208], Williams-Leir [224]. W pracach przedstawiono przebieg temperatury w rozwiniętej fazie pożaru oraz w fazie stygnięcia. We wszystkich tych badaniach przebieg temperatury w pożarze wyznaczano z bilansu ciepła w pomieszczeniu. Dla rozwiniętego pożaru kontrolowanego wentylacją uzyskano dobrą zgodność wartości temperatury przez różnych badaczy.

Nie ma takiej zgodności uzyskanych wartości temperatury w fazie stygnięcia. Jak wykazano w pracach (Butcher'a i innych [38, 39], Harmathy'ego [80], Magnusson'a i Thelandersson'a [138, 139]), im dłuższa faza rozwiniętego pożaru tym mniejsza szybkość spadku wartości temperatury.

Na podstawie krzywych zależności temperatury pożaru od czasu otrzymanych z bilansu ciepła [103, 104, 105] wprowadzono do badań odporności ogniowej standardowe krzywe nagrzewania temperatura - czas. Przyjęte w poszczególnych krajach krzywe standardowe zestawione przez Harmathy'ego [80] przedstawiono na rys. 1.4. W Polsce, zgodnie z ISO [9], przyjęto krzywą logarytmiczną temperatura - czas (krzywa nr 3 na rys. 1.4).



RYSUNEK 1.4: Krzywe standardowe temperatura - czas przyjęte w różnych krajach w badaniach odporności ogniowej [80].

Przyjęte na użytek badań odporności ogniowej elementów konstrukcji znormalizowane krzywe temperatura - czas (rys. 1.4), wygodne z uwagi na konieczność porównywania wyników, jak również względną łatwość realizacji w piecach badawczych, **nie odzwierciedlają rzeczywistego przebiegu temperatury w pożarach pomieszczeń**. Dla rzeczywistych przebiegów temperatury wprowadzono pojęcie równoważnego czasu ekspozycji (ekwiwalentny czas trwania pożaru) przy wzroście temperatury wg krzywej temperatura - czas określonego przez Law'a [126] i Pettersson'a [161, 162].

Na podstawie przeprowadzonych badań różnych autorów [25, 26, 62, 78, 82, 83, 97, 152, 160] oddziaływania termiczne w otoczeniu elementu określane są przez:

- nominalne krzywe temperatura - czas niezależne od wielkości czy przeznaczenia budynku,
- parametryczne krzywe temperatura - czas określane w zależności od parametrów fizycznych budynków.

Parametryczne krzywe używane są do przybliżenia rozwoju pożaru rzeczywistego w budynku. Przy wyznaczaniu krzywych parametrycznych wzięto pod uwagę główne parametry mające wpływ na rozwój pożaru: gęstość obciążenia ogniowego, wielkość pomieszczenia, rodzaj otaczających ścian i podłóg, współczynnik otworów.

Ocena nośności i odporności ogniowej elementów konstrukcji w podwyższonej temperaturze zależy nie tylko od warunków nagrzewania określonych przez odpowiednią krzywą, ale i od zmian fizyczno-mechanicznych właściwości materiałów, z których wykonane są konstrukcje.

Próby wytrzymałości stali w podwyższonej temperaturze prowadzi się jako izotermiczne lub anizotermiczne. Próba anizotermiczna prowadzona jest przy wzrastającej temperaturze i stałym stanie obciążenia mechanicznego, w przeciwieństwie do prób izotermicznych, podczas których temperatura jest stała a obciążenie próbki wzrasta.

Badania wytrzymałościowe i analizy właściwości różnych gatunków stali budowlanych w podwyższonej temperaturze zostały przedstawione w licznych wcześniejszych pracach, ukazujących się już od 1905 r. W pracy Uddin'a i Culvar'a [214] porównano wyniki badań granicy plastyczności, modułu sprężystości i współczynnika rozszerzalności stali w funkcji temperatury uzyskanych przez Brockenbrough'a [36], Talla [195] i Stanzaka [189] dla stali ASTM A36. Późniejsze wyniki badań stali znaleźć można w pracach europejskich: Anderberg [22, 23], Cooke [46], Jerath i inni [98], Harmathy i Twilt [213], Stanke [188], Melh i Arndt [146], amerykańskich: DeFalco [52], Harmathy [79], Harmathy i Stanzak [84], Williams-Leir [225], japońskich: Furumura i inni [68, 69, 70, 71], Sakumoto i inni

[170]. Badania anizotermiczne prowadzili między innymi Skinner [176, 177] oraz Kirby i Preston [107].

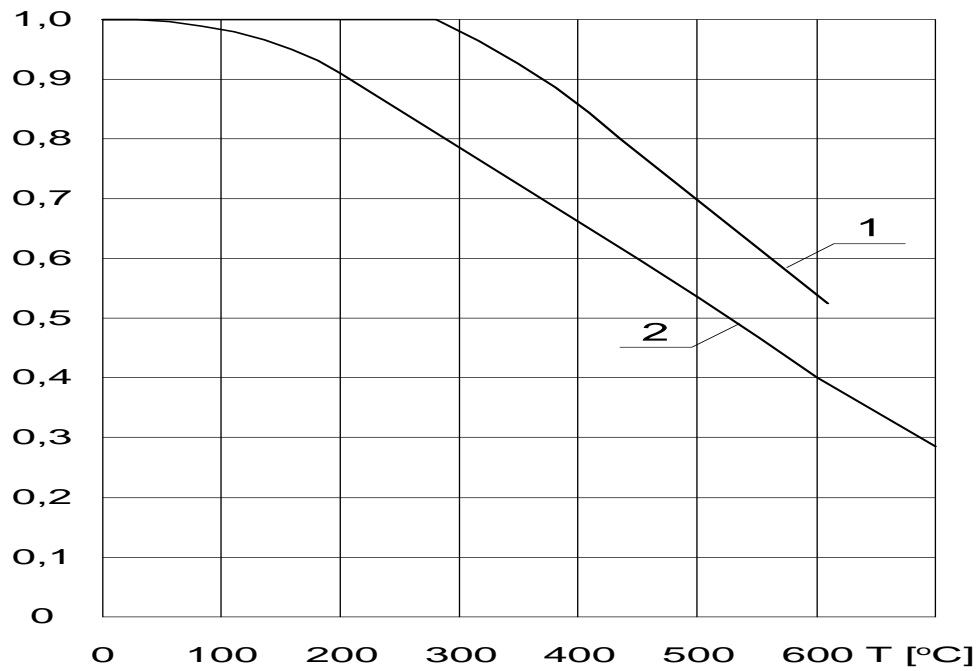
W Polsce badania stali budowlanych w podwyższonej temperaturze zapoczątkowano pod koniec lat sześćdziesiątych (Słowański i inni [183, 184, 185]). Dalsze prace prowadzone były pod kierunkiem Kosiorka [118, 119, 120]. Analizy stali w podwyższonej temperaturze prowadzili również Bednarek [32], Giżejowski [73] i Skowroński [178]. Na Politechnice Krakowskiej pod kierunkiem Murzewskiego przeprowadzono statystyczną weryfikację formuł empirycznych parametrów materiałowych stali w podwyższonej temperaturze [150].

Z dotychczas przeprowadzonych badań [119] wynika, że wartości umownej granicy plastyczności, określonej na poziomie 0,2 %, wynikające z testów izotermicznych są wyższe od wartości wynikających z testów anizotermicznych. Wyniki badań umownej granicy plastyczności określonej na poziomie odkształceń 1 % nie różniły się między sobą i minimalne wartości uzyskane w wyniku prób izotermicznych odpowiadały minimalnym wartościom wynikającym z prób anizotermicznych. W zakresie do 350 °C wytrzymałość na rozciąganie, wydłużenie oraz współczynnik sprężystości nie wykazują istotnych spadków; odporność na udarowe zginanie pozostaje dostateczna, a spadek granicy plastyczności i wytrzymałości mechanicznej nie jest duży; odkształcenia termiczne mogą być znaczące. W przypadku temperatur w zakresie od 350 °C do 400 °C obserwuje się spadek wartości wytrzymałości na rozciąganie i ściskanie oraz granicy plastyczności; rosną odkształcenia spowodowane pełzaniem stali (powyżej 450 °C) i rozszerzalnością termiczną; wzrasta również wartość współczynnika Poisson'a.

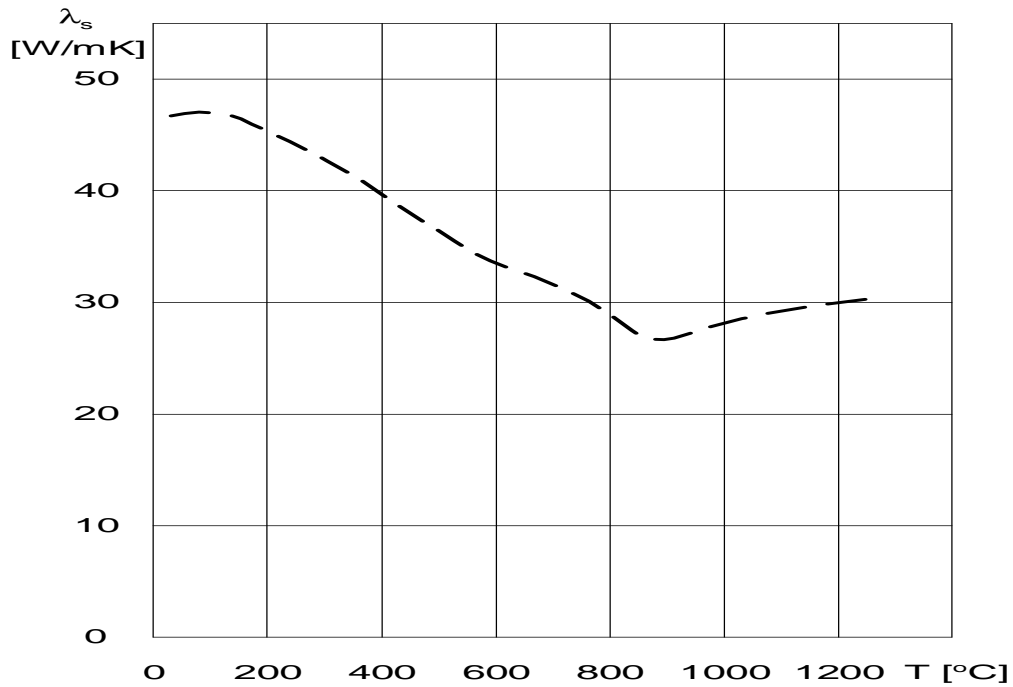
Zmiany granicy plastyczności i modułu sprężystości w funkcji temperatury uzyskane w badaniach przeprowadzonych w ITB [119] przedstawiono na rys. 1.5.

Właściwości cieplne, które wpływają na wzrost temperatury w elementach konstrukcji stalowych to przewodność cieplna i ciepło właściwe stali, wyznaczone często jako bezwładność (pojemność) cieplna. Zmiany tych właściwości cieplnych stali w funkcji temperatury przedstawione zostały odpowiednio na rys. 1.6 i 1.7 [131].

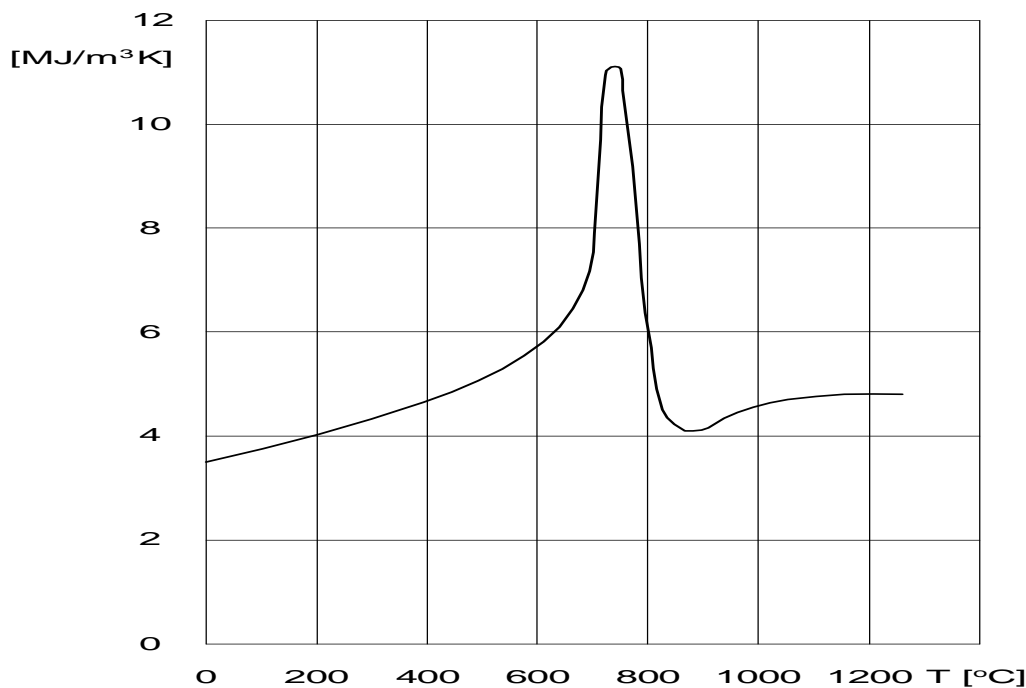
Przewodność cieplna stali maleje z temperaturą do około 800 °C. Powyżej 800 °C wartość przewodności cieplnej stali powoli wzrasta ze wzrostem temperatury. Pojemność cieplna rośnie ze wzrostem temperatury do około 550 °C, aby potem gwałtownie wzrosnąć i równie gwałtownie zmaleć mając najwyższą wartość w temperaturze około 700 °C, co zilustrowano na rys. 1.7.



RYSUNEK 1.5: Względna zmiana modułu sprężystości (1) oraz granicy plastyczności (2) dla stali St3S, 18G2, 18G2A, 18G2AV w funkcji temperatury według Kosiorka [119].



RYSUNEK 1.6: Zmiana przewodności cieplnej stali w funkcji temperatury.



RYSUNEK 1.7: Zmiana bezwładności cieplnej stali w funkcji temperatury.

Właściwości fizyczne materiałów budowlanych (stali, betonu, materiałów izolacyjnych) w funkcji temperatury przedstawili: Lie w 1972 r. [129] i Harmathy w 1983 r. [81], a w Polsce Kosiorek, Pogorzelski i inni w 1988 r. [120].

1.4. Problemy związane z bezpieczeństwem ludzi

Z powodu złożoności zjawisk pożarowych nie można podać ogólnie obowiązującego algorytmu, który uwzględniałby oddziaływanie wszystkich czynników wpływających na użytkownika budynku. Poszczególne procesy składające się na pożar jak: promieniowanie cieplne, toksyczność gazów spalinowych, szybkość rozprzestrzeniania się pożaru i inne wraz z ich oddziaływaniem na ludzi, rozpatrywane są oddzielnie. Dym i gazowe produkty rozkładu termicznego i spalania są groźne dla ludzi, przede wszystkim w I fazie pożaru (rys. 1.2) z uwagi na bezpieczeństwo ewakuacji. Wysoka temperatura osiągnana w wyniku spalania materiałów palnych stanowi główny czynnik zagrożenia konstrukcji budynków.

Ponieważ niniejsza praca dotyczy analizy zachowania się elementów stalowych konstrukcji w warunkach pożaru, środowisko pożaru zostało scharakteryzowane za pomocą pól temperatury - z pominięciem pól gęstości, prędkości przepływu dymu i gazów pożarowych. Dla tych warunków pożaru (II faza) zagrożenie ludzi jest związane z ryzykiem zawalenia budowli.

Komputerowe modele pożaru w pomieszczeniach konstruowane są tak, aby uwzględnić w opisie środowiska pożaru parametr jakim jest temperatura [113].

W analizach wytrzymałości konstrukcji pod kątem bezpieczeństwa ludzi istotny jest czas od momentu powstania pożaru do chwili osiągnięcia przez budowlę tzw. stanu nośności granicznej. Stan ten określa się w normie PN-EN ISO 13943:2002 jako **stan graniczny nośności ogniowej** [4]. Jest on definiowany jako stan konstrukcji lub elementu konstrukcji, w którym następuje zniszczenie mechaniczne, wyczerpanie nośności przekroju, przekroczenie dopuszczalnych przemieszczeń lub odkształceń (albo szybkości narastania przemieszczeń czy odkształceń), lub zachodzą inne zmiany uznane za niebezpieczne w znormalizowanych warunkach badania.

Badania autora rozprawy pozwoliły na określenie czasu od momentu powstania pożaru do powstania stanu granicznego nośności ogniowej (zniszczenia konstrukcji) [209, 210, 211]. Czas ten w szczególnych przypadkach pokrywa się z dopuszczalnym (maksymalnym) czasem ewakuacji dla ekip ratunkowych. Efektem pracy w wymienionym zakresie jest możliwość doboru najlepszych rozwiązań konstrukcyjnych w celu minimalizacji zagrożenia życia i zdrowia ludzi oraz mienia.

Rozdział 2

Cel i zakres pracy

W ramach realizacji tematu pracy postawiono udowodnić następującą tezę: programy komputerowe oparte na modelach rozwoju pożaru i wytrzymałości konstrukcji, można wykorzystać do jednoczesnej analizy procesów przepływu ciepła i deformacji konstrukcji budynku, a także do określenia czasu potrzebnego na ewakuację ludzi. W celu realizacji zadania opracowano własną koncepcję analizy wytrzymałościowej konstrukcji obciążonej termicznie.

Przyjęto następujące założenia do analizy:

1. Wykorzystano dwa modele obliczeniowe:
 - model rozwoju pożaru oparty na symulacji za pomocą programu Fire Dynamics Simulator (FDS),
 - model symulacji procesu deformacji konstrukcji oparty na metodzie elementów skończonych (MES) - program Finite Element Analysis Program (FEAP).
2. W modelu MES wykorzystano trójwymiarowe elementy skończone.
3. Materiał konstrukcji wykazuje cechy sprężysto-plastyczne z uwzględnieniem możliwości zmiany charakterystyki wraz ze wzrostem temperatury.
4. Konstrukcja ma budowę modułową (składa się z dowolnie powielonych pomieszczeń o jednakowych wymiarach). Każdy moduł jest podzielony na około 1000 elementów skończonych. Zniesienie ograniczeń wynikających z tego założenia nie powinno nastręczyć większych trudności.
5. Sprężenie termiczno-mechaniczne odbywa się na zasadzie przekazania wartości temperatury wyznaczonej przez model pożaru do modelu MES. Wartość tempe-

ratury w poszczególnych węzłach konstrukcji przenoszona jest w każdym kroku czasowym.

Wykorzystanie dwóch programów o odmiennym obszarze stosowania wynikało z faktu, że żaden z nich nie posiada obydwu funkcji: jednoczesnego wyznaczania temperatury powstałej w czasie pożaru oraz analizy konstrukcji pod kątem jej deformacji i ewentualnego zniszczenia. Model termo-sprężystoplastyczny można uzupełnić o zależności opisujące zmianę parametrów wytrzymałościowych (modułu sprężystości i granicy plastyczności) pod wpływem wzrostu temperatury.

Połączenie możliwości dwóch dużych programów wymaga zastosowania programów pomocniczych, służących do przekazywania danych między nimi. Pierwszym z nich jest program FDS2ASCII (dostępny w pakiecie FDS) konwertujący obliczone przez FDS parametry do plików tekstowych. Takie wyniki przybierają wtedy czytelną formę gotową do dalszego przetwarzania i wykorzystania, chociażby do budowy pliku wejściowego do programu FEAP. Drugi program pomocniczy (autorstwa własnego) służy do budowy pliku wejściowego i wykorzystuje zapisane wcześniej przebiegi temperatury do skonstruowania ciągu komend dla programu FEAP. Proces obliczeniowy FEAP odbywa się na zasadzie zmiany obciążeń termicznych konstrukcji w czasie symulacji. Dla każdego kroku czasowego zadawane są nowe wartości temperatury w poszczególnych węzłach elementów konstrukcji.

W obliczeniach wykonanych w pracy uwzględniono szkielety nośne konstrukcji stalowych oraz konstrukcje żelbetowe. Elementy konstrukcji stalowej posiadają zasadniczą wadę, o której należy pamiętać na etapie projektu. W temperaturze pożaru, już w około 300 – 500 °C tracą swoją nośność. W pożarze rozwiniętym stan taki osiągnięty jest po kilku minutach. Dla zachowania nośności konstrukcji konieczne jest wykonanie odpowiednich zabezpieczeń ogniochronnych, tak zwanej izolacji termicznej. Nieprawidłowo wykonana izolacja termiczna nie będzie spełniała należycie swojej funkcji, ponieważ jej zadaniem jest powstrzymanie przepływu ciepła do konstrukcji. W pracy zajęto się więc doborem odpowiedniej izolacji, pod względem jej grubości i optymalnego sposobu zabezpieczenia.

Zadaniem modelu FDS jest rozwiązywanie układu równań Naviera-Stokesa dla przepływów o stosunkowo wolnych prędkościach z uwzględnieniem transportu dymu i ciepła w pożarze. Obszerną część pracy poświęcono zbadaniu wrażliwości modelu FDS na zmianę parametrów wejściowych takich jak moc pożaru, wielkość siatki, wartość kroku czasowego oraz stałych mających wpływ na charakter turbulencji. Analiza wrażliwości wymagała często ingerencji w kod źródłowy programu i jego ponownej kompilacji. Na przykład

program FDS dobiera samodzielnie krok czasowy dla poszczególnych etapów symulacji, kierując się zasadą, że rozwiązanie układu równań nie jest akceptowane w przypadku, kiedy wielkość kroku czasowego pozwala cząsteczce gazu przekroczyć granicę komórki w tym kroku. W takim przypadku rozwiązanie musi zostać powtórzone. Założenie stałego kroku czasowego wymagało dokonania zmian w kodzie źródłowym programu, ale pozwoliło na oszacowanie zakresu stabilności rozwiązań modelu i porównanie go z zakresem wyznaczonym dla jednowymiarowego przypadku - równania Burgera.

W pracy zbadano wpływ najważniejszych parametrów na przebieg symulacji zniszczenia konstrukcji budynku przez pożar. Podgrzanie stalowych elementów konstrukcji powoduje w konsekwencji zmianę ich długości na skutek rozszerzalności termicznej i spadek wytrzymałości w wyniku wpływu temperatury na wartość modułu sprężystości i granicy plastyczności. W pierwszym etapie pożaru mogą więc zachodzić małe zmiany geometrii konstrukcji, ale wpływ tych zmian na rozwój pożaru jest tak niewielki, że może on zostać pominięty. Dopiero rozpoczęcie procesu destrukcji konstrukcji z utratą elementów nośnych powoduje znaczącą zmianę struktury geometrii. Przyjęto, że wyniki obliczeń są istotne tylko do tego momentu. W rzeczywistości podczas pożaru mogą wystąpić takie zdarzenia jak stłuczenie szyb okiennych i/lub przepalenie ścianki działowej, drzwi itp. Powodują one dopływ powietrza i zintensyfikowanie procesu spalania. W takim przypadku wzrost pożaru i zmiany geometrii powinny być uwzględniane jako silnie sprzężony proces.

Praca składa się z pięciu rozdziałów głównych zawierających zarówno wiedzę teoretyczną na temat modelowania procesów cieplnych i mechanicznych, jak również opis własnego algorytmu analizy i wyniki obliczeń numerycznych.

Rozdział 3 zawiera przegląd literatury, który został podzielony na część poświęconą modelowaniu pożarów i oddziaływaniu ich na strukturę budynku oraz modelowaniu deformacji konstrukcji przy pomocy metody elementów skończonych.

Rozdział 4 opisuje badania własne rozwoju pożaru przy użyciu tzw. modeli połowych. Podano w nim podstawowy układ równań fizycznych, który jest rozwiązywany w celu symulacji przebiegu pożaru. Zawarto wyniki weryfikacji doświadczalnej zastosowanego modelu zaczerpnięte z literatury oraz badań własnych. Przeprowadzono testy zbieżności rozwiązania i wrażliwości na zmianę parametrów (co wiązało się niekiedy z ingerencją w kod źródłowy).

Rozdział 5 poświęcony został analizie wytrzymałości konstrukcji przy użyciu modelu metody elementów skończonych. Opisano w nim podstawowe założenia i równania MES oraz rodzaje materiałów.

Rozdział 6 opisuje koncepcję i sposób realizacji połączenia dwóch algorytmów - do modelowania efektów termicznych związanych z pożarami i do analizy procesów deformacji konstrukcji. Podano przyjęte kryteria zniszczenia, mając na uwadze, że czas do utraty stateczności lub uplastycznienia elementów nośnych jest jednym z podstawowych parametrów związanych z bezpieczeństwem ewakuacji z budynku. Przedstawiono budowę interfejsu do przenoszenia danych i założenia do obliczeń numerycznych.

Rozdział 7 przedstawia wyniki obliczeń numerycznych. Analizie poddano pojedyncze belki z izolacją i bez izolacji, pojedyncze pomieszczenia oraz struktury wielopomieszczeniowe. Podsumowanie obliczeń i ocenę przydatności modeli do rozwiązywania różnych problemów z zakresu ochrony przeciwpożarowej budynków zawarto w dyskusji wyników.

Rozdział 8 zawiera wnioski wynikające z realizacji celu pracy.

Rozdział 3

Przegląd literatury

3.1. Modele fizyczne, matematyczne i numeryczne rozważanych procesów

3.1.1. Ogólna charakterystyka modelu

Podstawowym wymaganiem stawianym materiałom i konstrukcjom budowlanym w odniesieniu do własności pożarowych, jest minimalizacja strat pożarowych i wzrost bezpieczeństwa pożarowego do poziomu, który jest możliwy do zaakceptowania. Sposobem szacowania własności palnych i parametrów pożarowych materiałów jest badanie określonej własności palnej materiału (elementu budowlanego, konstrukcji) w założonym scenariuszu pożarowym. W celu odtworzenia rzeczywistego zachowania się materiałów w warunkach symulujących cieplno-przeptywowe środowisko pożaru wykorzystuje się w badaniach różne metody eksperymentalne, zarówno normatywne jak i nienormatywne. Ze względu na koszty takich badań w pełnej skali i ich czasochłonność, począwszy od lat 50-tych XX w., w badaniach wpływu własności palnych i cech pożarowych materiałów na szybkość rozwoju pożarów w pomieszczeniu, zaczęto stosować metody alternatywne, tzn. modelowanie szybkości rozwoju pożaru w pomieszczeniu i wpływu rozwoju pożaru na otoczenie.

American Society for Testing and Materials (ASTM), modelowanie pożarów definiuje w sposób następujący: „model pożaru jest to fizyczny lub matematyczny opis określonego zjawiska lub procesów zachodzących w środowisku pożarowym” [8].

Zgodnie z wyżej wymienioną definicją model pożaru może być modelem fizycznym tzn. odtwarzać rzeczywistą sytuację pożarową w zmniejszonej (małej) skali, jak również modelem matematycznym wykorzystującym układ równań matematycznych, opisujących przy użyciu wartości liczbowych pożar jako kompleksowy proces lub wybrane zjawisko, istotnie wpływające na przebieg pożaru w pomieszczeniu. Większość ze stosowanych w praktyce tzw. modeli matematycznych wykorzystywanych do badań pożarowych są to modele hybrydowe, czyli takie, które zawierają układy równań różniczkowych i algebraicznych, które mogą być rozwiązane numerycznie przy wykorzystaniu programów komputerowych. O ile w późnych latach 60-tych i na początku lat 70-tych XX w. najczęściej stosowane były fizyczne modele pożarów, o tyle w latach późniejszych najbardziej użytecznym sposobem analizy zjawisk pożarowych było modelowanie matematyczne. Było to spowodowane między innymi dużym postępem w rozwoju techniki komputerowej oraz coraz większymi możliwościami obliczeniowymi komputerów, które stały się niezbędne do rozwiązywania różnego rodzaju skomplikowanych problemów inżynierskich, w tym problemów związanych z inżynierią bezpieczeństwa pożarowego. Modele matematyczne dzielą się na modele probabilistyczne i modele deterministyczne.

Pierwsze deterministyczne modele pożaru pomieszczenia symulowały warunki cieplne istniejące w czasie pożaru rozwiniętego (II faza) [26, 103, 200, 206]. Niezależnie jednak od zastosowanych równań i analiz matematycznych oraz założeń upraszczających modele, są one do siebie bardzo podobne. Temperatury spalania (pożaru) w pomieszczeniach w modelach II fazy są określone na podstawie bilansu ciepła, tzn. poprzez bilansowanie strumieni ciepła akumulowanych w pomieszczeniu i sumie strumieni ciepła traconych z pomieszczenia do otoczenia. W modelach tego typu, w bilansowaniu strat ciepła, uwzględniano transfer ciepła z pomieszczenia poprzez promieniowanie i konwekcję oraz transfer na drodze przewodnictwa przez przegrody budowlane. Powodem, dla którego modele II fazy były pierwszymi modelami tego typu była ich prosta, nieskomplikowana struktura w porównaniu do opracowanych w późniejszym okresie modeli pożaru w I fazie. Podstawowa różnica między modelami pożarów w fazie porozgorzeniowej a przedrozgorzeniowej leży w ich założeniach. W modelach II fazy zakłada się jednorodną temperaturę w pomieszczeniu w funkcji czasu trwania pożaru, jeśli pomieszczenie nie jest zbyt duże (do 100 m^3) [55]. Można przyjąć więc względnie prosty model jednostrefowy.

Wraz z wprowadzeniem na dużą skalę w latach 60-tych XX w. do budownictwa powszechnego materiałów syntetycznych (tworzyw, włókien) jako materiałów wyposażeniowych, wykończeniowych lub termoizolacyjnych, zaistniała w praktyce potrzeba opracowania nowej metody szacowania szybkości rozwoju pożarów w pomieszczeniach. Stało

się tak ze względu na to, iż odniesienie stanu cieplnego pożarów tylko do kaloryczności materiałów celulozowych, jak przyjmowano dotychczas, okazało się niewystarczające.

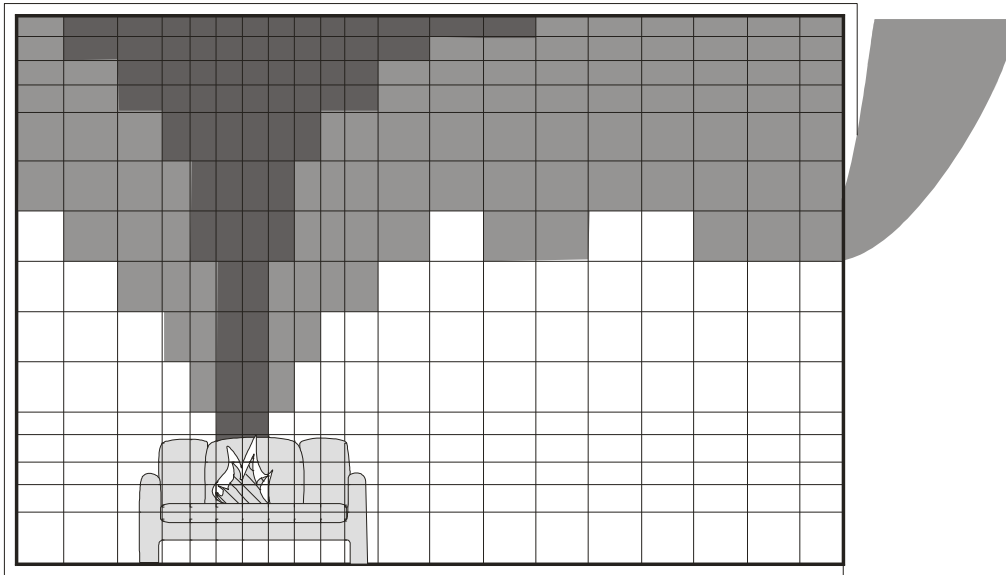
W rozwoju pożarów w pomieszczeniach (budynkach) istotną rolę w szybkości tworzenia się środowiska pożarowego zaczęły odgrywać obok materiałów konstrukcyjnych, materiały wykończeniowe ściennie, sufitowe i podłogowe (ze względu na ich duży wkład cieplny w szybkość generacji zagrożeń pożarowych). Wynikiem tych obserwacji było powstanie w połowie lat 70-tych XX w. pierwszego modelu opisującego rozwój pożaru w pomieszczeniu od chwili jego powstania do chwili zaistnienia zjawiska flashover tzw. modeli fazy przedrozgorzeniowej (I faza) [166]. W periodykach naukowych znaleźć można bardzo dużą ilość opisów modeli fazy rozwoju [26, 103, 200, 206]. Różnią się one specyfiką zastosowania danego modelu. W modelach fazy rozwoju zakłada się ściśle określone warunki w pomieszczeniu prowadzące do powstania pożaru. Poziom uszczegółowienia i złożoności opisu danych wejściowych do modelu jest zróżnicowany. Podstawowe założenia modeli pożaru fazy przedrozgorzeniowej i porozgorzeniowej są podobne, z tym wyjątkiem, że w tych pierwszych objętość gazowa objęta pożarem wewnątrz pomieszczenia jest podzielona na kilka stref, a w modelach fazy porozgorzeniowej tworzy jedną całość. Od początku lat 80-tych XX w. w Polsce prowadzone są zarówno badania eksperymentalne jak i modelowe rozwoju pożaru w pomieszczeniu i układzie pomieszczeń budynku [60, 111, 112, 116, 163, 192, 198, 230, 232].

Współcześnie coraz szerzej stosowane są dokładne modele numeryczne oparte na ścisłych rozwiązaniach równań bilansujących energię, masę i prędkość.

Tradycyjna nazwa - „model polowy” (ang. field model) używana w inżynierii bezpieczeństwa pożarowego na świecie jest związana z rozwojem modelu służącego do rozwiązywania danego zagadnienia cieplno-przepływowego sprowadzającego się zwykle do wyznaczenia w danym obszarze (np. pomieszczenie budynku ze źródłem ognia) pola prędkości gazu i sprzężonego z nim pola temperatury czy pola stężeń produktów rozkładu termicznego i spalania. Komputerowa mechanika płynów (ang. Computational Fluid Dynamics, CFD) jest nowym, dynamicznie rozwijającym się działem nauki i jest wykorzystywana do otrzymywania numerycznych rozwiązań zagadnień cieplno-przepływowych za pomocą programów komputerowych.

Użycie modeli wykorzystujących CFD pozwala na symulację pożarów w budynkach o skomplikowanych przestrzeniach wewnętrznych oraz włączenie do opisu dużej liczby zjawisk fizycznych, dużo większej niż w przypadku tzw. modeli strefowych, opisujących obszar badany przy pomocy niewielkiej liczby jednorodnych objętości kontrolnych (stref).

Modele polowe pożaru są używane do symulacji rozwoju pożaru wewnątrz pojedyncze-



RYSUNEK 3.1: Schemat przykładowej siatki obliczeniowej modelu polowego pożaru (CFD) w pomieszczeniu [114].

go pomieszczenia lub układu pomieszczeń budynku [48]. Modelowanie polowe polega na podziale danego obszaru na dużą liczbę (rzędu tysięcy) objętości kontrolnych i rozwiązaniu równań zachowania dla każdej z nich. Pozwala to na uzyskanie szczegółowej informacji o temperaturze, prędkości gazu uśrednionej dla każdej komórki. W związku z powyższym modele polowe są przydatne do obliczeń wymienionych parametrów w skomplikowanych układach przestrzennych budynku. Mogą być również stosowane do modelowania pożarów zewnętrznych (na otwartej przestrzeni) [157].

Podstawę komputerowej mechaniki płynów stanowią równania zachowania masy, pędu (wyprowadzone w 1822 r. i znane jako równanie Naviera-Stokesa) i energii. Numeryczny opis zjawisk towarzyszących pożarom wymaga uzupełnienia tych równań o równania spalania, modele turbulencji itp. [100]

Procedura rozwiązywania równań Naviera-Stokesa jest głównym elementem programów dynamiki płynów. Z powodu istnienia bardzo wielu problemów bezpieczeństwa pożarowego, które powinny być rozwiązane, nie istnieje jeden model zawierający opis wszystkich najważniejszych zjawisk fizycznych i procesów chemicznych. Różne modele zawierają różne przybliżenia (sub-modele) modelowania zjawisk towarzyszących pożarom, takie jak: modele turbulencji, promieniowania, powstawania dymu, pirolizy, rozprzestrzeniania płomienia i spalania. Programy numeryczne zbudowane na podstawie ścisłego sformułowania teoretycznego są czasochłonne i kosztowne. Jest to technika pomocna przy rozwiązywaniu problemów o skomplikowanej geometrii.

3.1.2. Model FDS i jego walidacja

Wykorzystany w pracy program komputerowy FDS (ang. Fire Dynamics Simulator) [144] opracowany w National Institute of Standards and Technology (NIST) w Stanach Zjednoczonych oparty jest na uśrednionej postaci równań Reynoldsa. Podstawą metod jest numeryczne rozwiązanie równań Naviera-Stokesa. Równania te są określone dla przepływów płynów rozszerzalnych termicznie będących mieszaninami wieloskładnikowymi gazów doskonałych. Jako zespół równań i hipotez zamykających podstawowy układ równań Naviera-Stokesa, stosowane są modele turbulencji, pozwalające wyznaczyć naprężenia turbulentne wpływające na kształt pola prędkości. Program FDS wykorzystuje jedną z odmian Metody Objętości Skończonych (MOS, Finite Volume Method, FVM) [27, 247].

Program FDS zawiera modele obejmujące zjawiska mechaniki płynów, chemii spalania i wymiany ciepła: model hydrodynamiczny, rozkładu termicznego i spalania, promieniowania cieplnego, przenikania ciepła przez przegrody.

Został skonstruowany jako narzędzie analizy pożarów w budynkach relatywnie dużych w stosunku do strefy spalania (płomienia).

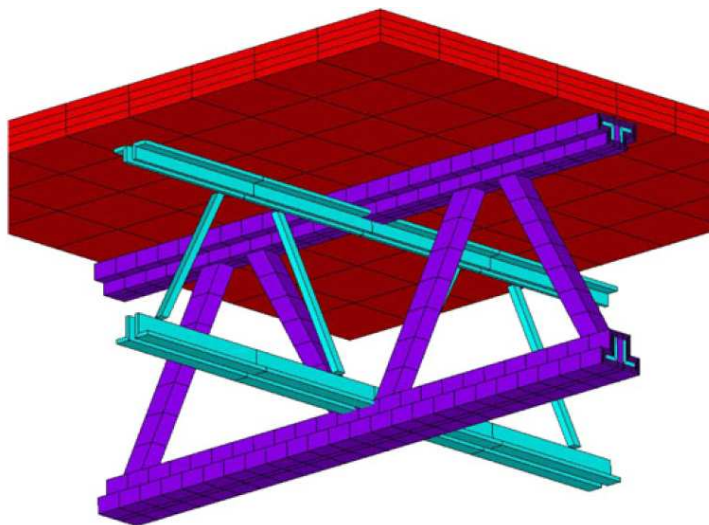
Rozwój wyżej wymienionych modeli polega głównie na uwzględnianiu większej niż dotychczas liczby zjawisk fizycznych i reakcji chemicznych a także modyfikacji konkretnego modelu w zależności od celu symulacji [45, 88, 235, 238].

Dokonywane były również próby połączenia modelu pożaru z modelem wytrzymałościowym w badaniach zachowania konstrukcji stalowej.

Przeprowadzono eksperyment pożarowy w skali naturalnej, aby sprawdzić dokładność sprzężonego modelu fazy gazowej i ciała stałego stworzonego do obliczania rozkładu temperatury w elementach stalowych poddanych działaniu ognia [76]. Pomiary zostały porównane z obliczeniami wykonanymi za pomocą modelu pożaru FDS sprzężonego z modelem MES zachowania się stali. Obliczenia numeryczne temperatury powierzchni stali dały około 8 % zgodność wyników z eksperymentem. Pożar w pomieszczeniu był modelowany za pomocą programu FDS, a termiczna odpowiedź stali była badana za pomocą komercyjnego pakietu ANSYS.

Wykonano symulację zniszczenia podłóg w wieżach WTC (rys. 3.2) wymagającą sprzężenia pomiędzy wydzielaniem energii z fazy gazowej i jej transportem oraz analizą naprężeń w konstrukcji [165]. Interakcja polegała na uwzględnieniu promieniowania między fazą stałą i gazową oraz przewodzenia ciepła przez elementy konstrukcji. Zastosowano odpowiednią procedurę w analizie zniszczenia i zawalenia wież WTC. Temperatura i inne termofizyczne parametry fazy gazowej były obliczane za pomocą programu FDS.

Następnie na podstawie tych wyników generowano termiczne warunki brzegowe dla trójwymiarowej sprężonej analizy MES przy życiu kodu ANSYS.



RYSUNEK 3.2: Model elementów skończonych głównej belki stalowej pokrytej izolacją (kolor fioletowy) i umieszczonej prostopadle do niej belki nieizolowanej. Belka stalowa podtrzymuje podłogę betonową (kolor czerwony). Wymiary belki: 73,7 cm wysokość, 203 cm długość. Konstrukcja jest modelem podłogi w budynku WTC [165].

W artykule [43] opisano mieszane podejście do analizy ram stalowych poddanych działaniu wybuchu, następstwem którego jest pożar. Elementy narażone bezpośrednio na działanie eksplozji i pożaru były modelowane przy użyciu elementów powłokowych, a pozostałe jako belkowe. Szczegółowe modelowanie MES najbardziej narażonych na zniszczenie elementów ramowych jest konieczne w celu poprawy dokładności badań odporności ogniowej konstrukcji.

W publikacji [40] zaprezentowano wyniki pochodzące z realizacji projektu badań modelowania odpowiedzi elementów stalowych obciążonych działaniem ognia. Algorytm zakłada wykorzystanie techniki metody objętości skończonych do rozwiązywania powiązanych równań termicznych i wytrzymałościowych, a model wytrzymałościowy uwzględnia efekty elasto- i lepkoplastyczne.

W badaniach [99] model budynku wielokondygnacyjnego o strukturze stalowej został zanalizowany pod kątem rozwoju pożaru a następnie uszkodzenia jego konstrukcji. Modelowanie pożaru przeprowadzono za pomocą programu FDS a struktury nośnej używając metody MES. Temperatury pożaru w pomieszczeniu obliczone programem FDS zostały następnie przeniesione do programu ABAQUS w którym analizowano zachowanie się konstrukcji.

3.1.3. Inne modele CFD

W artykule [148] zaprezentowano wyniki badań z użyciem metody CFD i obliczeń naprężeń w elementach stalowych konstrukcji w czasie pożaru. Modelowano dwukondygnacyjny budynek z sześcioma pomieszczeniami. Użyto programów FLUENT i ANSYS.

W publikacji [223] za pomocą programu SOFIE obliczono przepływ ciepła w belkach stalowych w czasie pożaru.

Instytut Podstawowych Problemów Techniki PAN uczestniczy w projekcie połączenia możliwości modelu CFD FEFLO (solwera przepływów ściśliwych i nieściśliwych) oraz kodu SIMPACT - modelu wielkich deformacji stworzonego w CIMNE [24].

Bardzo ciekawym i w coraz większym stopniu wykorzystywanym rozwiązaniem jest technologia FSI (ang. fluid structure interaction), czyli sprzężenie analizy numerycznej komputerowej mechaniki płynów (CFD) z analizą wytrzymałościową (MES). Dzięki temu połączeniu w firmie ANSYS powstało narzędzie do symulacji układów w warunkach rzeczywistych. Tworzone są narzędzia do prowadzenia analiz w technologii FSI oferujące w pełni automatyczną (czyli bez udziału programów trzecich) współpracę solwera CFD (ANSYS CFX) z solwerem do analiz strukturalnych (ANSYS). System umożliwia obliczenia przepływów oraz symulację pożarów i rozprzestrzeniania się gazów pożarowych (dymu).

W ostatnim czasie znacznie wzrosło znaczenie oraz stopień zaawansowania analiz numerycznych w nauce jak i przemyśle. Wraz ze wzrostem mocy obliczeniowej komputerów wzrosły możliwości przeprowadzania analiz pod względem jakościowym jak i co do rozmiarów modeli. Rozwój CFD wymusił także rozwój w dziedzinie jakości i zaawansowania siatek. Zjawiska zachodzące przy ściankach (przewodzenie ciepła, lepkość) wymagają zastosowania gęstszych siatek, symulowanie wirów, kawitacji oraz wielu innych zjawisk przepływowych powoduje wzrost wymagań stawianych programom do generacji siatek. Program ANSYS ICEM CDF jest pre- i post- procesorem do zastosowań CFD i MES. Jego narzędzia oraz moduły pozwalają na tworzenie skomplikowanych siatek dla szerokich zastosowań.

Pakiet "Professional CFD" (należący do systemu ALGOR) zawiera algorytmy ustalonego i nieustalonego przepływu ciepła, ustalonego i nieustalonego przepływu cieczy oraz interfejs do modelowania 3D FEMPRO. Rozwiązuje liniowe i nieliniowe zadania z przepływu ciepła uwzględniając przenikanie, konwekcję, generację ciepła, strumień cieplny, promieniowanie i kontakt termiczny. Przy przepływie cieczy rozwiązywane są zadania ustalone i nieustalone dla nieściśliwych, laminarnych, newtonowskich i nienewtonowskich

cieczy. Opcja turbulencji pozwala na określenie przepływu turbulentnego (duże zmiany prędkości na małej odległości) i laminarnego (gładkie, stopniowe zmiany prędkości) w tym samym czasie w tym samym modelu. Połączona analiza przepływu cieczy i ciepła pozwala na symulowanie zachowania się konstrukcji w momencie interakcji obu zjawisk. Narzędzia automatyzują przekazywanie danych i wyników z jednej analizy do drugiej.

Program Femap jest graficznym pre- oraz postprocesorem dla analiz inżynierskich, prowadzonych z zastosowaniem MES, a także dla obliczeń z dziedziny komputerowej mechaniki płynów (CFD). W celu dokładnego prognozowania wytrzymałościowych, dynamicznych oraz termicznych właściwości modelowanych obiektów program umożliwia tworzenie modeli dla analiz MES i CFD.

Femap Flow Solver zwiększa możliwości środowiska Femap o zbiór modeli dotyczących mechaniki płynów (CFD), umożliwiając rozwiązanie problemów z tej dziedziny. Solver umożliwia prowadzenie obliczeń z dziedziny CFD, w tym analizowania przepływów laminarnych i turbulentnych, przepływów płynów ściśliwych różnego rodzaju, przepływów wymuszonych, konwekcji naturalnej, a także przepływów czynników wielofazowych. Obliczenia mogą być prowadzone z założeniem wielu wlotów oraz wylotów badanego medium, a także wewnętrznych warunków brzegowych przepływu. Program daje możliwość przeprowadzenia obliczeń z zastosowaniem Metody Objętości Skończonych - MOS (ang. FVM - Finite Volume Method).

Program Thelma to kod MES do analiz termicznych elementów konstrukcji budynku podczas pożaru [121].

Program Steel Fire pozwala określić odporność ogniową (w minutach) przekrojów i elementów stalowych zarówno niechronionych jak i zabezpieczonych przeciwogniowo. Bazuje na Eurokodzie 3.

Symulacje pożarów to tylko jedno z wielu zagadnień, w których znajdują zastosowanie programy z dziedziny Komputerowej Mechaniki Płynów (CFD). Programy CFD stosowane są w projektowaniu klimatyzacji, turbin gazowych i wentylatorów, w symulacjach przepływu tworzyw sztucznych w wylączarkach, w symulacjach aerodynamiki samochodów a także w analizach wykorzystywanych przy projektowaniu nowoczesnych jachtów. Jako przykłady programów CFD o wszechstronnych zastosowaniach podać można system firmy Fluent, system PHOENICS, system STAR-CD, system CFX (AEA Technology Engineering Software) oraz system LUSAS (Civil&Structural).

3.2. Modelowanie polowe pożarów

Przebiegom temperatury w pożarach poświęcono wiele prac eksperymentalnych i analitycznych mających początek w latach 50-tych XX w. Przedstawiono wiele modeli analitycznych i komputerowych symulujących pożary rzeczywiste. Szeroki przegląd problematyki badań pożarowych zawarto w pracach [48, 103, 167].

Szybki rozwój technik komputerowych oraz zaawansowanie metod komputerowej mechaniki płynów (ang. Computational Fluid Dynamics) doprowadziły do rozwoju modeli „polowych” opartych na metodzie CFD i zastosowanych do rozwiązywania problemów badawczych pożarów [48, 153, 155].

W ostatnich latach w różnych ośrodkach naukowych na świecie powstały i są rozwijane programy oparte na modelach przestrzennych, jak: PHOENICS, FLUENT, JASMINE - Fire Research Station (W. Brytania), wykorzystywane również do opisu środowiska pożaru, FIRE DYNAMICS SIMULATOR - NIST (St. Zjednoczone), SMARTFIRE - University of Greenwich (W. Brytania). Dwa ostatnie zbudowano specjalnie dla potrzeb modelowania pożarów. Obszerny przegląd możliwości wyżej wymienionych programów oraz problemów związanych z modelowaniem polowym (CFD) pożarów zawarto w pracy [67, 157]. Dalej podano najbardziej znane modele polowe pożaru, które pojawiły się w literaturze przedmiotu.

Modele polowe znajdują zastosowanie w rozwiązywaniu problemów pożarowych od prawie trzydziestu lat. Program UNDSAFE powstał w University of Notre Dame (St. Zjednoczone) [236], FDS został skonstruowany w NIST (National Institute of Standards and Technology - St. Zjednoczone) [144], JASMINE powstał w Fire Research Station (W. Brytania) [50]. SAFEAIR i CLYTIE zostały skonstruowane w Thames Polytechnic (Londyn) [72]. Powyższe programy komputerowe oparte na modelach polowych powstały specjalnie dla potrzeb opisu środowiska pożaru.

Oryginalna wersja programu UNDSAFE ograniczała opis pożaru w pojedynczym pomieszczeniu do dwóch wymiarów. Satoh i Kurioshi rozszerzyli tą wersję do wersji trójwymiarowej symulującej pożar w kabinie pilota samolotu [172]. W drugiej połowie lat siedemdziesiątych ubiegłego stulecia Baum i Rehm [168] zaproponowali wprowadzenie do modeli polowych modeli spalania i przepływu konwekcyjnego mającego miejsce w środowisku pożaru.

Rozwinęli trójwymiarowy komputerowy model konwekcji naturalnej wywoływanej małym objętościowym źródłem energii cieplnej i masy. W tym celu użyli hydrodynamicznych czasowo-zależnych równań Eulera dla płynu nielepkiego, bez turbulencji.

Program	Opis	Kraj	Literatura
FDS	Kod CFD dla małych liczb Macha przeznaczony wyłącznie dla środowiska pożaru. Dostępny kod źródłowy.	Stany Zjednoczone	[144]
FLOW-3D	Kod CFD przeznaczony do rozwiązywania zagadnień cieplno-przepływowych między innymi w środowisku pożaru. Program komercyjny.	Stany Zjednoczone	[17]
FLUENT	Pakiet CFD dla różnych zastosowań, m. in. dla wentylacji pożarowej. Program komercyjny.	Stany Zjednoczone	[14]
JASMINE	Kod do przewidywania rozwoju pożaru dla celów projektowych, analizujący ruch dymu w budynku. Program komercyjny.	Wielka Brytania	[50]
KAMELEON FireEx	Kod CFD pożaru sprzężony z programem metody elementów skończonych do analizy konstrukcji. Program niedostępny.	Norwegia	[15]
KAMELEON II	Kod CFD do obliczeń rozprzestrzeniania dymu i gazów toksycznych w złożonych geometriach budynku i w pożarach na otwartej przestrzeni. Program komercyjny.	Norwegia	[191]
KOBRA-3D	Kod CFD do określania rozprzestrzeniania dymu i wymiany ciepła w złożonych geometriach budynku. Program komercyjny.	Niemcy	[173]
PHOENICS	Kod CFD wielu zastosowań. Program komercyjny.	Wielka Brytania	[16]
SMARTFIRE	Kod CFD przeznaczony wyłącznie do opisu pożaru. Program komercyjny.	Wielka Brytania	[13, 59]
SOFIE	Kod CFD przeznaczony wyłącznie do opisu pożaru. Program komercyjny.	W. Bryt. / Szwecja	[169]

TABELA 3.1: Wybór najbardziej znanych programów komputerowych CFD wykorzystywanych do modelowania polowego pożarów.

Program komputerowy SAFEAIR został zweryfikowany doświadczalnie za pomocą eksperymentów w pełnej skali przeprowadzonych przez NASA w 1982 r. w pustym samolocie BOEING 737 [72]. Otrzymane na drodze symulacji pola temperatur zgadzały się dobrze z rozkładami uzyskanymi doświadczalnie w kabinie samolotu. Maksymalne różnice temperatury wynosiły 15 %. Użyto siatki obliczeniowej o liczbie komórek ok. 20 000.

Modelowanie polowe zostało użyte do rozwiązywania problemów oddziaływania wodnych urządzeń tryskaczowych z pożarem. Do tego celu użyto programów CLYTIE i PHOENICS [72], zawierających modele hydrodynamiczne przepływów dwufazowych.

Program komputerowy FLOW-3D oparty na modelu polowym został zastosowany do rozwiązywania wielu problemów pożarowych.

Cox i inni [49] użyli go do symulacji pożaru na stacji metra King's Cross w Londynie w 1987 r., w którym zginęło 31 osób. W modelu programu uwzględniono tzw. „efekt tunelowy” powodujący powstanie silnego ciągu fazy gazowej w tunelu schodów ruchomych.

Pod patronatem NFPRF (National Fire Protection Research Foundation), U. S. General Services Administration, NIST w St. Zjednoczonych przeprowadzono czteroletni cykl badań przy użyciu programu FLOW-3D [17]. Celem badań było zbadanie wpływu geometrii sufitu pomieszczeń, parametrów pożaru i wentylacji, na rozkład ciepła i dymu w przypadku zastosowania automatycznych detektorów pożaru.

Ponadto program został użyty do modelowania przepływów gazowych i rozkładów temperatury w dużych przestrzeniach budynku np. w atriach. Główną wadą FLOW-3D jest brak modelu wymiany ciepła przez promieniowanie co jest powodem większych błędów w obliczeniach strumieni ciepła w bezpośrednim sąsiedztwie strefy spalania.

Program komputerowy JASMINE [50] zastosowano do opisu rozprzestrzeniania dymu w pasażu handlowym oraz symulacji pożaru w dużych przestrzeniach wewnętrznych budynku otrzymując zadowalającą zgodność wartości obliczeniowych i określonych doświadczalnie.

Stworzony i rozwijany na Uniwersytecie w Greenwich (Fire Safety Engineering Group) model polowy SMARTFIRE stanowi program komputerowy oparty na metodzie elementów skończonych i stosowany głównie do symulacji cieplno-przepływowej struktury środowiska pożaru [59]. Stosunkowo łatwy w obsłudze w pełni interaktywny o otwartej architekturze jest przeznaczony dla specjalistów ochrony przeciwpożarowej nie będących ekspertami CFD.

W odróżnieniu od konwencjonalnych programów CFD takich jak np. PHOENICS, FLOW-3D czy JASMINE, SMARTFIRE pozwala na symulację w skomplikowanej struk-

turze przestrzennej. Źródło pożaru jest modelowane jako źródło objętościowego wydzielania ciepła (może być ich kilka) w pomieszczeniu z wieloma otworami wentylacyjnymi. Program uwzględnia temperaturowe zależności termofizycznych parametrów ścian. Procedura rozwiązująca układ równań Naviera-Stokesa zawiera wymianę ciepła, spalanie w fazie gazowej, model promieniowania.

Przeprowadzono szereg symulacji używając SMARTFIRE dla pożaru w pojedynczym pomieszczeniu [59]. Wyniki porównano z danymi doświadczalnymi [190]. Źródłem pożaru był palnik o mocy 62,9 kW usytuowany w pomieszczeniu o wymiarach $2,8\text{ m} \times 2,8\text{ m} \times 2,18\text{ m}$ z otworem drzwiowym. Do symulacji użyto siatki obliczeniowej z 8280 komórkami.

Wyniki wskazują na dobrą zgodność symulacji przy pomocy modelu SMARTFIRE z danymi doświadczalnymi. Badania porównawcze różnych modeli wykazały lepszą zgodność wyżej wymienionych symulacji z eksperymentem niż obliczenia przeprowadzone przy pomocy programów komputerowych FLOW-3D czy PHOENICS [59].

Trwają obecnie prace nad rozszerzeniem modelu CFD SMARTFIRE o procedury uwzględniające pirolizę ciała stałego, wielostrumieniową wymianę radiacyjną oraz przepływy w układzie wielu pomieszczeń.

Prowadzone prace badawcze mają na celu rozwój i doskonalenie modeli polowych przeznaczonych do opisu poszczególnych elementów struktury pożaru i rozprzestrzeniania pożaru w obiektach budowlanych [48, 113, 157]. W modelach przestrzennych zakłada się różne sub-modele turbulencji. Użycie standardowego modelu turbulencji $k - \epsilon$ prowadzi do zupełnie innych wyników niż w przypadku zmodyfikowanego modelu $k - \epsilon$ czy RNG [31, 48].

Na trudności napotyka modelowanie wpływu dymu przez pionowy otwór wentylacyjny co jest związane z oscylacjami temperatury w otworze [48].

Brak jest modeli w pełni rozwiązujących problem wpływu wentylacji wymuszonej na środowisko pożaru w tym na rozprzestrzenianie gazowych produktów rozkładu termicznego i spalania.

Obszerny przegląd możliwości podanych wyżej programów oraz problemów związanych z modelowaniem polowym (CFD) pożarów a także szczegółowy przegląd sub-modeli fizycznych wchodzących w skład modeli polowych zawarto w pracy [67, 157].

W pracy [93] wyprowadzono metodę LES z uwzględnieniem wirów w różnych skalach. Metoda ta uwzględnia naprężenia Reynoldsa w małej skali w odróżnieniu od klasycznej metody LES, w której przyjmuje się naprężenie dla całej siatki.

3.3. Modelowanie numeryczne procesu deformacji i zniszczenia konstrukcji obciążanych termicznie

W analizie stanów granicznych nośności belek stalowych w warunkach pożaru niezbędna jest znajomość pól temperatury w tych belkach [56]. Wyznaczenie pól temperatury w elemencie polega na rozwiązaniu równania nieustalonego, nieliniowego przewodnictwa ciepła z odpowiednimi warunkami jednoznaczności, obejmującymi: geometrię elementu, współczynniki fizyczne, warunki brzegowe i warunek początkowy.

Rozwiązania analityczne zagadnień przewodzenia ciepła prowadzą do pozytywnych wyników, gdy dotyczą elementów o stosunkowo prostej geometrii i w przypadkach braku silnych nieciągłości [42, 187, 239]. Rozwiązanie bardziej skomplikowanych problemów wymaga zastosowania metod numerycznych:

- metody różnic skończonych, która stanowi bezpośrednią aproksymację równań różniczkowych cząstkowych opisujących problem [64, 182],
- metody elementów skończonych [37, 53, 54, 75, 194, 226, 227, 228, 243, 244, 246], za pomocą której dokonuje się bezpośrednio przybliżonej minimalizacji funkcjonału równoważnego znanemu równaniu różniczkowemu; w zagadnieniach dla których funkcjonał bądź nie istnieje, bądź nie został sformułowany, stosuje się postępowanie znane pod nazwą ważonej metody residualnej; podejście to znane jest pod nazwą metody Galerkina, jeżeli funkcja wagi jest równa funkcji kształtu; metodę Galerkina opartą na wersji residuów ważonych zastosowali Zienkiewicz i Parekh [246].

Metoda elementów skończonych została po raz pierwszy zastosowana do rozwiązania ustalonych zagadnień przewodzenia ciepła przez Zienkiewicza i Cheung'a [244] oraz Wilson'a [226] i rozszerzona przez Wilson'a i Nickell'a [228]. Wilson i Nickell [228] wykorzystali wariacyjne sformułowanie postulowane przez Gurtin'a [75]. Zasady wariacyjne dla problemów nieliniowych zostały przedstawione przez Zienkiewicza [243].

Od początku lat siedemdziesiątych, wraz z rozwojem komputerów, następuje bardzo szybki rozwój wykorzystania metody elementów skończonych do rozwiązywania nieustalonych i nieliniowych zagadnień przewodzenia ciepła. Oprócz Zienkiewicza i Wilson'a ze współpracownikami, wykorzystaniem metody elementów skończonych do rozwiązywania zagadnień przewodzenia ciepła zajmowali się Desai i Abel [53], Donea [54], Brusch [37], a w Polsce Szmelter ze współpracownikami [194].

W pracy [151] opisano zastosowanie metody elementów skończonych w nieliniowej analizie ram w warunkach pożaru. Przedstawiony program numeryczny 3DFIRE wypo-

sażony jest w moduły pozwalające uwzględnić nieliniowości geometryczne i materiałowe w tym zmiany właściwości materiału przy wzroście temperatury. Symulację numeryczną odporności ogniowej elementów konstrukcyjnych budynku przy użyciu MES zaprezentowano w pracy [44]. Przeprowadzono analizę wpływu wielkości elementów skończonych na ostateczne rozwiązanie numeryczne. Otrzymane w pracy wyniki porównano z wynikami eksperymentów. Praca [218] poświęcona jest zachowaniu się kolumn stalowych podczas pożaru. Określono w niej graniczne temperatury dla różnych typów elementów konstrukcji ramowej. Połączeniom ramowych konstrukcji stalowych poświęcone są prace [134, 135]. Ramy złożone są z dwuteowych belek i kolumn niezabezpieczonych izolacją. W pracy stwierdzono, że gdy rama wystawiona jest na działanie ognia, możliwe są różne rodzaje efektów wpływu temperatury na węzeł połączenia. Kompozytowym belkom pokrytym częściowo izolacją termiczną poświęcona jest praca [219]. W pracy [133] przedstawiona jest analiza dużych przemieszczeń niesprężystego zachowania się ram budynków poddanych oddziaływaniu miejscowego pożaru. W symulacji numerycznej wykorzystano normowe i rzeczywiste przebiegi temperatury pożaru. Wyniki eksperymentów numerycznych zachowania się niezabezpieczonych stalowych ram podczas pożaru opisane są w pracy [242]. Program VULCAN wykorzystywano w pracy [90] do określania wpływu ścinania na zachowanie się węzłów kompozytowych ram stalowych podczas pożaru. Ten sam program wykorzystano w obliczeniach żelbetowych płyt opartych na kolumnach poddanych działaniu pożaru co opisano w pracy [89]. Praca [136] przedstawia model matematyczny pozwalający na symulację MES odpowiedzi układu (konstrukcji stalowej) na obciążenie termiczne. Wynikiem symulacji numerycznej są charakterystyki opisujące moment, obrót i temperaturę w węzłach dyskretyzowanej konstrukcji. Symulacja numeryczna MES wpływu obciążenia termicznego oraz skręcania na zachowanie się kolumn stalowych opisana jest w pracy [216]. W pracy [220] przeprowadzono weryfikację numeryczną testu ogniowego przeprowadzonego dla ośmiokondygnacyjnego budynku o konstrukcji stalowej w Wielkiej Brytanii. Symulację numeryczną przeprowadzono programem FIREFRAME. Symulacji numerycznej konstrukcji żelbetowych poświęcone są prace [35, 57, 77, 91, 123, 171]. W pracy [241] zaproponowano iteracyjne podejście rozwiązywania nieliniowego problemu zachowania się stalowych ram podczas pożaru. Uwzględniane są efekty drugiego rzędu w zakresie dużych ugięć belek, postępujące wraz ze wzrostem temperatury uplastycznienie materiału i niejednorodny rozkład temperatury wewnątrz układu. W pracy [234] uwzględniona jest interakcja pomiędzy obciążeniem termicznym i statycznym. Symulacje przeprowadzone były w zakresie sprężystym i plastycznym. Zastosowano podejście, w którym współczynnik obciążenia krytycznego jest liniową funkcją temperatury i jest określany dla danego sposobu zniszczenia konstrukcji. Analityczne podejście określania

odporności stalowych ram podczas pożaru zaprezentowano w pracy [207]. Metodę zwerifikowano za pomocą MES. W pracy [186] porównano wyniki pomiaru temperatury w elementach konstrukcji zabezpieczonych i niezabezpieczonych izolacją podczas rzeczywistego pożaru ośmiokondygnacyjnego budynku z wynikami otrzymanymi pakietem do analizy termicznej konstrukcji w dwóch wymiarach o nazwie THELMA. Program elementów skończonych HADAPT wykorzystano w pracy [122] do modelowania przepływu ciepła w elementach stalowych i betonowych w 2D. Praca [132] dotyczy analizy konstrukcji stalowych poddanych działaniu pożaru przy wykorzystaniu analizy bazującej na powstawaniu w konstrukcji przegubów plastycznych. W pracy [20] przedstawiono analizę zniszczenia konstrukcji ramowej budynku pod wpływem niekontrolowanego pożaru. Do symulacji problemu opracowano nieliniowy model elementów skończonych bazujący na programie ABAQUS. Laboratoryjnemu modelowaniu rzeczywistego pożaru budynku poświęcona jest praca [149]. Praca [95] przedstawia analizę zachowania się nieizolowanych elementów stalowych ram poddanych działaniu wysokiej temperatury w zakresie dużych przemieszczeń. Przedstawione sformułowanie elementów skończonych bazuje na powstawaniu w konstrukcji przegubów plastycznych i wykorzystuje model materiałowy sprężysto-plastyczny ze wzmocnieniem. W pracy [21] przeprowadzono analizę pozwalającą ustalić wymaganą odległość pomiędzy stalową ramą budynku a kurtynami przeciwpożarowymi tak, aby podczas pożaru powodującego wydłużenie ramy zniszczeniu nie uległa kurtyna. Symulacji numerycznej pożaru budynków World Trade Center poświęcona jest praca [215]. Mieszana, hybrydową metodę elementów skończonych w zastosowaniu do analizy stalowych konstrukcji ramowych podczas pożaru i towarzyszących mu eksplozji przedstawiono w pracy [43]. Praca [240] poświęcona jest zagadnieniu interakcji pomiędzy elementami poddanymi podwyższonej temperaturze a elementami sąsiadującymi. Porównanie wyników eksperymentów laboratoryjnych i symulacji numerycznych stalowych belek dwuteowych poddanych temperaturze krytycznej pokazano w pracy [147].

W publikacji [96] zaproponowano nową, bardziej dokładną procedurę analizy pożarowej mającej na celu przewidywanie efektów ogrzewania i chłodzenia pojedynczych elementów stalowych i konstrukcji wielokondygnacyjnych. Podano kilka numerycznych i eksperymentalnych przykładów w odniesieniu do zachowania struktury podczas chłodzenia i porównano z wynikami otrzymanymi przez innych autorów. Proponowana metoda obliczeniowa jest bardziej efektywna od dotychczas stosowanych metod w projektowaniu bezpiecznych pożarowo konstrukcji. Może służyć do analizy zachowania się budynku w czasie rzeczywistego pożaru.

W pracy [127] przedstawiono przegląd ostatnich osiągnięć w zakresie metod doświad-

czalnych i obliczeniowych określania odporności ogniowej struktur stalowych i układów stal-beton. Dane eksperymentalne dotyczyły zachowania się elementów w pożarach standardowych oraz badań doświadczalnych podłóg i złożonych struktur budynku w pełnej skali. Przedstawiono serię badań testowych odporności ogniowej przeprowadzonych w brytyjskim ośrodku BRE Cardington. Opisano metodę projektowania niezabezpieczonych belek stalowych o odporności ogniowej do 60 minut.

W artykule [128] przedstawiono nowe podejście do analizy ram stalowych poddanych działaniu ognia. Wzięto pod uwagę nieliniowość własności materiału i jego geometrii jak i nieliniowy wzrost temperatury w przekroju ramy. Rozważano siły powstające pod wpływem zmian temperatury. Analizę zmian struktury materiału w pożarze potraktowano jako analizę zmian sił pod wpływem zmian temperatury. W celu walidacji użytej metody wykonano testy w dużej skali jednokondygnacyjnych struktur ram stalowych, które przeprowadzono w piecu gazowym symulującym warunki pożarowe. Wykonano pomiary wzrostu temperatury i deformacji struktury modelowej ram stalowych stwierdzając zgodność eksperymentu z obliczeniami.

Rozdział 4

Badanie rozwoju pożaru za pomocą modelu numerycznego FDS

Numeryczne badania dynamiki pożaru datują się od początku ery komputerów. Podstawowe równania zachowania opisujące dynamikę płynów, wymianę ciepła i spalanie zostały ustanowione około stu pięćdziesięciu lat temu. Z powodu złożoności problemu matematyczne modele pożaru wykorzystujące techniki numeryczne w odróżnieniu od modeli spalania kontrolowanego powstały dopiero pod koniec lat 70-tych XX w. [48].

Trudności są związane z trzema obszarami:

- po pierwsze może istnieć ogromna liczba scenariuszy pożaru związana z samą jego istotą;
- po drugie model fizyczny i możliwości komputerów niezbędne do opisu większości scenariuszy pożaru są ograniczone. Opis dowolnego pożaru oparty na podstawowych prawach zachowania powinien obejmować aspekty aerodynamiki płynu, przepływu wielofazowego, mieszania, turbulentnego spalania, wymiany radiacyjnej i złożonej wymiany ciepła; każde z nich stanowi szeroki obszar badawczy;
- po trzecie „paliwo” w większości pożarów nie jest dokładnie zdefiniowane. Z tego względu modele matematyczne i dane niezbędne do charakterystyki rozkładu termicznego materiałów palnych nie mogą być ściśle określone. Z tego powodu modelowanie matematyczne fizycznych zjawisk i chemicznych reakcji spalania rzeczywistych materiałów jest dopiero w fazie początkowej.

Zdaniem wielu specjalistów [144] rozwój modelowania pożarów będzie polegał w pierwszym rzędzie na uproszczeniu problemu do rozwiązania. Zamiast metodologii modelowania wszystkich aspektów pożaru należy rozpatrywać wybrane scenariusze, któ-

re wydają się być najbardziej prawdopodobne. Oczekuje się, że metody rozwijane w celu opisu tych „uproszczonych” scenariuszy mogą być uogólnione tak, aby radzić sobie ze scenariuszami bardziej złożonymi. Metody, jakimi się posługujemy powinny być poprawiane w taki sposób, aby nadały za coraz dokładniejszym opisem fizyki zjawiska i wzrostem możliwości obliczeniowych komputerów.

Obecnie możliwe są dwa różne podejścia do deterministycznego modelowania pożarów. Pierwsze z nich to tak zwane modelowanie strefowe, drugie to tzw. modelowanie polowe. Każde z nich traktuje pożar jako trójwymiarowy proces zmienny w czasie.

Pierwsze dotyczy rozwiniętych **modeli strefowych** opisujących pożary pomieszczeń. Każde pomieszczenie jest dzielone na dwie przestrzenie homogeniczne, górną - warstwę gorącą i dolną - warstwę chłodną. Dla każdej warstwy (strefy) formułowane są zasady zachowania masy i energii, które wraz z dodatkowymi równaniami opisującymi zjawiska fizyczne stanowią układ równań różniczkowych i algebraicznych. Przykładami takich zjawisk są kolumny konwekcyjne, przepływy przez drzwi, okna lub inne otwory wentylacyjne, radiacyjna i konwekcyjna wymiana ciepła i piroliza paliwa stałego. Obszerny opis założeń fizycznych i równań matematycznych dotyczących modelowania strefowego został podany przez Quintiera na początku lat 80-tych XX w. [167]. Obecnie istnieją różne modele strefowe. Niektóre z nich są dostępne w postaci programów komputerowych [102].

Względna prostota modelu fizycznego obliczeniowego modeli strefowych doprowadziła do ich szerokiego zastosowania w analizie scenariuszy pożaru. Do momentu, gdy szczegółowy przestrzenny rozkład własności fizycznych nie jest wymagany, przybliżenie dwustrefowe jest w wielu przypadkach wystarczające.

Szybki rozwój możliwości obliczeniowych komputerów i komputerowej mechaniki płynów (CFD) doprowadził do rozwoju tzw. **modeli polowych opartych na CFD**, przeznaczonych do symulacji przebiegu pożaru. Są to najbardziej zaawansowane modele deterministyczne symulujące pożar zarówno w przestrzeni zamkniętej (pomieszczenia budynku) jak i otwartej.

Modele te są oparte na uśrednionych równaniach Naviera-Stokesa (równania Reynolda) zasad zachowania masy, energii, pędu, w szczególności na modelu turbulencji $k - \epsilon$ Patankara i Spaldinga [113]. Modele CFD pozwalają uwzględnić złożone kształty geometryczne pomieszczeń a także włączać bardzo różnorodne zjawiska fizyczne. Podstawowe ograniczenie zastosowań do symulacji pożarów wynika z procedur uśredniania podstawowych równań modelu.

Poniżej opisano podstawowe informacje dotyczące modeli CFD i przedyskutowano

submodele, które mają zasadnicze znaczenie do opisu środowiska pożaru. Dotyczy to w szczególności submodeli turbulencji, spalania i wymiany ciepła. Technika CFD jest używana w wielu dyscyplinach inżynierskich, jest oparta na rozwiązywaniu podstawowych, zależnych czasowo i przestrzennie zasad zachowania masy, pędu i energii. Rozważana objętość kontrolna jest dzielona na bardzo dużą ilość objętości elementarnych. Każda z nich opisana jest podstawowymi prawami zachowania. Większość programów CFD służy do zastosowań w wielu dyscyplinach inżynierskich i jest dostępna komercyjnie. Obszerny przegląd możliwości modelowania polowego pożarów zawarto w pracy [157].

Zastosowany w pracy symulator FDS jest programem bezpłatnym przeznaczonym do badań naukowych, zbudowanym specjalnie dla potrzeb modelowania pożarów. Aby opisać całościowo zjawisko pożaru do programu FDS włączono submodele opisujące modelowanie turbulencji, modelowanie promieniowania cieplnego i sadzy oraz modelowanie spalania. Obecnie modele opisujące pożar są używane głównie w inżynierii bezpieczeństwa pożarowego. Z powodu dużej złożoności ich zastosowanie jest ograniczone. Spowodowane jest to tym, że wymaga się gruntownej i szczegółowej wiedzy o wcześniej wymienionych procesach. Możliwa jest konstrukcja submodeli na danym poziomie złożoności (poziomie niezbędnym do rozwiązania konkretnego problemu), nawet przy stosunkowo prostych modelach fizycznych i chemicznych użytych w CFD. Mimo uproszczeń, takie modelowanie w pewnych przypadkach wydaje się być jedyną drogą prowadzącą do rozwiązania danego problemu (rozprzestrzenianie dymu w długich korytarzach budynku, w atriach, czy w ciągach pionowych budynku).

W skład kompletnego programu do analizy mechaniki płynów wchodzi następujące elementy:

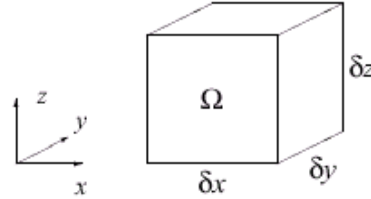
- preprocesor (definicja geometrii pomieszczeń, określenie materiału palnego, generacja siatki, ustalenie warunków brzegowych),
- solver (szukane parametry są wyznaczone w krokach czasowych),
- postprocesor (możliwość prezentacji pól temperatury, prędkości gazów i innych parametrów jako wykresy wektorowe, powierzchniowe, obrazujące ruch cząsteczek, również w formie animacji).

Modelowane mogą być najważniejsze zjawiska w środowisku pożaru, np. turbulencje, promieniowanie, przepływy dymu, proces spalania.

4.1. Podstawowy układ równań zachowania masy, pędu i energii

Niżej przedstawiono wyprowadzenia równań matematycznych stanowiących podstawę modelu pożaru FDS. W kolejności są to równanie zachowania masy, składników, pędu, energii oraz równanie stanu gazu doskonałego [142].

Równanie zachowania masy



RYSUNEK 4.1: Objętość kontrolna Ω .

Założono, że średnia gęstość wewnątrz objętości kontrolnej Ω wynosi $\rho_c(t)$. Masa zawarta wewnątrz objętości Ω jest dana wyrażeniem $\rho_c \delta x \delta y \delta z$. Strumień masy wypływający z prawej strony jest opisany jako $-u_e \rho_e \delta y \delta z$, strumień masy wpływający z lewej strony $u_w \rho_w \delta y \delta z$, strumień masy wypływający z tyłu jest równy $-v_n \rho_n \delta x \delta z$ itd.

$$\begin{aligned} \frac{d\rho_c}{dt} \delta x \delta y \delta z = & -u_e \rho_e \delta y \delta z + u_w \rho_w \delta y \delta z - v_n \rho_n \delta x \delta z + \\ & + v_s \rho_s \delta x \delta z - w_b \rho_b \delta x \delta y + w_t \rho_t \delta x \delta y \end{aligned} \quad (4.1)$$

Przekształcając powyższe równanie otrzymujemy

$$\frac{d\rho_c}{dt} \delta x \delta y \delta z = -\frac{u_e \rho_e - u_w \rho_w}{\delta x} \delta x \delta y \delta z - \frac{v_n \rho_n - v_s \rho_s}{\delta y} \delta x \delta y \delta z - \frac{w_t \rho_t - w_b \rho_b}{\delta z} \delta x \delta y \delta z \quad (4.2)$$

Całkową postać równania zachowania masy możemy zapisać jako

$$\frac{d}{dt} \int_{\Omega} \rho dV = - \int_{\partial\Omega} \rho \mathbf{u} \cdot d\mathbf{S} \quad (4.3)$$

gdzie $dV = dx dy dz$ i $d\mathbf{S} = \mathbf{n} dA$, $d\mathbf{S}$ - wektor o wartości modułu równej polu dA normalny do powierzchni $\partial\Omega$, $\mathbf{u} = (u, v, w)$ jest wektorem prędkości. Używając pojęcia dywergencji

$$\int_{\Omega} \nabla \cdot \mathbf{F} dV = \int_{\partial\Omega} \mathbf{F} \cdot d\mathbf{S} \quad (4.4)$$

gdzie \mathbf{F} - siła masowa,

$$\nabla \cdot \rho \mathbf{u} \equiv \text{div}(\rho \mathbf{u}) = \frac{\partial(\rho u)}{\partial x} + \frac{\partial(\rho v)}{\partial y} + \frac{\partial(\rho w)}{\partial z} \quad (4.5)$$

postać całkowa może być zapisana jako

$$\int_{\Omega} \frac{d\rho}{dt} dV = - \int_{\Omega} \nabla \cdot \rho \mathbf{u} dV \quad (4.6)$$

Przyjmując nieskończenie małą objętość kontrolną równanie zachowania masy przyjmuje następującą postać

$$\frac{d\rho}{dt} + \nabla \cdot \rho \mathbf{u} = \dot{m}_b''' \quad (4.7)$$

gdzie $\dot{m}_b''' = \sum \dot{m}_{\alpha,b}'''$ jest szybkością wydzielania masy wszystkich produktów spalania.

Równanie zachowania masy dla składników

Jeżeli płyn składa się z mieszaniny substancji, niezbędne jest rozwiązanie równań transportu dla każdego ze składników. Równania te mają następującą postać

$$\frac{\partial \rho Y_i}{\partial t} + \nabla \cdot \rho Y_i \mathbf{u} = \nabla \cdot \rho D_i \nabla Y_i + \dot{W}_i''' \quad (4.8)$$

gdzie Y_i jest ułamkowym udziałem masowym i -tego składnika, D_i oznacza współczynnik dyfuzji i -tego składnika mieszaniny, pierwszy składnik prawej strony równania oznacza strumień masy netto składnika i spowodowany dyfuzją i określony jest z prawa Fick'a

$$\rho_i \mathbf{u}_i = -\rho D_i \nabla Y_i \quad (4.9)$$

natomiast \dot{W}_i''' jest szybkością powstawania i -tego składnika w wyniku reakcji chemicznej, wyrażoną jako strumień masowy generowany w jednostce objętości. Zakłada się, że są spełnione następujące równania dla $N + 1$ składników mieszaniny

$$\sum_{i=0}^N Y_i = 1 \quad ; \quad \sum_{i=0}^N \rho D_i \nabla Y_i = 0 \quad ; \quad \sum_{i=0}^N \dot{W}_i''' = 0 \quad (4.10)$$

Układ równań dla wszystkich składników tworzy równanie zachowania masy.

Równanie zachowania pędu

Wychodząc z II prawa ruchu Newtona rozważamy jedna z trzech składowych pędu w kierunku x , a mianowicie składową $\rho \cdot u$

$$\frac{d}{dt} \int_{\Omega} \rho u dV + \int_{\partial\Omega} \rho u \mathbf{u} \cdot d\mathbf{S} = \int_{\partial\Omega} -p \mathbf{i} \cdot d\mathbf{S} + \int_{\partial\Omega} (\boldsymbol{\tau} \cdot \mathbf{i}) \cdot d\mathbf{S} \quad (4.11)$$

gdzie \mathbf{i} jest wektorem jednostkowym w kierunku x , a tensor naprężenia lepkościowego płynu Newtonowskiego jest dany jako

$$\boldsymbol{\tau} \equiv \tau_{ij} = \mu \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} - \frac{2}{3} \delta_{ij} \frac{\partial w}{\partial z} \right) \quad ; \quad \delta_{ij} = \begin{cases} 1 & i = j \\ 0 & i \neq j \end{cases} \quad (4.12)$$

lub

$$\boldsymbol{\tau} = \mu \begin{pmatrix} 2\frac{\partial u}{\partial x} & \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} & \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} \\ \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} & 2\frac{\partial v}{\partial y} & \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} \\ \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} & \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} & 2\frac{\partial w}{\partial z} \end{pmatrix} - \frac{2}{3}\mu \begin{pmatrix} \nabla \cdot \mathbf{u} & 0 & 0 \\ 0 & \nabla \cdot \mathbf{u} & 0 \\ 0 & 0 & \nabla \cdot \mathbf{u} \end{pmatrix} \quad (4.13)$$

gdzie μ jest lepkością dynamiczną.

Podobnie jak w równaniu zachowania masy objętość kontrolna zdejża do zera i w konsekwencji otrzymujemy równanie zachowania pędu w kierunku x jako

$$\frac{\partial \rho u}{\partial t} + \nabla \cdot \rho u \mathbf{u} = -\nabla \cdot p \mathbf{i} + \nabla \cdot (\boldsymbol{\tau} \cdot \mathbf{i}) \quad (4.14)$$

lub w postaci rozwiniętej

$$\begin{aligned} & \frac{\partial \rho u}{\partial t} + \frac{\partial \rho u^2}{\partial x} + \frac{\partial \rho u v}{\partial y} + \frac{\partial \rho u w}{\partial z} = \\ & = -\frac{\partial p}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x} \left[\frac{2}{3}\mu \left(2\frac{\partial u}{\partial x} - \frac{\partial v}{\partial y} - \frac{\partial w}{\partial z} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[\mu \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[\mu \left(\frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} \right) \right] \end{aligned} \quad (4.15)$$

Postać wektorową równania zachowania pędu dla wszystkich trzech kierunków prędkości \mathbf{u} można zapisać jako

$$\frac{\partial (\rho \mathbf{u})}{\partial t} + \nabla \cdot \rho \mathbf{u} \mathbf{u} = -\nabla p + \rho \mathbf{g} + \nabla \cdot \boldsymbol{\tau} \quad (4.16)$$

gdzie $\mathbf{g} = (0; 0; -9, 81)$ jest wektorem przyspieszenia ziemskiego.

Zasada zachowania energii

Pierwszą zasadę termodynamiki określającą wzrost energii wewnętrznej objętości kontrolnej Ω równy dodanej energii cieplnej pomniejszonej o wykonywaną pracę rozszerzania objętości Ω można zapisać jako

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt} \int_{\Omega} \rho E dV + \int_{\partial\Omega} \rho E \mathbf{u} \cdot d\mathbf{S} &= \int_{\Omega} \dot{q}''' dV + \sum_{i=0}^N \int_{\partial\Omega} h_i \rho D_i \nabla Y_i \cdot d\mathbf{S} \\ + \int_{\partial\Omega} k \nabla T \cdot d\mathbf{S} + \int_{\partial\Omega} -p \mathbf{u} \cdot d\mathbf{S} + \int_{\partial\Omega} (\boldsymbol{\tau} \cdot \mathbf{u}) \cdot d\mathbf{S} + \int_{\Omega} \rho \mathbf{g} \cdot \mathbf{u} dV - \int_{\partial\Omega} \mathbf{q}_r \cdot d\mathbf{S} \end{aligned} \quad (4.17)$$

gdzie $E = e + |\mathbf{u}|^2/2$ oznacza sumę energii wewnętrznej i kinetycznej na jednostkę masy, a \dot{q}''' oznacza strumień energii cieplnej generowany w jednostce objętości. Powyższe równanie można zapisać w postaci różniczkowej

$$\begin{aligned} \rho \frac{DE}{Dt} \equiv \rho \frac{De}{Dt} + \rho \frac{D(|\mathbf{u}|^2/2)}{Dt} &= \dot{q}''' + \sum_{i=0}^N \nabla \cdot h_i \rho D_i \nabla Y_i \\ + \nabla \cdot k \nabla T - \nabla \cdot p \mathbf{u} + \nabla \cdot (\boldsymbol{\tau} \cdot \mathbf{u}) + \rho \mathbf{g} \cdot \mathbf{u} - \nabla \cdot \mathbf{q}_r \end{aligned} \quad (4.18)$$

gdzie pochodna substancjalna D zdefiniowana jest jako

$$\frac{DE}{Dt} = \frac{\partial E}{\partial t} + \mathbf{u} \cdot \nabla E \quad (4.19)$$

Biorąc pod uwagę równanie zachowania pędu w postaci

$$\rho \frac{D(|\mathbf{u}|^2/2)}{Dt} \equiv \rho \frac{D\mathbf{u}}{Dt} \cdot \mathbf{u} = -\nabla p \cdot \mathbf{u} + \rho \mathbf{g} \cdot \mathbf{u} + (\nabla \cdot \boldsymbol{\tau}) \cdot \mathbf{u} \quad (4.20)$$

równanie zachowania energii może być zapisane jako

$$\rho \frac{De}{Dt} + p (\nabla \cdot \mathbf{u}) = \dot{q}''' + \sum_{i=0}^N \nabla \cdot h_i \rho D_i \nabla Y_i + \nabla \cdot k \nabla T + \Phi - \nabla \cdot \mathbf{q}_r \quad (4.21)$$

gdzie

$$\begin{aligned} \Phi \equiv \nabla \cdot (\boldsymbol{\tau} \cdot \mathbf{u}) - (\nabla \cdot \boldsymbol{\tau}) \cdot \mathbf{u} &= \mu \left[2 \left(\frac{\partial u}{\partial x} \right)^2 + 2 \left(\frac{\partial v}{\partial y} \right)^2 + 2 \left(\frac{\partial w}{\partial z} \right)^2 + \right. \\ + \left. \left(\frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} \right)^2 + \left(\frac{\partial w}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial z} \right)^2 + \left(\frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 - \frac{2}{3} \left(\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial z} \right)^2 \right] \end{aligned} \quad (4.22)$$

Używając definicji entalpii $h = e + p/\rho$ dostajemy

$$\rho \frac{Dh}{Dt} - \frac{Dp}{Dt} = \dot{q}''' + \sum_{i=0}^N \nabla \cdot h_i \rho D_i \nabla Y_i + \nabla \cdot k \nabla T + \Phi - \nabla \cdot \mathbf{q}_r \quad (4.23)$$

Równanie stanu gazu doskonałego

Stan płynu opisany jest równaniem stanu gazu doskonałego

$$p = \Re \rho T \sum_{i=0}^N Y_i / M_i \quad (4.24)$$

gdzie \Re oznacza indywidualną stałą gazową (stosunek uniwersalnej stałej gazowej do masy molowej gazu).

Zakłada się, że ciepło właściwe każdego składnika jest niezależne od temperatury i określone zgodnie z teorią kinetyczną

$$c_{p,i} = \frac{2 + \nu_i}{2} \frac{\Re}{M_i} = \frac{\gamma_i}{\gamma_i - 1} \frac{\Re}{M_i} \quad (4.25)$$

gdzie ν_i jest liczbą wewnętrznych stopni swobody cząsteczek i -tego składnika. Dla molekuł dwuatomowych $\nu = 5$ i $\gamma = c_p/c_v = 7/5$. Przy założeniu, że wszystkie cząsteczki w mieszaninie są dwuatomowe i biorąc pod uwagę to, że entalpia mieszaniny jest opisana zależnością

$$h = \sum_{i=0}^N h_i Y_i = T \sum_{i=0}^N c_{p,i} Y_i \quad (4.26)$$

równanie stanu gazu doskonałego może być zapisane w uproszczonej formie jako

$$p = \frac{\gamma - 1}{\gamma} \rho h \quad (4.27)$$

Podstawowy układ równań zachowania dla pojedynczego składnika

Zasada zachowania masy

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot \rho \mathbf{u} = \dot{m}_b''' \quad (4.28)$$

Zasada zachowania pędu (równanie wektorowe – układ trzech równań skalarnych)

$$\frac{\partial (\rho \mathbf{u})}{\partial t} + \nabla \cdot \rho \mathbf{u} \mathbf{u} = -\nabla p + \rho \mathbf{g} + \nabla \cdot \boldsymbol{\tau} \quad (4.29)$$

Zasada zachowania energii

$$\frac{\partial(\rho h)}{\partial t} + \nabla \cdot \rho h \mathbf{u} = \frac{Dp}{Dt} + \dot{q}''' + \nabla \cdot k \nabla T \quad (4.30)$$

Równanie stanu gazu doskonałego

$$p = \Re \rho T \quad (4.31)$$

Mamy więc sześć równań i sześć niewiadomych. Parametrami obliczanymi są gęstość ρ , składowe prędkości u , v , w , temperatura T i ciśnienie p . Wielkość wejściową do modelu to szybkość wydzielania ciepła źródła pożaru \dot{q}''' , współczynnik turbulentnych naprężeń wielkościowych τ i przewodnictwo cieplne $\nabla \cdot k \nabla T$.

Układ równań dla małych wartości liczb Macha [168]

Ciśnienie $p(x, y, z, t)$ można zapisać jako sumę ciśnienia atmosferycznego p_0 , ciśnienia hydrostatycznego p_∞ i fluktuacji ciśnienia \tilde{p} .

$$p(x, y, z, t) = p_0 - \rho_\infty g(z - z_0) + \tilde{p}(x, y, z, t) \quad (4.32)$$

Wysokość słupa gazów oznaczana jest jako z , z_0 to poziom płaszczyzny, na którą wywierane jest ciśnienie p_0 , a ρ_∞ to gęstość otoczenia.

Zasada zachowania masy

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot \rho \mathbf{u} = \dot{m}_b''' \quad (4.33)$$

Zasada zachowania pędu (równanie Naviera-Stokesa)

$$\frac{\partial(\rho \mathbf{u})}{\partial t} + \nabla \cdot \rho \mathbf{u} \mathbf{u} = -\nabla \tilde{p} + (\rho - \rho_\infty) \mathbf{g} + \nabla \cdot \tau \quad (4.34)$$

Równanie ciśnienia (dywergencja równania pędu)

$$\nabla \cdot \frac{\nabla \tilde{p}}{\rho} = -\frac{\partial(\nabla \cdot \mathbf{u})}{\partial t} - \nabla \cdot \rho \nabla \mathbf{u} \mathbf{u} + \mathbf{g} \nabla \rho + \nabla \cdot \nabla \tau \quad (4.35)$$

Dywergencja przepływu może być zapisana przy użyciu wielkości termodynamicznych

$$\nabla \cdot \mathbf{u} = \frac{\gamma - 1}{\gamma p_0} (\dot{q}''' + \nabla \cdot k \nabla T) \quad (4.36)$$

Równanie stanu gazu doskonałego

$$p_0 = \Re \rho T \quad (4.37)$$

Wymiana ciepła przez przewodzenie

Przy założeniu ściany termicznie cienkiej szybkość jej ogrzewania można opisać następującą zależnością

$$\delta \rho_s c_s \frac{dT_s}{dt} = \dot{q}_c'' + \dot{q}_r'' - \dot{q}_e'' \quad (4.38)$$

gdzie $\delta \rho_s c_s \frac{dT_s}{dt}$ oznacza iloczyn odpowiednio grubości, gęstości, ciepła właściwego i zmiany temperatury ściany. Po prawej stronie równania występują kolejno gęstości strumieni konwekcji \dot{q}_c'' i promieniowania pochłanianych przez ścianę \dot{q}_r'' oraz gęstość strumienia traconego radiacyjnie \dot{q}_e'' .

W przypadku ścian grubych termicznie jednowymiarowe równanie przewodzenia ciepła dla kierunku normalnego do powierzchni można zapisać jako

$$\rho_s c_s \frac{\partial T_s}{\partial t} = k_s \frac{\partial^2 T_s}{\partial n^2} \quad (4.39)$$

$$-k_s \frac{\partial T_s}{\partial n} \Big|_{\text{powierzchnia}} = \dot{q}_c'' + \dot{q}_r'' - \dot{q}_e'' \quad (4.40)$$

gdzie k_s oznacza współczynnik przewodnictwa cieplnego materiału ścian.

Zakłada się podział ściany na N komórek. Temperatura i -tej komórki wynosi $T_{s,i}$. Zmianę temperatury i -tej komórki ściany w czasie można zapisać schematem różnicowym

$$\frac{T_{s,i}^{n+1} - T_{s,i}^n}{\delta t_s} = \frac{\alpha}{2} \left(\frac{T_{s,i+1}^n - 2T_{s,i}^n + T_{s,i-1}^n}{\delta x_s^2} + \frac{T_{s,i+1}^{n+1} - 2T_{s,i}^{n+1} + T_{s,i-1}^{n+1}}{\delta x_s^2} \right) \quad (4.41)$$

gdzie $\alpha = k_s / (\rho_s c_s)$ oraz $1 \leq i \leq N$. Warunek brzegowy można zapisać jako

$$-k_s \frac{T_{s,1} - T_{s,0}}{\delta x_s} = \dot{q}_c'' + \dot{q}_r'' - \dot{q}_e'' \quad (4.42)$$

Temperatura ściany T_w określona jest zależnością $T_w = (T_{s,0} + T_{s,1})/2$.

Konwekcyjna wymiana ciepła

Gęstość konwekcyjnego strumienia ciepła \dot{q}_c'' jest określona różniczką temperatury gazu w komórkach przyległych do brzegu ściany

$$\dot{q}_c'' = -k \frac{\partial T}{\partial n} \approx -k \frac{T_{in} - T_{gas}}{\delta n} \quad (4.43)$$

gdzie n jest wektorem normalnym do powierzchni ściany, δn odległością między środkami komórek, T_{in} temperaturą ściany przy powierzchni, a T_{gas} temperaturą gazu przy powierzchni. Wielkość \dot{q}_c'' może być otrzymana również na drodze korelacji doświadczalnej z zależności

$$\dot{q}_c'' = -C |\Delta T|^{1/3} \Delta T \quad W/m^2 \quad (4.44)$$

gdzie $\Delta T = T_{wall} - T_{gas}$ oznacza różnicę między temperaturą powierzchni ściany i gazu, C jest stałą doświadczalną o wartości 1, 5 dla powierzchni poziomej i 1, 3 dla powierzchni pionowej [142].

Wymiana ciepła przez promieniowanie

Równanie opisujące wymianę energii przez promieniowanie dla nierozpraszającego szarego gazu może być zapisane jako

$$\mathbf{s} \cdot \nabla I(\mathbf{x}, \mathbf{s}) = \kappa(\mathbf{x}) [I_b(\mathbf{x}) - I(\mathbf{x}, \mathbf{s})] \quad (4.45)$$

gdzie \mathbf{x} oznacza wektor o współrzędnych x, y, z ,

$I(\mathbf{x}, \mathbf{s})$ oznacza intensywność promieniowania,

$I_b(\mathbf{x})$ - intensywność promieniowania źródła,

\mathbf{s} - jednostkowy wektor normalny,

$\kappa(\mathbf{x})$ - współczynnik absorpcji.

Wektor strumienia promieniowania cieplnego \mathbf{q}_r jest określony w równaniu

$$\mathbf{q}_r(\mathbf{x}) = \int \mathbf{s} I(\mathbf{x}, \mathbf{s}) d\mathbf{s} \quad (4.46)$$

Człon energii traczonej przez promieniowanie w równaniu zachowania energii jest opisany zależnością

$$-\nabla \cdot \mathbf{q}_r(\mathbf{x}) = \kappa(\mathbf{x}) [U(\mathbf{x}) - 4\sigma T(\mathbf{x})^4] \quad ; \quad U(\mathbf{x}) = \int I(\mathbf{x}, \mathbf{s}) ds \quad (4.47)$$

Strumień energii promieniowania netto gromadzonej w komórce sieci jest równy różnicy między strumieniem energii absorbowanej i emitowanej.

Procedura obliczeniowa

1. Wartości wielkości termodynamicznych ρ , Y_i i p_0 są obliczane w kolejnym kroku czasowym przy użyciu procedury Eulera. Np. gęstość jest określana z zależności

$$\rho^{(n+1)_e} = \rho^n - \delta t \nabla \cdot \rho^n \mathbf{u}^n \quad (4.48)$$

Dywergencję $(\nabla \cdot \mathbf{u})^{(n+1)_e}$ oblicza się z otrzymanych wcześniej wartości podanych wyżej wielkości termodynamicznych.

2. Równanie Poissona dla ciśnienia jest rozwiązywane za pomocą procedury

$$\nabla^2 \aleph^n = -\frac{(\nabla \cdot \mathbf{u})^{(n+1)_e} - (\nabla \cdot \mathbf{u})^n}{\delta t} - \nabla \cdot \mathbf{F}^n \quad (4.49)$$

Prędkość dla kolejnego kroku czasowego jest szacowana z zależności

$$\mathbf{u}^{(n+1)_e} = \mathbf{u}^n - \delta t (\mathbf{F}^n + \nabla \aleph^n) \quad (4.50)$$

3. Wartości wielkości termodynamicznych ρ , Y_i i p_0 są korygowane w następnym kroku czasowym. Np. gęstość przyjmuje nową wartość

$$\rho^{n+1} = \frac{1}{2} (\rho^n + \rho^{(n+1)_e} - \delta t \nabla \cdot \rho^{(n+1)_e} \mathbf{u}^{(n+1)_e}) \quad (4.51)$$

Dywergencja $(\nabla \cdot \mathbf{u})^{(n+1)}$ jest otrzymywana ze skorygowanych wartości wielkości termodynamicznych.

4. Ciśnienie jest obliczane ponownie przy użyciu wyliczonych wcześniej wielkości

$$\nabla^2 \aleph^{(n+1)_e} = -\frac{2(\nabla \cdot \mathbf{u})^{n+1} - (\nabla \cdot \mathbf{u})^{(n+1)_e} - (\nabla \cdot \mathbf{u})^n}{\delta t} - \nabla \cdot \mathbf{F}^{(n+1)_e} \quad (4.52)$$

Prędkość jest korygowana zgodnie z zależnością

$$\mathbf{u}^{n+1} = \frac{1}{2} [\mathbf{u}^n + \mathbf{u}^{(n+1)_e} - \delta t (\mathbf{F}^{(n+1)_e} + \nabla \aleph^{(n+1)_e})] \quad (4.53)$$

**Procedura uśredniania w czasie równań zachowania masy, pędu i energii
zwana uśrednianiem Reynoldsa [41]**

W wyniku uśredniania po czasie otrzymujemy uśrednione równania zachowania masy, pędu i energii.

Przykład procedury uśredniania dla jednowymiarowego równania ciągłości

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho u_j) = 0 \quad (4.54)$$

Powyższe równanie opisuje prawo zachowania i w związku z tym jest ważne dla wszystkich rodzajów pól przepływów zarówno laminarnych jak i turbulentnych (ρ i u oznaczają chwilowe wartości gęstości i prędkości).

Przepływ turbulentny jest modelowany przy założeniu, że chwilowe wartości mogą być zapisane jako suma członu uśrednionego i fluktuacyjnego. W związku z powyższym prędkość i gęstość mogą być zapisane w postaci

$$u_i = \bar{u}_i + u'_i \quad \rho = \bar{\rho} + \rho' \quad (4.55)$$

Uśrednienie równania po czasie daje następującą postać równania ciągłości

$$\overline{\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho u_j)} = 0 \quad (4.56)$$

Wstawiając prędkość i gęstość w postaci sum do równania ciągłości otrzymujemy

$$\overline{\frac{\partial}{\partial t} (\bar{\rho} + \rho') + \frac{\partial}{\partial x_j} ((\bar{\rho} + \rho') (\bar{u}_j + u'_j))} = 0 \quad (4.57)$$

Uśrednianie Reynoldsa polega na wykorzystaniu wielkości f i g o wartościach złożonych ze składowej średniej i fluktuacyjnej wraz ze stałą c , które podlegają następującym regułom

$$\overline{\bar{f}g} = \bar{f}\bar{g} \quad \overline{\bar{f} + g} = \bar{f} + \bar{g} \quad \overline{cf} = c\bar{f} \quad \overline{fg} = \bar{f}\bar{g} + \overline{f'g'} \quad \overline{\frac{\partial f}{\partial x}} = \frac{\partial \bar{f}}{\partial x}$$

oraz z definicji

$$\overline{f'} = 0 \quad \overline{\bar{f}g'} = 0 \quad \text{lub} \quad \overline{f'f'} \neq 0$$

Wykorzystując powyższe reguły otrzymujemy

$$\frac{\partial \bar{\rho}}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\bar{\rho} \bar{u}_j + \overline{\rho' u'_j}) = 0 \quad (4.58)$$

lub

$$\frac{\partial \bar{\rho}}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\bar{\rho} \bar{u}_j) + \frac{\partial}{\partial x_j} (\overline{\rho' u'_j}) = 0 \quad (4.59)$$

Otrzymane równanie nie różni się zbytnio od postaci początkowej. Jedyną różnicą jest obecność dodatkowego członu opisującego transport masy spowodowany fluktuacjami gęstości i prędkości. Człon ten jest często pomijany, co oznacza brak lub obecność bardzo małych fluktuacji gęstości w polu przepływu. W związku z powyższym uśrednione równanie ciągłości Reynoldsa jest najczęściej zapisywane jako

$$\frac{\partial \bar{\rho}}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\bar{\rho} \bar{u}_j) = 0 \quad (4.60)$$

Podsumowując uśrednione **równanie ciągłości** Reynoldsa jest podawane w postaciach

$$\frac{\partial \bar{\rho}}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\bar{\rho} \bar{u}_j + \overline{\rho' u'_j}) = 0 \quad (4.61)$$

lub pomijając fluktuacje gęstości

$$\frac{\partial \bar{\rho}}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\bar{\rho} \bar{u}_j) = 0 \quad (4.62)$$

W podobny sposób otrzymuje się uśrednione **równanie momentu pędu**

$$\begin{aligned} & \frac{\partial (\bar{\rho} \bar{u}_i + \overline{\rho' u'_i})}{dt} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\bar{\rho} \bar{u}_i \bar{u}_j + \bar{u}_i \overline{\rho' u'_j}) = \\ & = -\frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\bar{\tau}_{ij} - \overline{\rho u'_i u'_j} - \bar{u}_j \overline{\rho' u'_i} - \overline{\rho' u'_i u'_j}) + \bar{B} \end{aligned} \quad (4.63)$$

gdzie \bar{B} jest siłą zewnętrzną,

$$\bar{\tau}_{ij} = \left(\mu' - \frac{2}{3} \mu \right) \frac{\partial \bar{u}_k}{\partial x_k} \delta_{ij} + \mu \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) \quad (4.64)$$

Jeżeli fluktuacje gęstości są pomijane równania 4.63 i 4.64 można zapisać jako

$$\frac{\partial \bar{\rho} \bar{u}_i}{dt} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\bar{\rho} \bar{u}_i \bar{u}_j) = -\frac{\partial \bar{p}}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\bar{\tau}_{ij} - \overline{\rho u'_i u'_j}) + \bar{B}_i \quad (4.65)$$

Naprężenia Reynoldsa są pewnym rodzajem tensora naprężenia turbulentnego. Dodatkowy człon (drugi składnik prawej strony równania 4.65) otrzymano jako wynik uśredniania. Człon ten reprezentuje udział turbulencji w równaniu zachowania pędu i jest określany jako naprężenia turbulentne lub naprężenia Reynoldsa.

Równanie zachowania energii przy założeniu całkowitej entalpii h jako zmiennej zależnej pomijając fluktuacje gęstości może być zapisane jako

$$\frac{\partial}{\partial t} (\bar{\rho} \bar{h}) + \frac{\partial}{\partial x_j} (\bar{\rho} \bar{u}_j \bar{h}) = \frac{\partial \bar{p}}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left(\frac{\lambda}{c_p} \frac{\partial \bar{h}}{\partial x_j} - \bar{\rho} u'_j h' \right) - \frac{\partial \bar{q}_j^R}{\partial x_j} \quad (4.66)$$

gdzie j jest numerem komórki,

\bar{q}_j^R - strumień promieniowania cieplnego traconego do otoczenia.

Oprócz uśredniania Reynoldsa po czasie procedura **filtrowania** używana w metodzie LES polega na uśrednianiu równań Naviera-Stokesa po współrzędnej przestrzennej.

4.2. Problematyka stabilności rozwiązań wykorzystujących siatki

Metoda LES (ang. Large Eddy Simulation) polega na pełnej symulacji dużych wirów o wymiarach większych niż skala siatki pokrywającej badany przepływ i pozwala na całościową analizę przepływów turbulentnych przy zachowaniu ich charakteru.

Praca Bogusławskiego, Drobniaaka i Tyliczszaka z Instytutu Maszyn Ciepłych Politechniki Częstochowskiej [34] przedstawia aktualne kierunki rozwoju matematycznego modelowania przepływów turbulentnych. Problematyka ta stanowi ciągle aktualny i daleki od rozwiązania, mimo półtora wieku badań, problem naukowy. Powodem tego jest przede wszystkim wieloskalowy charakter zjawiska. Skale wirów turbulentnych pokrywają w sposób ciągły zakres rozciągający się od 10^{-6} [m] do metrów (zastosowania techniczne, w tym pożarowe) lub kilometrów (turbulencje w atmosferze). Wynikiem tego jest nieskończona liczba interakcji pomiędzy poszczególnymi skalami, których efektem są procesy turbulentnego transportu masy, pędu, energii. Stanowi to przedmiot modelowania turbulencji.

Powszechnie stosowane obecnie metody modelowania turbulencji, zapoczątkowane na początku ubiegłego stulecia przez Prandtla, doprowadziły do stworzenia klasy modeli RANS (Reynolds Averaged Navier Stokes), które dziś stanowią podstawą narzędzi

komputerowej dynamiki płynów CFD (Computational Fluid Dynamics) i są stosowane powszechnie do modelowania różnych złożonych przepływów, mimo ograniczeń jakie te metody posiadają. Mimo dość już długiego okresu badań nie udało się stworzyć uniwersalnego modelu turbulencji a ograniczenia opracowanych dotychczas modeli nie są znane. Dla wiarygodności rozwiązań uzyskiwanych z pomocą kodów CFD jest to zagadnienie o fundamentalnym znaczeniu.

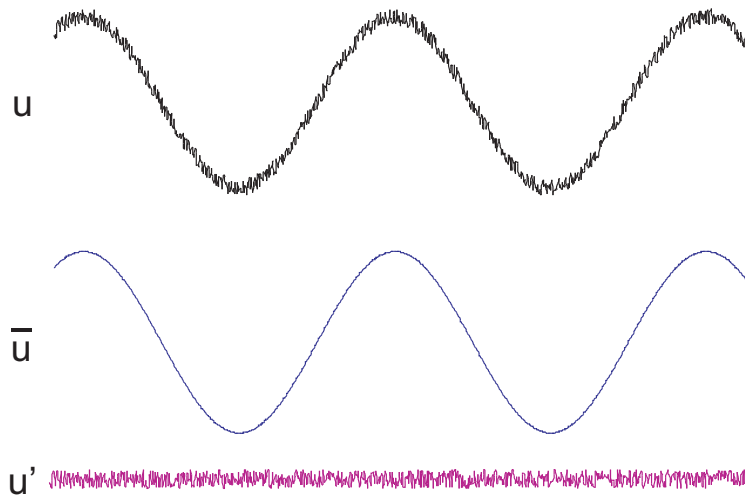
Okazuje się, że równania Naviera-Stokesa poprawnie opisują strukturę ruchu turbulentnego pod warunkiem, że w rozwiązaniu numerycznym uzyskiwanym w dziedzinie czasu uwzględnione zostaną wszystkie skale istotne dla dynamiki tego rodzaju przepływu. Na tej podstawie powstała nowa klasa rozwiązań, znana jako DNS (Direct Numerical Simulation). Turbulencje opisywane są w sposób deterministyczny, mimo iż nieliniowe oddziaływania między różnymi skalami ruchu turbulentnego prowadzą do bardzo skomplikowanego i nieprzewidywalnego zachowania rozwiązań. Bezpośrednie modelowanie turbulencji (metoda DNS) wymaga olbrzymich nakładów obliczeniowych, które przekraczających znacznie obecne możliwości największych nawet komputerów.

Jest to powodem rozwijania w ostatnim czasie metod symulacji dużych wirów LES (Large Eddy Simulation), które są kompromisem między wymogami rozwiązania narzucanymi przez wieloskalowy charakter przepływu turbulentnego i dostępnymi obecnie możliwościami obliczeniowymi. DNS jest niewątpliwie przyszłościowym narzędziem opisu przepływów turbulentnych, rozwijanym szczególnie intensywnie w ostatnich latach. Metoda LES, której ideą jest separacja ciągłego widma energii turbulentnych fluktuacji na część rozwiązywaną (numerycznie) i modelowaną (analitycznie), opracowana w r. 1963 jako narzędzie do modelowania przepływów atmosferycznych, początku lat 70. została zastosowana do analizy struktury turbulencji w przepływie w kanale by następnie znaleźć również zastosowania w modelowaniu pożarów.

Na rys. 4.2 przedstawiono graficzną interpretację techniki filtrowania zastosowanej w metodzie LES.

Równanie Burgera jest analogiczne do jednowymiarowych równań Naviera-Stokesa. Posiada wszystkie główne cechy matematyczne równań N-S. Autor przetestował problemy zbieżności rozwiązując równanie Burgera.

W poniższym przykładzie rozważa się ruch strumienia cząstek gazu w kierunku x poruszającego się z prędkością początkową $u(x, 0) = f(x)$ i zadanymi warunkami brzegowymi $u(0, t) = 1$; $u(1, t) = 0$. Ruch ten opisuje równanie Burgera, które przyjmuje następującą postać



RYSUNEK 4.2: Efekt filtrowania w metodzie LES [92].

$$\frac{\partial u}{\partial t} + u \frac{\partial u}{\partial x} = \nu \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \quad (4.67)$$

gdzie x oznacza pozycję [m], ν jest lepkością kinematyczną [m^2/s].

W zadaniu obliczana jest prędkość $u(x, t)$ dla zakresu $0 \leq x \leq 1$.

Numeryczny sposób rozwiązania problemu (dyskretyzacja w każdym węźle i) jest pokazany poniżej

$$u_i^{n+1} = u_i^n - \delta t \left[u_i^n \frac{u_{i+1}^n - u_{i-1}^n}{2\delta x} - \nu \frac{u_{i+1}^n - 2u_i^n + u_{i-1}^n}{\delta x^2} \right] \quad (4.68)$$

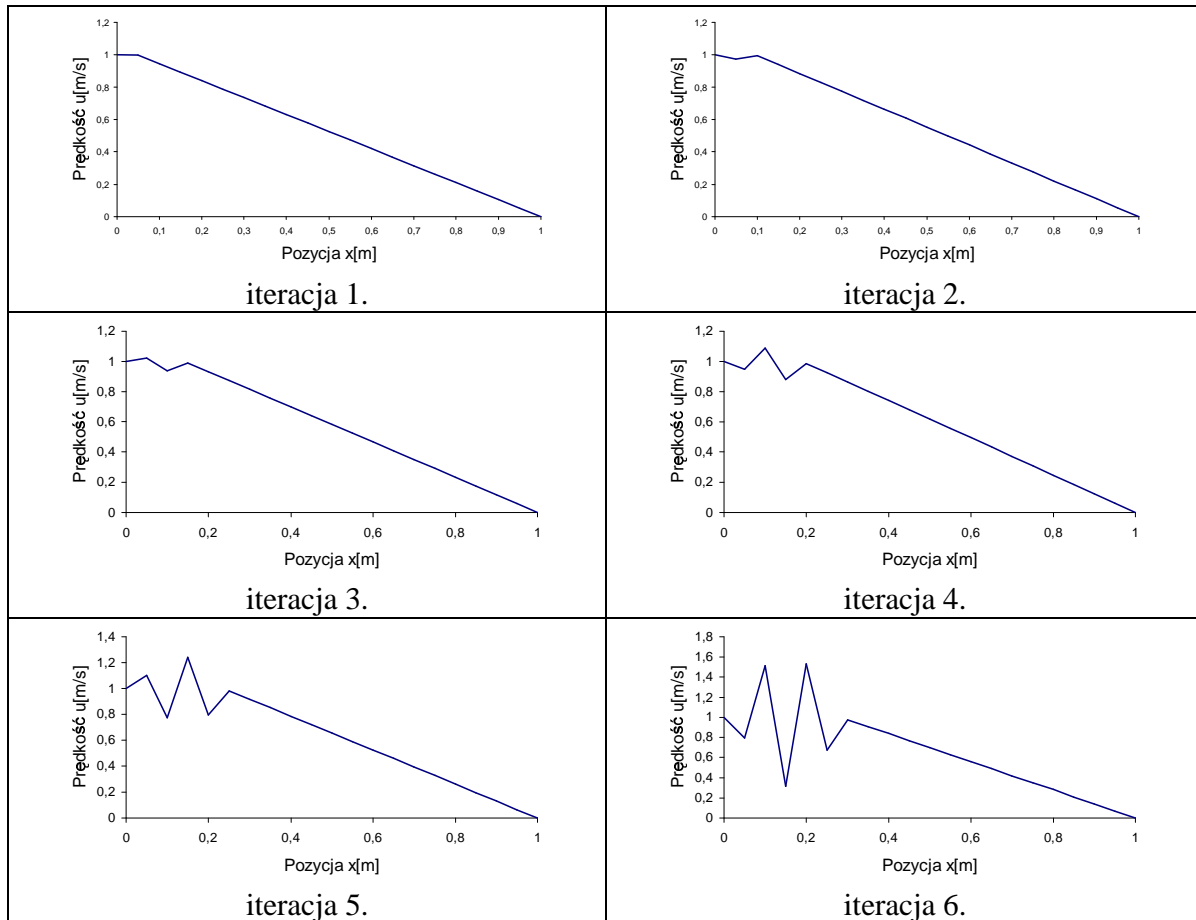
Obszar zadania podzielono na 20 równych komórek i podjęto próbę dyskretyzacji czasowej dla różnego kroku czasowego δt .

W pierwszej próbie rozwiązania zadania przyjęto wartość kroku czasowego $\delta t = 0,05$. W kolejnych iteracjach otrzymano wartości prędkości u pokazane na rys. 4.3.

W powyższej próbie, z powodu założenia zbyt dużego kroku czasowego ($\delta t = 0,05$) nie otrzymuje się zbieżności rozwiązania. Wartość kroku czasowego powinna być ograniczona tak, aby spełniała poniższe zależności [47]

$$\delta t < \frac{\delta x^2}{2\nu} \quad i \quad \delta t < \frac{\delta x}{u} \quad (4.69)$$

Po zmniejszeniu wartości kroku czasowego do $\delta t = 0,02$, otrzymano wartości prędkości zobrazowane na rys. 4.4.



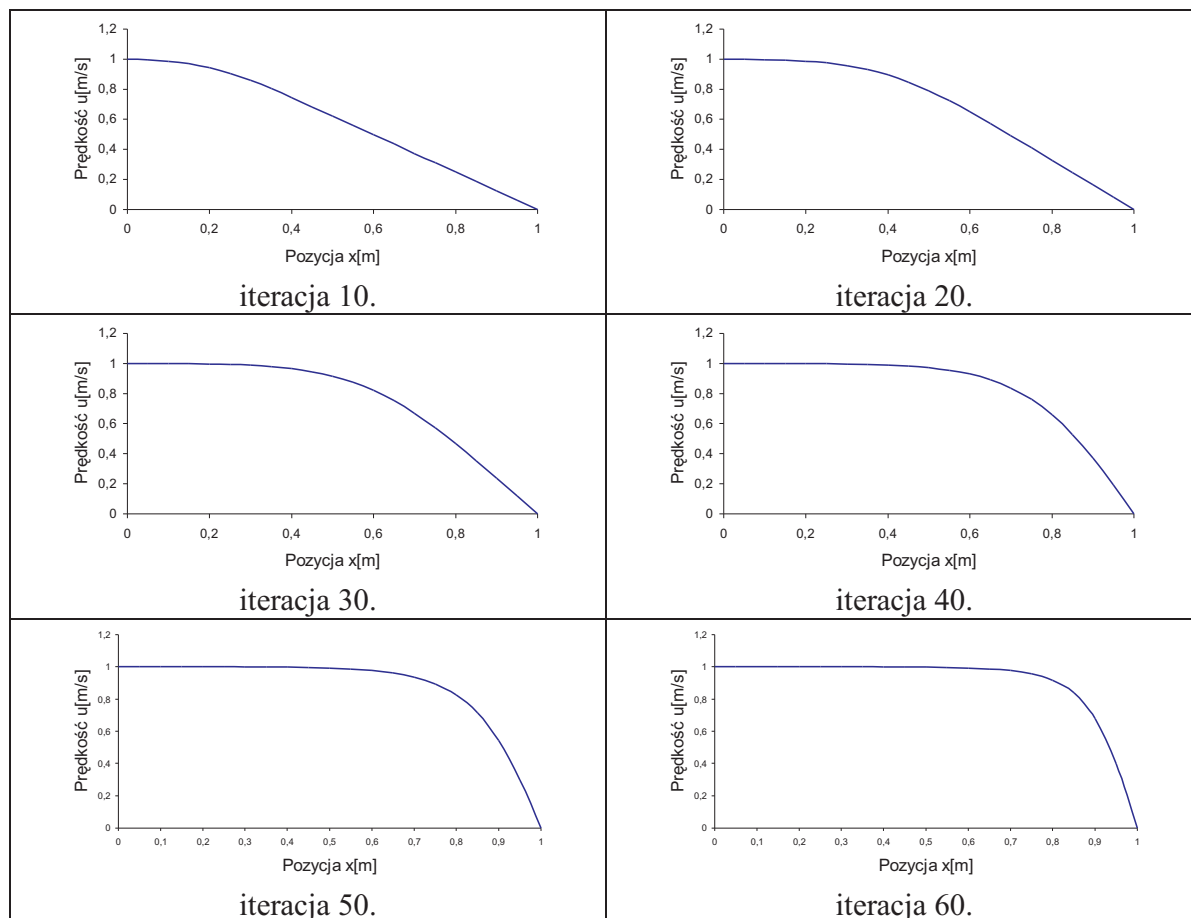
RYСУNEK 4.3: Prędkość u w kolejnych iteracjach dla kroku czasowego $\delta t = 0,05$. Rozwiązanie niestabilne (badania w własne oraz [142]).

Zmniejszenie kroku czasowego (do wartości $\delta t = 0,02$) poskutkowało otrzymaniem stabilnego rozwiązania.

Schemat daje dokładniejsze rozwiązania w przypadku chłodnego ośrodka gazowego o stosunkowo dużej lepkości. Rozwiązanie równania w przypadku gorących gazów o małej lepkości należy traktować jako przybliżenie pierwszego rzędu. Wynika to z zależności kroku czasowego (poniżej którego rozwiązanie jest stabilne) od lepkości (4.69).

4.3. Modele turbulencji w FDS

Własnością przepływów turbulentnych jest pojawianie się wirów o różnych wymiarach zmieniających się w sposób ciągły. Turbulencje powodują intensyfikację wszystkich procesów zachodzących w czasie przepływu płynu. Wobec złożoności zjawiska i niemożności



RYSUNEK 4.4: Prędkość u w kolejnych iteracjach dla kroku czasowego $\delta t = 0,02$. Rozwiązanie stabilne (badania własne oraz [142]).

dokładnej analizy problemu do opisu turbulencji używa się m. in. uśredniania równań ciągłości, pędu i energii. Metoda ta wymaga jednak uzupełnienia układu równań przez zależności nazywane hipotezami zamykającymi, które zwykle oparte są na równaniach zachowania lub wynikają z intuicji badacza. Przegląd używanych obecnie modeli turbulencji (algebraicznych, jedno- i wielorównaniowych) można znaleźć w pracach [48, 51, 58, 155].

Przepływy w środowisku pożaru stają się niestabilne (turbulentne) powyżej pewnej wartości liczby Reynoldsa. Fluktuacje prędkości związane z turbulencjami powodują powstawanie dodatkowych naprężeń w cieczy zwanych naprężeniami Reynoldsa (opisanymi równaniami Reynoldsa). Wizualizacja przepływów turbulentnych ujawnia istnienie struktur rotacyjnych w przepływie tzw. wirów turbulentnych o szerokim zakresie skali wielkości. Przepływy turbulentne o dużej liczbie Reynoldsa mogą zawierać wiry o wielkości do $1 \mu m$. Dodatkowo fluktuacje mogą być bardzo szybkie o częstotliwościach rzędu $10 kHz$. Bezpośrednie rozwiązanie czasowo zależnych równań Naviera-Stokesa dla prze-

plywów w pełni turbulentnych (duże liczby Reynoldsa) wymaga bardzo dokładnego określenia siatki przestrzennej i krótkich kroków czasowych. Dlatego pewne założenia muszą być przyjęte, aby uniknąć potrzeby określania efektów związanych z każdym pojedynczym wirem w przepływie. Tego rodzaju podejścia modelowania turbulencji są używane i zależą głównie od rodzaju rozwiązywanego problemu.

Z punktu widzenia hydrodynamiki istotą ruchu turbulentnego jest wymiana masy, pędu i energii między liniami prądu w przepływie. Obok pulsacji w kierunku przepływu istnieją także pulsacje prędkości w kierunku poprzecznym. Zgodnie z hipotezą Prandtla pulsację u' można określić jako

$$u' = l \cdot \frac{du}{dy}$$

gdzie l oznacza drogę mieszania Prandtla określającą rozmiar turbulencji, a du/dy oznacza gradient prędkości.

Wiry w przepływie płynu powodują dodatkowo lepkość turbulentną wynikającą z naprężeń turbulentnych. W dwuwymiarowym przepływie naprężenie turbulentne określone jest jako

$$\tau_t = \rho \cdot u' \cdot v'$$

gdzie u' i v' oznaczają pulsacje w kierunku odpowiednio x i y .

Całkowite naprężenie w płynie można określić jako $\tau = \tau_l + \tau_t$, gdzie τ_l jest naprężeniem w przepływie laminarnym wynikającym z lepkości płynu i opisane wyrażeniem

$$\tau_l = \mu \cdot \frac{du}{dy}$$

gdzie μ oznacza współczynnik lepkości dynamicznej.

Wychodząc z powyższych wzorów naprężenie całkowite określone jest równaniem

$$\tau = (\mu + \mu_t) \cdot \frac{du}{dy}$$

Współczynnik lepkości turbulentnej μ_t określa się przy założeniu różnych modeli turbulencji - tzw. modelu zerorównaniowego, jednorównaniowego, $k - \varepsilon$ czy stosowanego w FDS modelu turbulencji Large Eddy Simulation (LES) Smagorinskiego [180].

Pierwsze zastosowania metody LES (Large Eddy Simulation) miały miejsce w roku

1963 przez Smagorinskiego w modelowaniu zjawisk przepływowych w atmosferze. Założeniem podstawowym metody LES jest rozdzielanie skal analizowanych wielkości (prędkość, ciśnienie, temperatura i inne) na zakres podlegający rozwiązaniu (skale duże porównywalne z rozmiarem siatki obliczeniowej) oraz zakres podsiatkowy odpowiadający skalom małym.

Skale duże są anizotropowe (zależne od geometrii, warunków brzegowych i sił objętościowych, uczestniczą w odbiorze energii od średniego przepływu) co wymusza konieczność ich opisu za pomocą bezpośredniego rozwiązania.

Izotropowe małe skale (nie zależą od geometrii przepływu) są opisywane przy użyciu odpowiedniego modelu.

W metodzie wykorzystuje się więc różnicę w zachowaniach wirów małych i dużych. Podsumowując, ideą metody jest filtrowanie równań ruchu tak by uśrednić oddziaływania wirów małych (nie rozróżnianych w modelu), wyrażając je przez dodatkowe człony naprężeń i poszukiwanie niustalonych rozwiązań dla wirów dużych.

Operacja filtrowania wirów polega na oddzieleniu małych i dużych wirów przez:

- wybór funkcji filtrującej i szerokości pasma (*cutoff*),
- rozwiązanie niustalonych równań transportu dla przestrzennie filtrowanych wielkości z dodatkowymi członami naprężeń.

Konieczne są tutaj dodatkowe modele turbulencji związane z koniecznością domknięcia układu równań.

Niżej podano przykład operacji filtrowania i podano wybrany model domknięcia. Pierwszym krokiem w tej procedurze jest tzw. dekompozycja zmiennej polowej

$$\varphi(\mathbf{x}, t) = \overline{\varphi(\mathbf{x}, t)} + \varphi'(\mathbf{x}, t) \quad (4.70)$$

Pierwszy wyraz po prawej stronie równania: część przefiltrowana (przestrzenne zmiany są większe od szerokości pasma). Drugi wyraz po prawej stronie równania: część niefiltrowana (przestrzenne zmiany mniejsze od szerokości pasma).

Operację filtracji można przedstawić jako wynik następującego działania

$$\overline{\varphi(\mathbf{x}, t)} = \int_{\Omega} G(\mathbf{x}, \mathbf{x}', \Delta) \varphi(\mathbf{x}', t) d\mathbf{x}' \quad (4.71)$$

gdzie pod całką argument funkcji G oznacza szerokość pasma filtra.

Przykładem filtra może być

$$G(\mathbf{x}, \mathbf{x}', \Delta) = \begin{cases} 1/\Delta^3 & \text{dla } |\mathbf{x} - \mathbf{x}'| \leq (\Delta/2) \\ 0 & \text{dla } |\mathbf{x} - \mathbf{x}'| > (\Delta/2) \end{cases} \quad (4.72)$$

gdzie $\Delta = \sqrt[3]{\Delta x \Delta y \Delta z}$.

Niżej przedstawiono przykład operacji filtrowania oraz wybrany model domknięcia na siatce. Równanie zachowania pędu po operacji filtracji będzie miało postać

$$\frac{\partial(\rho\bar{v}_i)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left((\rho\bar{v}_i)\bar{v}_j - \mu \left(\frac{\partial\bar{v}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial\bar{v}_j}{\partial x_i} \right) + \bar{p}\delta_{ij} \right) = \rho(s_e)_i - \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho\bar{v}_i\bar{v}_j - \rho\bar{v}_i\bar{v}_j) \quad (4.73)$$

Ostatnie wyrażenie po prawej stronie równania oznacza dodatkowe naprężenia μ_{LES} . Jako przykład model domknięcia na siatce, stosowanego w metodzie LES przedstawiono model Smagorinskiego.

Podstawowym założeniem tego modelu jest przyjęcie, że lokalne naprężenia μ_{LES} są proporcjonalne do lokalnej prędkości odkształceń w przefiltrowanym przepływie, gdzie μ_{LES} oznacza lepkość dynamiczną. Tensor naprężenia lepkościowego w równaniu momentu jest dany przez wyrażenie

$$\tau = \mu \left(2def\mathbf{u} - \frac{2}{3}(\nabla \cdot \mathbf{u})\mathbf{I} \right) \quad (4.74)$$

gdzie \mathbf{I} jest macierzą jednostkową, a tensor deformacji jest zdefiniowany jako

$$def\mathbf{u} \equiv \frac{1}{2} [\nabla\mathbf{u} + (\nabla\mathbf{u})^T] = \begin{pmatrix} \frac{\partial u}{\partial x} & \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \right) & \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} \right) \\ \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} \right) & \frac{\partial v}{\partial y} & \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} \right) \\ \frac{1}{2} \left(\frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z} \right) & \frac{1}{2} \left(\frac{\partial w}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial z} \right) & \frac{\partial w}{\partial z} \end{pmatrix} \quad (4.75)$$

W metodzie numerycznej LES, w której rozdzielczość siatki nie jest dostateczna do opisu procesów mieszania, niezależnie od skali stosuje się model subsiatki dla lepkości. Zgodnie z analizą Smagorinskiego lepkość może być opisana jako iloczyn skali siatki i tensora deformacji

$$\mu_{LES} = \rho(C_s\Delta)^2 \left(2(def\mathbf{u}) \cdot (def\mathbf{u}) - \frac{2}{3}(\nabla \cdot \mathbf{u})^2 \right)^{\frac{1}{2}} \quad (4.76)$$

gdzie $C_s \approx 0,2$ jest stałą empiryczną, Δ jest wymiarem elementu skończonego, a człon deformacyjny jest związany z funkcją dyssypacji

$$\begin{aligned} \Phi \equiv \tau \cdot \nabla \mathbf{u} \equiv \mu \left(2(\mathit{def} \mathbf{u}) \cdot (\mathit{def} \mathbf{u}) - \frac{2}{3}(\nabla \cdot \mathbf{u})^2 \right) = \\ \mu \left[2 \left(\frac{\partial u}{\partial x} \right)^2 + 2 \left(\frac{\partial v}{\partial y} \right)^2 + 2 \left(\frac{\partial w}{\partial z} \right)^2 + \right. \\ \left. + \left(\frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} \right)^2 + \left(\frac{\partial w}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial z} \right)^2 + \left(\frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 - \frac{2}{3} \left(\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial z} \right)^2 \right] \end{aligned} \quad (4.77)$$

Funkcja dyssypacji jest szybkością z jako energia kinetyczna jest zamieniana w energię ciepłą. Jest to człon źródłowy w równaniu zachowania energii, który jest zwykle zaniewany, ponieważ jest bardzo mały. Ta aproksymacja odnosi się do małych liczb Macha.

W metodzie obliczeniowej LES przewodnictwo cieplne i dyfuzyjność są związane z lepkością turbulentną

$$k_{LES} = \frac{\mu_{LES} C_p}{Pr}; \quad (\rho D)_{l,LES} = \frac{\mu_{LES}}{Sc} \quad (4.78)$$

Zakłada się, że liczba Prandtla Pr i liczba Schmidta Sc są stałe dla danego scenariusza. Istnieje wiele udoskonaleń oryginalnego modelu Smagorinskiego, lecz trudno je ocenić z dwóch powodów. Po pierwsze struktura kolumny konwekcyjnej ognia jest tak zdominowana przez wiry dużej skali geometrycznej, że nawet przyjęcie wiru o stałej lepkości daje wyniki prawie identyczne do tych otrzymywanych przy założeniu modelu Smagorinskiego. Po drugie brak dokładności większości danych pożarowych w dużej skali powoduje trudności w ocenie względnej dokładności każdego modelu. Zastosowanie modelu Smagorinskiego ze stałą C_s daje zadowalające wyniki dla większości zastosowań dużej skali geometrycznej, gdzie warstwy graniczne nie są dobrze określone.

4.4. Weryfikacja doświadczalna modeli polowych (dane literaturowe)

Modele przestrzenne (polowe) stanowią narzędzie umożliwiające:

- wysoki poziom zgodności z doświadczeniem symulacji przepływów niskotemperaturowych fazy gazowej,
- obliczenia rozkładów (pól) temperatury i prędkości płynów bez ograniczeń dotyczących wielkości ani kształtu pomieszczeń.

Większość z podanych programów CFD została zweryfikowana doświadczalnie dla szczególnych przypadków pożarów. Weryfikacje doświadczalne i eksperymentalne prowadzono dla różnych submodeli np. modeli turbulencji czy kolumny konwekcyjnej [155, 48, 50].

Za pomocą programów JASMINE, PHOENICS modelowano pożary w pomieszczeniach mieszkalnych, szpitalnych, tunelach drogowych, dworcach lotniczych, halach sportowych i pasażach handlowych. Modelowanie rozwoju strefy spalania na schodach ruchomych na Stacji Metra Kings Cross [175] pozwoliło na wyjaśnienie gwałtownego rozwoju pożaru. Symulacje rozprzestrzeniania dymu w korytarzu budynku pokazały złożone, zmienne w czasie pole przepływów [72]. Prowadzono symulacje pól temperaturowych na zewnątrz otworów okiennych budynku w czasie wyrzutu płomieni z pomieszczenia ze źródłem ognia [48, 125, 140].

Weryfikacje doświadczalne dotyczyły obserwacji zmian temperatury gazu, prędkości rozprzestrzeniania dymu pod sufitem pomieszczeń i szybkości obniżania się warstwy dymu. Prowadzono badania porównawcze między programami CFD: FLOW-3D, FLUENT, JASMINE, PHOENICS i SMARTFIRE [13] uzyskując zbliżone rezultaty dla pomieszczeń budynku ze źródłami ognia rzędu 100 kW. Otrzymana dobrą zgodność z doświadczeniem wyników symulacji CFD przy założeniu laminarnego modelu płomienia o stałej mocy 300 kW w przypadku rozprzestrzeniania produktów spalania w układzie pomieszczeń budynku [237]. Modelowanie rozkładu pionowego strumieni masy gazów przepływających przez otwór drzwiowy pomieszczenia ze źródłem ognia o mocy 62,9 kW pokazało na dobrą zgodność wartości obliczonych przy pomocy kodu JASMINE z doświadczeniem [48]. Otrzymano wartości strumieni o 10 % większe niż obliczone przy pomocy programu opartego na modelu strefowym pożaru Harvard V [48]. Kod JASMINE stosowano również z pozytywnym skutkiem do weryfikacji prędkości strumienia podsufitowego płynącego w korytarzu budynku [212].

Przeprowadzono symulacje osiowo-symetrycznych kolumn konwekcyjnych ognia przy pomocy kodu FDS otrzymując stosunkowo niewielkie odstępstwa od wartości doświadczalnych rozkładu temperatury i wysokości płomienia [137].

Ograniczenia modeli polowych pożarów

Niewątpliwie podstawowym ograniczeniem modeli polowych pożaru jest stosunkowo słaby poziom symulacji wysokotemperaturowych z uwzględnieniem reakcji chemicznych (brak dobrych submodeli wymiany ciepła w warunkach turbulencji) [30, 31].

Ponadto, w obecnym stanie rozwoju modeli trójwymiarowych obliczenia są pracochłonne, czasy obliczeń długie. Od użytkownika wymagana jest dobra znajomość modelu i poszczególnych submodeli zjawisk, dokładne zdefiniowanie warunków początkowych i brzegowych a także doświadczenie w interpretacji wyników obliczeń [72, 222].

Napotyka na trudności modelowanie wpływu dymu przez pionowy otwór wentylacyjny co jest związane z oscylacjami temperatury w otworze. Wyniki modelowania przestrzennego (CFD) dotyczące oscylacji temperatury związanych z prędkością generacji ciepła zależą głównie od stosowanego sub-modelu turbulencji [106].

Dążenie do uzyskania modelu doskonałego jest z góry skazane na niepowodzenie. Złożoność zjawiska pożaru, jakościowo różne przebiegi funkcyjne różnych parametrów opisujących stan układu w zależności od fazy pożaru oraz różne cele modelowania sprawiają, że jesteśmy „skazani” na konstruowanie modelu dla konkretnych potrzeb jak: opis rozprzestrzeniania dymu i parametrów klap dymowych, określanie warunków termicznych i czasu po którym nastąpi uruchomienie czujki pożarowej czy obliczanie dopuszczalnego czasu ewakuacji.

O poprawności wyników symulacji decydują dokładne dane wejściowe do programu CFD. Na prawidłowy opis środowiska pożaru główny wpływ mają cechy ogniowe (parametry pożarowe) materiałów palnych. Dotyczy to szybkości wydzielania ciepła i masy produktów rozkładu termicznego i spalania [55], które zwykle wyznacza się w warunkach cieplno-przepływowych skali laboratoryjnej nie odpowiadających środowisku pożaru. Wyjściem z tej sytuacji jest stosowanie korelacji doświadczalnych mała - pełna skala geometryczna lub bezpośrednio badania w skali rzeczywistej. Dodatkowym problemem jest wpływ samego pożaru na cechy ogniowe materiałów w czasie jego wzrostu.

Równania i algorytm numeryczny opisane wcześniej stanowią podstawę modelu pożaru FDS. Z tego powodu, że FDS został skonstruowany jako narzędzie analizy pożarów budynków w pełnej skali, może być użyty, gdy pożar ma miejsce w budynkach relatywnie dużych w stosunku do strefy spalania (płomienia). W tych przypadkach obliczone prędkości przepływów i temperatury różnią się 10 do 20 % od wartości eksperymentalnych. Aktualnie prowadzone badania są skupione na poprawieniu modeli spalania zarówno w fazie gazowej jak i stałej, co udoskonali symulacje wzrostu i gaszenia pożaru, szczególnie w pomieszczeniach wielkości mieszkań.

Przed rozpoczęciem symulacji należy brać pod uwagę oba podstawowe czynniki.

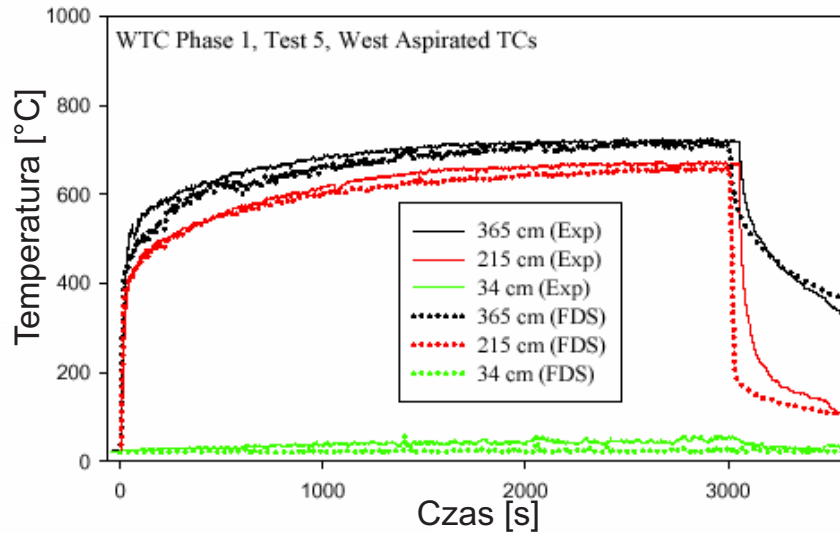
Pierwszy, zarówno dla rzeczywistych czy symulowanych pożarów, wzrost pożaru jest bardzo czuły na własności termiczne (przewodnictwo, ciepło właściwe, gęstość, szybkość

spalania itd.) otaczających materiałów.

Po drugie, nawet jeżeli wszystkie własności materiałów są znane, zachodzące zjawiska fizyczne mogą nie być symulowane poprawnie co jest spowodowane ograniczeniami algorytmu modelu lub siatki numerycznej.

Użytkownik zatem musi znać dokładnie własności termiczne badanych materiałów (wybrane materiały były badane przez NIST i dane dla nich są dostępne), aby móc weryfikować poprawność działania programu.

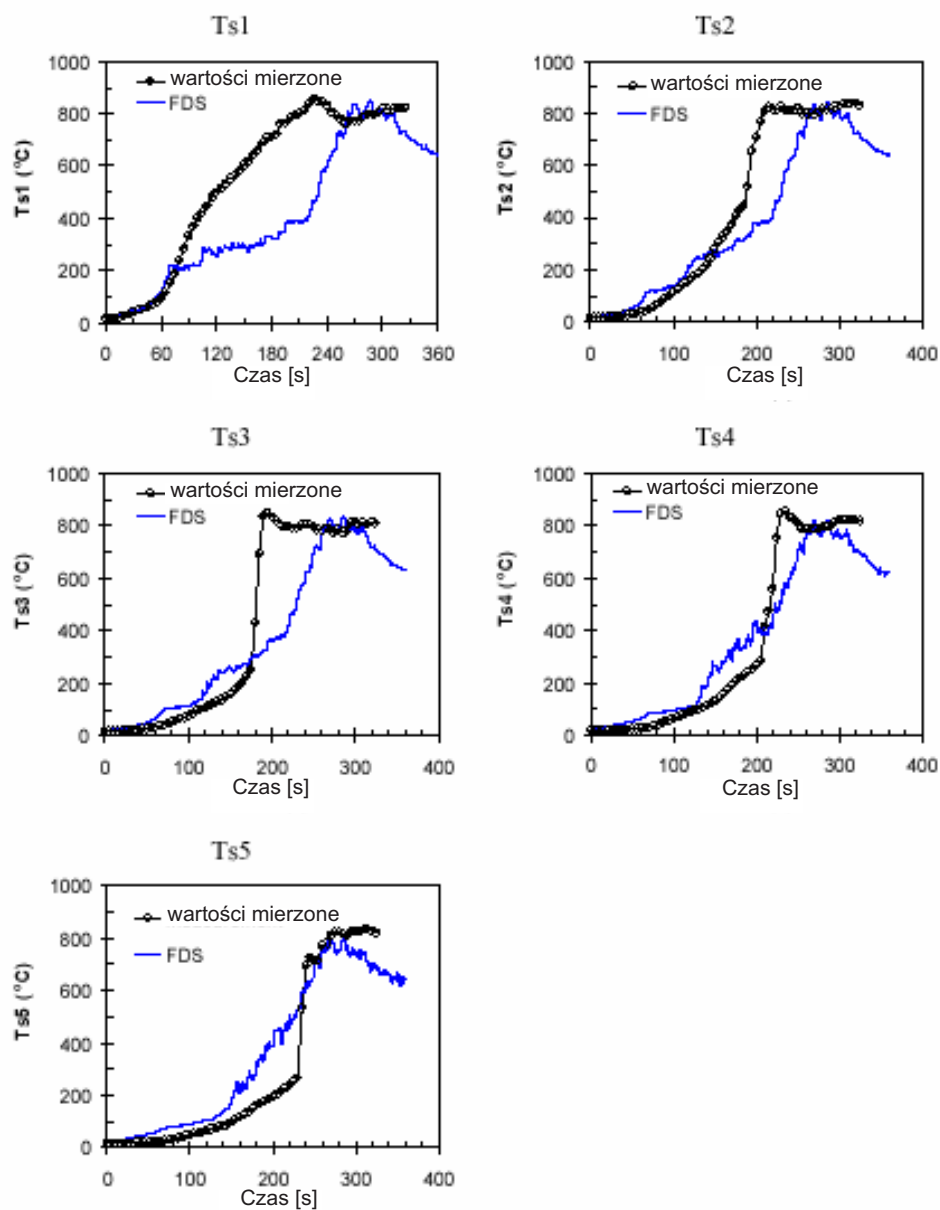
Porównanie danych doświadczalnych i obliczeniowych temperatury na różnych wysokościach nad podłogą pomieszczenia o wymiarach $7\text{ m} \times 3,65\text{ m} \times 3,65\text{ m}$ przedstawiono na rys. 4.5. Spalaniu ulegał pojedynczy materiał usytuowany w centrum pomieszczenia. Moc pożaru wynosiła 3 MW a czas spalania 1 h [63].



RYSUNEK 4.5: Temperatura gazu mierzona na różnych poziomach nad podłogą pomieszczenia w funkcji czasu [63].

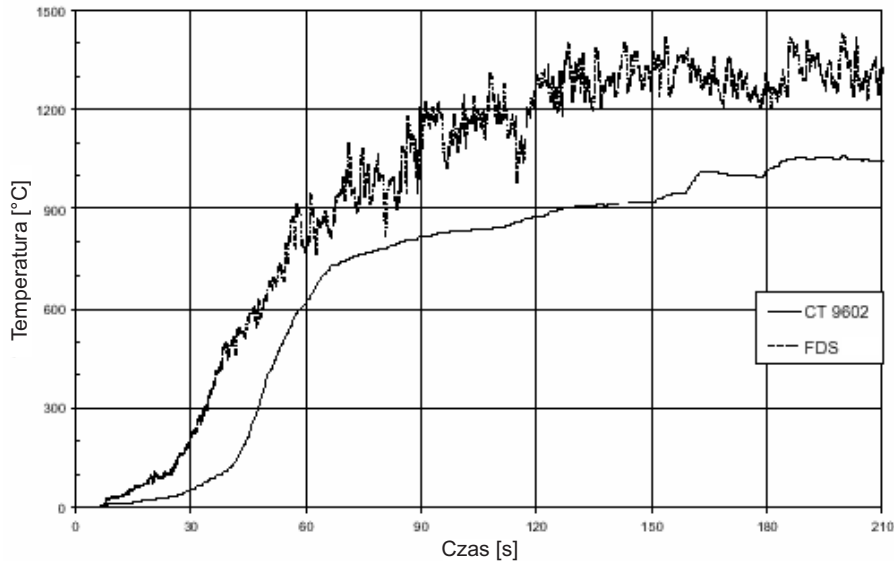
Na wykresach (rys. 4.6) przedstawiono wyniki doświadczalne pomiarów temperatury za pomocą termopar umieszczonych na ścianie pomieszczenia normatywnego Room Corner Test w czasie spalania płyt z drewna świerkowego. Wyniki eksperymentalne porównano z obliczonymi wartościami temperatury [85].

Kolejne porównanie wartości doświadczalnych i obliczeniowych przedstawiono na rys. 4.7 [61]. Pomiaru temperatury dokonywano w narożniku pomieszczenia położonego po przekątnej w stosunku do otworu wentylacyjnego (otwarte drzwi). W czasie 190 s od początku symulacji wartości obliczeniowe temperatury były o 27% większe niż wartości eksperymentalne. Głównymi przyczynami różnic w wartościach temperatury jest



RYSUNEK 4.6: Porównanie danych eksperymentalnych i obliczeniowych temperatury otrzymanych w przypadku spalania płyty świerkowej w Room Corner Test [85].

uproszczona wymiana ciepła przez promieniowanie i założenie całkowitego spalania materiału w FDS. Prowadzi to do większych wartości obliczeniowych temperatury od wartości określonych doświadczalnie.



RYSUNEK 4.7: Porównanie wartości obliczeniowych i eksperymentalnych temperatury mierzonej w narożniku pomieszczenia [61].

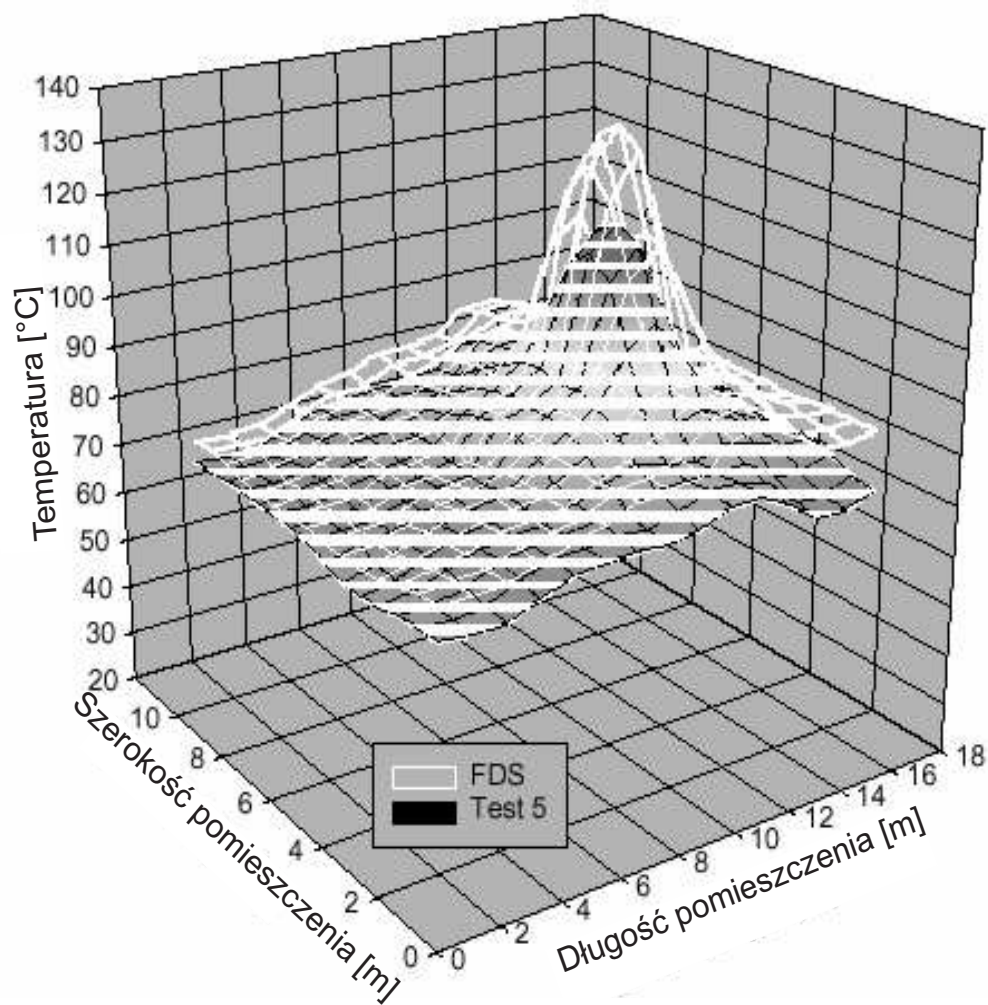
Na rys. 4.8 pokazano wyniki pomiarów temperatury w czasie spalania propylenu z maksymalną mocą 516 kW w 4. minucie działania palnika. Wyniki te porównano z wartościami temperatury obliczonymi za pomocą FDS [65].

Obszerną weryfikację i walidację programu FDS zawarto w pracy [145].

4.5. Problemy zbieżności rozwiązania i wpływu parametrów na rozwiązanie

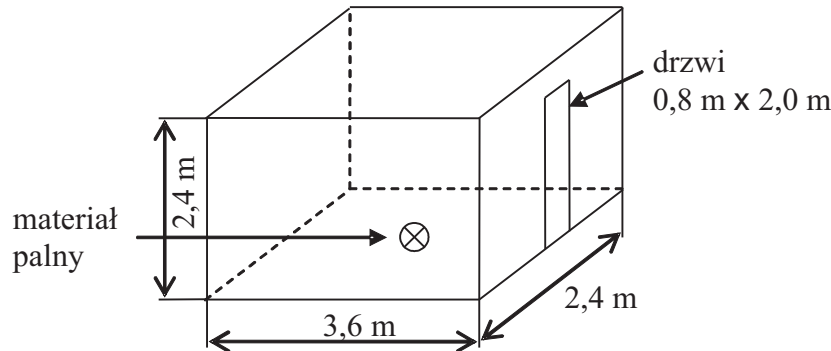
W ramach niniejszej pracy wykonano własne testy wrażliwości modelu FDS na różne parametry pożaru przyjmując geometrię pomieszczenia normowego tzw. Room Corner Test [18] o wymiarach $3,6 \text{ m} \times 2,4 \text{ m} \times 2,4 \text{ m}$ z otworem wentylacyjnym (drzwi) o wysokości $2,0 \text{ m}$ i szerokości $0,8 \text{ m}$ (rys. 4.5). Badano materiał palny umieszczony w różnych miejscach na podłodze pomieszczenia (w narożniku, pod ścianą i na środku). Założona szybkość wydzielania ciepła z jednostki powierzchni wynosiła 10 MW/m^2 a czas symulacji 60 s .

W pracy przetestowana została odpowiedź modelu FDS (wrażliwość) na stosunkowo



RYSUNEK 4.8: Wykres przestrzenny wyników symulacji za pomocą FDS w porównaniu z wartościami mierzonymi ($t = 540$ s, wielkość komórki siatki = 30 cm) [65].

małe zmiany (od 10 do 40 %) wartości wprowadzanych do modelu jako dane wejściowe. W pierwszej kolejności zbadana została wrażliwość pola temperatury T względem mocy pożaru \dot{Q} oznaczona jako $\partial(T)/\partial(\dot{Q})$. Obliczenia zostały przeprowadzone dla pojedynczego pomieszczenia (rys. 4.9) z założonym scenariuszem pożaru a wyniki zostały zaprezentowane na wykresach (rys. 4.10 - 4.16).

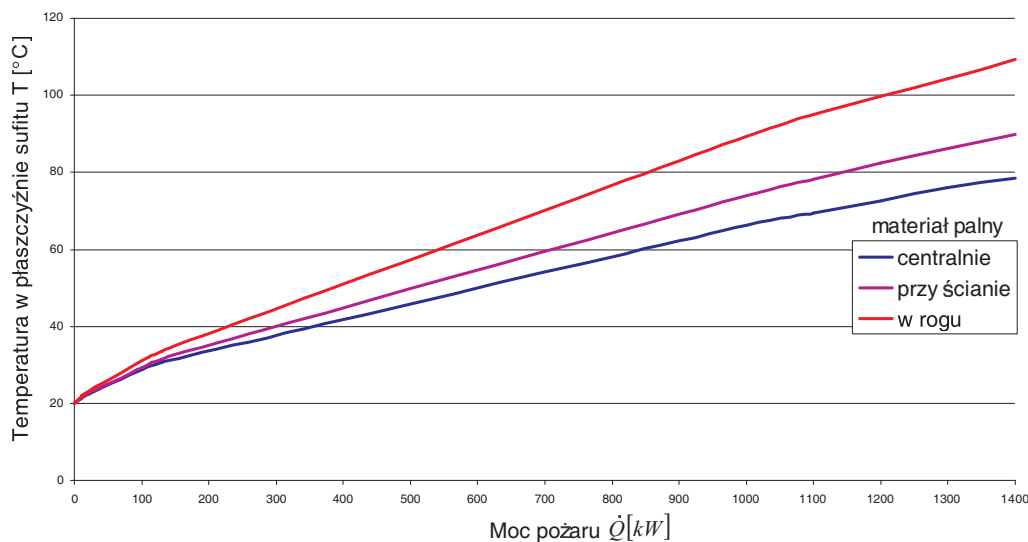


RYSUNEK 4.9: Pomieszczenie normowe Room Corner Test (ISO 9705) [18]. Materiał palny umieszczony centralnie na podłodze pomieszczenia.

Wpływ usytuowania źródła pożaru na temperaturę w obszarze podsufitowym

W testach sprawdzono wpływ usytuowania materiału palnego na temperaturę w obszarze podsufitowym. Źródło pożaru zostało umieszczone w trzech różnych miejscach na poziomie podłogi: w środku pomieszczenia, przy ścianie oraz w rogu. Na wykresie (rys. 4.10) widać, że największa temperatura powstaje, kiedy materiał ulega spalaniu w rogu pomieszczenia, co znajduje potwierdzenie w doświadczalnych testach ogniowych [115]. W wyniku przeprowadzonych testów potwierdzono większą temperaturę dla położenia źródła ognia blisko ścian, w stosunku do położenia w centrum pomieszczenia (rys. 4.10). Jest to związane ze zwiększaniem się wymiany ciepła między fazą gazową a stałą.

Prowadzone doświadczenia wykazały, że dla pożaru powstałego przy ścianie lub w rogu pomieszczenia, temperatury są wyższe, niż w przypadku źródła pożaru umieszczonego w środku pomieszczenia. Dla niskich pomieszczeń o dużej powierzchni, strumień energii zwróconej osiąga największą swoją moc nad i w pobliżu źródła ciepła. Źródło zlokalizowane w rogu pomieszczenia sprawia, że strumień ten będzie oddziaływał tylko na ściany boczne, a w niewielkim stopniu na resztę pomieszczenia (dużo ciepła pochłaniają ściany i oddają drogą przewodnictwa na zewnątrz). Podobnie przedstawia się sytuacja, gdy pożar zlokalizowany jest przy ścianie. Znajdujące się w środku pomieszczenia źródło ciepła będzie nie tylko sprzyjało równomiernemu rozprzestrzenianiu się gazów pożarowych w warstwie podsufitowej, ale również równomiernemu jej nagrzewaniu, przez co znacznie większy strumień energii odbitej powróci z powrotem w stronę źródła pożaru. Ponadto,



RYSUNEK 4.10: Uśredniona temperatura w płaszczyźnie sufitu w funkcji mocy pożaru dla różnych miejsc usytuowania źródła pożaru [opracowanie własne].

ciepło nie będzie w tak dużej ilości oddawane do ścian pomieszczenia, jak w poprzednich dwóch przypadkach.

Uzyskane wyniki obliczeń wskazują, że najwyższe temperatury w obszarze sufitu powstaną, kiedy źródło pożaru umieszczone będzie w rogu pomieszczenia, pośrednie - kiedy umieszczone będzie przy ścianie, a najniższe, kiedy źródło pożaru znajdować się będzie centralnie w pomieszczeniu.

Wrażliwość temperatury na zmianę mocy pożaru

Wrażliwość pola temperatury obliczonego przy użyciu programu FDS na niewielką (10 %) zmianę mocy pożaru została wyznaczona z poniższych wzorów

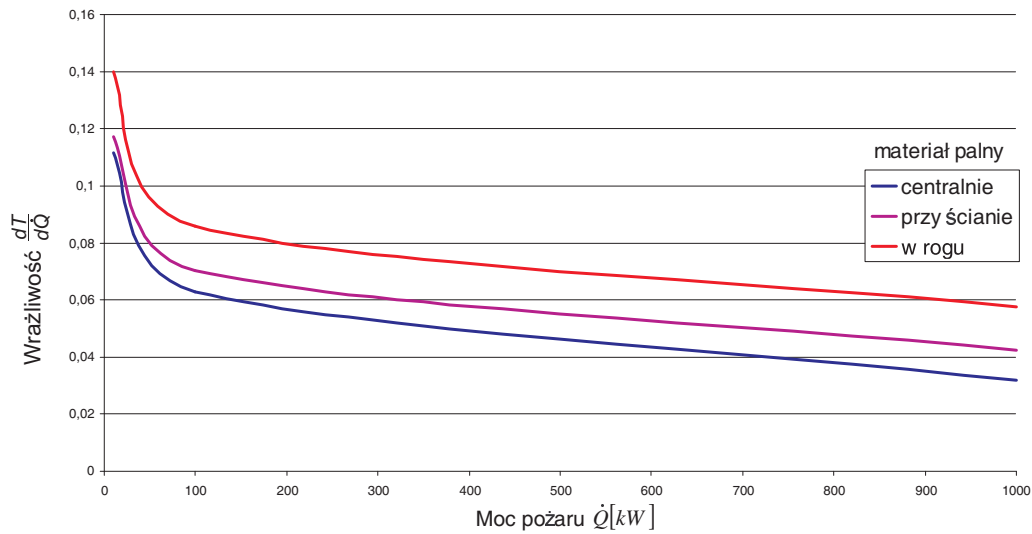
$$\frac{dT}{d\dot{Q}} \cong \frac{\Delta T}{\Delta \dot{Q}} = \frac{\Delta T}{\dot{Q}' - \dot{Q}} = \frac{\Delta T}{0,1 \dot{Q}}$$

$$\dot{Q}' = 1,1 \dot{Q} \quad \Delta \dot{Q} = 0,1 \dot{Q}$$

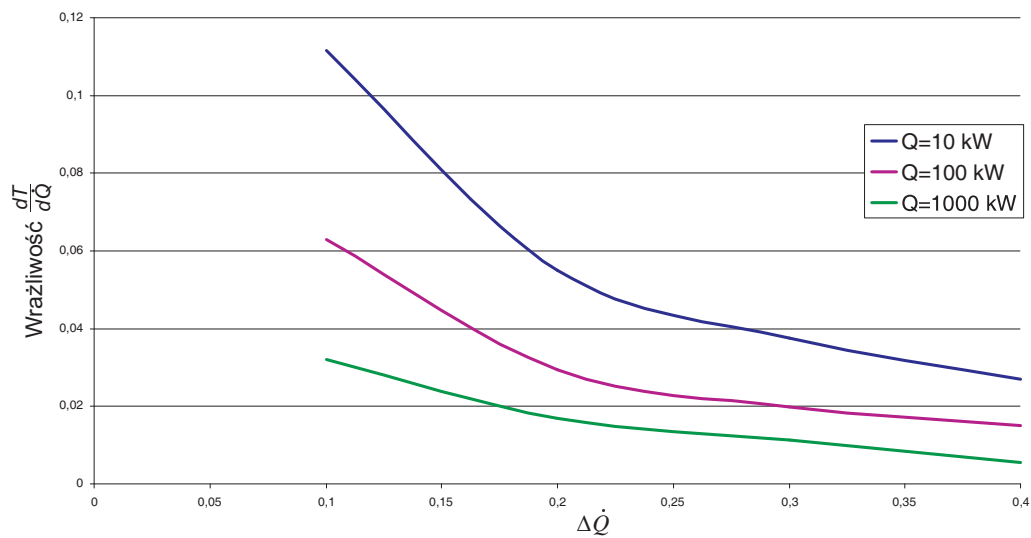
$$\frac{dT}{d\dot{Q}} \cong \frac{\Delta T}{0,1 \dot{Q}} \quad \left[\frac{K}{kW} \right]$$

W rezultacie obliczeń otrzymano następujące wykresy wrażliwości oraz perturbacji (rys. 4.11 i 4.12).

Na wykresie (rys. 4.12) można zauważyć, że wrażliwość pola temperatury w płaszczyźnie sufitu w funkcji mocy pożaru jest największa dla małych wartości \dot{Q} (do 100 kW). Na



RYSUNEK 4.11: Wrażliwość pola temperatury w płaszczyźnie sufitu względem mocy pożaru [opracowanie własne].



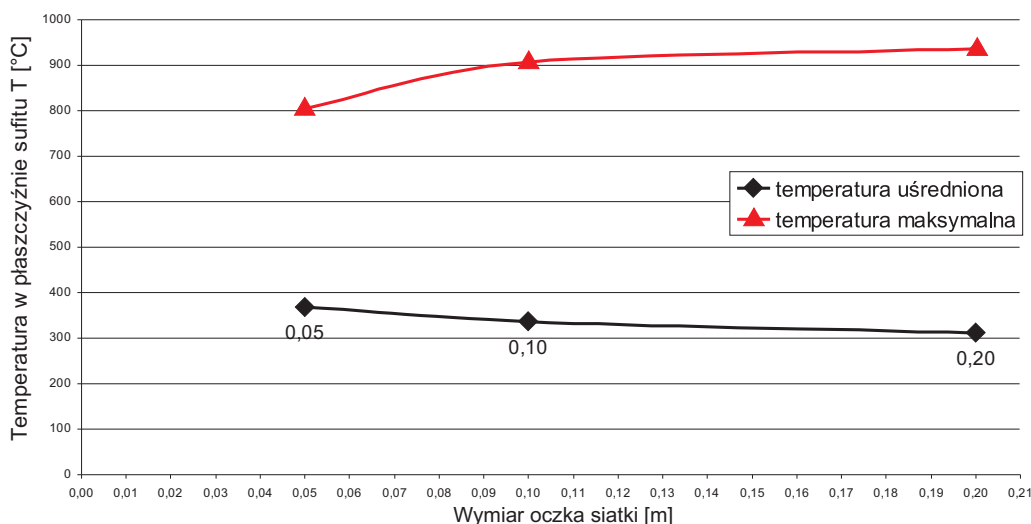
RYSUNEK 4.12: Perturbacja parametru projektowego - mocy pożaru [opracowanie własne].

początku trwania pożaru (mała szybkość wydzielania ciepła) pole temperatury jest więc bardziej wrażliwe na zmianę mocy pożaru oraz parametrów wpływających na moc pożaru. Zagadnienie wrażliwości w problemach termomechanicznych rozważane jest w pracy Kleibera i innych [110].

Wpływ rozmiaru siatki na temperaturę w płaszczyźnie sufitu

Bardzo ważnym parametrem w symulacji pożaru jest rozmiar siatki. W praktyce dobór rozmiaru siatki ma wpływ na dokładność rozwiązania. W celu określenia wpływu rozmiaru siatki na rozwiązanie sprawdzono, w którym momencie przy ciągłym zmniejszaniu siatki, wartości wyliczanych temperatur nie zmieniają się już znacząco. Z każdym zmniejszeniem

wielkości siatki o połowę czas obliczeń wydłuża się $2^4 = 16$ razy (dwa do potęgi ilość wymiarów powiększona o jeden związany z czasem). W efekcie końcowym dąży się do kompromisu między dokładnością a rozsądnym czasem obliczeń. Wpływ rozmiaru siatki na temperaturę w płaszczyźnie sufitu przedstawiono na wykresie (rys. 4.13).



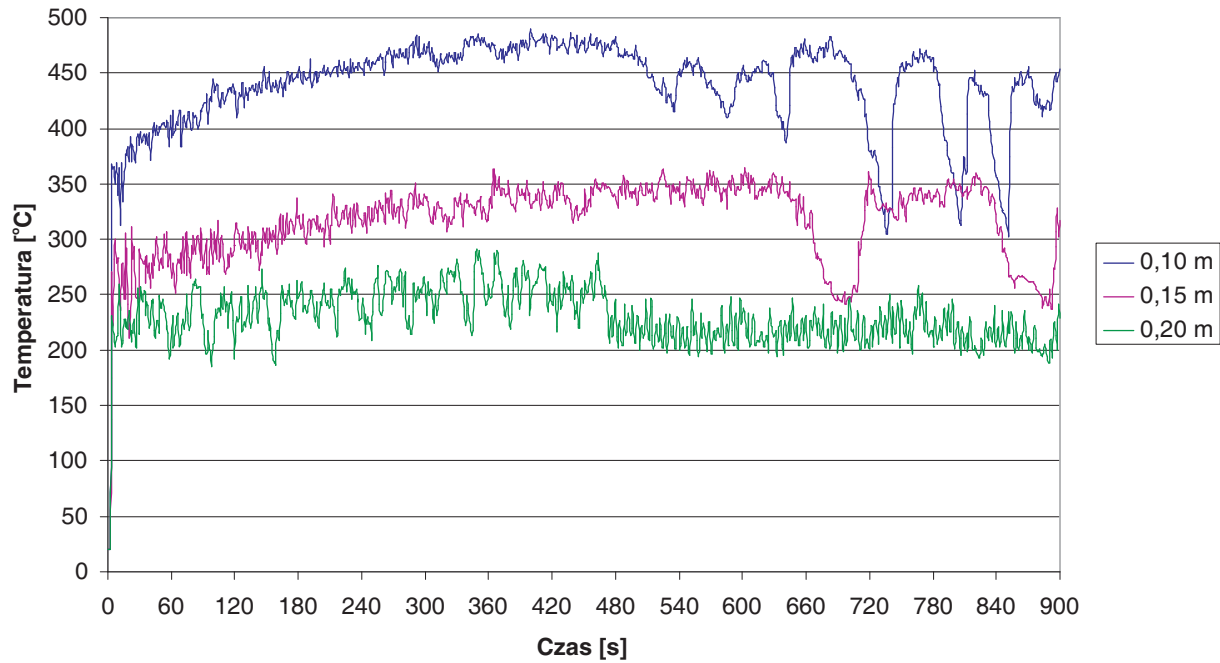
RYSUNEK 4.13: Temperatura w płaszczyźnie sufitu dla różnych wielkości komórki siatki [opracowanie własne].

Znaczącą niedoskonałością programu FDS jest duża wrażliwość otrzymanych wyników na rozmiar założonej w procesie dyskretyzacji objętości skończonej. Powyższa wada została zobrazowana na rys. 4.14. Temperatura wybranego punktu przestrzennego może się dość znacznie różnić w zależności od przyjętej gęstości dyskretyzacji. Zieloną linią oznaczono wykres temperatury otrzymany dla skończonej komórki o wymiarze 20 cm. Otrzymana temperatura w pomieszczeniu oscyluje w okolicach 220 °C. Dwukrotne zagęszczenie siatki (wymiar komórki 10 cm, niebieska linia) powoduje wzrost otrzymywanej temperatury do granicy powyżej 450 °C. Wniosek płynący z niniejszej symulacji jest taki, że użytkownik programu FDS musi wykonać serię testów, aby dostosować gęstość dyskretyzacji do danego problemu. Dodatkowo wymagane jest spore doświadczenie w posługiwaniu się programami numerycznymi. Należy więc zdawać sobie sprawę, że obecny stan prac nad programami CFD dla pożarnictwa nie pozwala na ich powszechne użycie w symulacjach i badaniu przebiegu rzeczywistych pożarów.

Wpływ kroku czasowego na temperaturę w płaszczyźnie sufitu

Krok czasowy jest ograniczony szybkością dyfuzji i wymiany konwekcyjnej za pomocą dwóch warunków:

1) warunek CFL (Courant-Friedrichs-Lewy) [47] jest głównym warunkiem odnoszącym się



RYSUNEK 4.14: Przebieg temperatury w wybranym punkcie przestrzeni dla różnych gęstości dyskretyzacji.

do zbieżności rozwiązań cząstkowych równań różniczkowych. Można go zapisać wzorem

$$\delta t \max \left(\frac{|u_{ijk}|}{\delta x}, \frac{|v_{ijk}|}{\delta y}, \frac{|w_{ijk}|}{\delta z} \right) < 1 \quad (4.79)$$

gdzie u_{ijk} , v_{ijk} , w_{ijk} to składowe prędkości,

indeksy i, j, k oznaczają położenie komórki w przestrzeni,

δt oznacza krok czasowy,

$\delta x, \delta y, \delta z$ - wymiary komórki.

2) kryterium Von Neumanna - drugi warunek znaczący w przypadku sieci o małych wymiarach komórek zapisany następująco

$$2 \delta t \nu \left(\frac{1}{\delta x^2} + \frac{1}{\delta y^2} + \frac{1}{\delta z^2} \right) < 1 \quad (4.80)$$

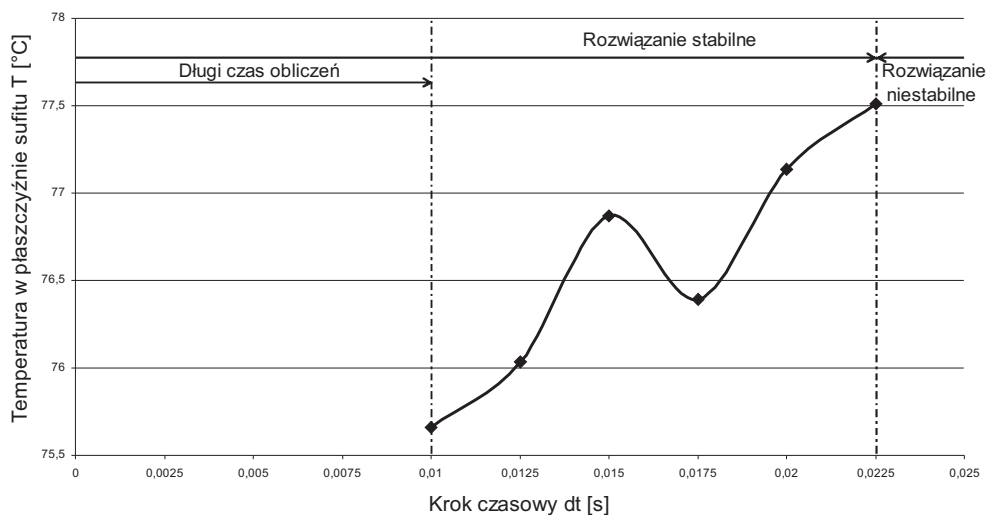
gdzie ν oznacza lepkość kinematyczną.

Obliczone wartości prędkości $u^{(n+1)_e}$, $v^{(n+1)_e}$ oraz $w^{(n+1)_e}$ są testowane w każdym kroku czasowym w celu sprawdzenia spełnienia warunku CFL. Jeżeli nie jest on spełniony, to wtedy krok czasowy jest zmniejszany, np. do 0,8 maksymalnej wartości dopuszczalnej a prędkości są obliczane i sprawdzane ponownie. Warunek CFL nie dopuszcza, aby rozwiązanie równań było akceptowane z krokiem czasowym pozwalającym cząsteczce ga-

zu na przekroczenie obszaru komórki. Warunek CFL jest bardzo ważny w symulacjach w dużej skali. W przypadku obliczeń w dużych przestrzeniach przy stosunkowo dużych wielkościach siatki, gdy transport konwekcyjny jest dużo większy niż procesy dyfuzji, spełnienie warunku CFL może być zagrożone na skutek stosunkowo dużych prędkości cząstek gazu.

Kryterium Von Neumanna natomiast wprowadzane jest w obliczeniach DNS lub w LES w przypadku komórek siatki mniejszych niż 5 mm . Zazwyczaj więc, kiedy prowadzone są obliczenia LES, kryterium Von Neumanna nie jest sprawdzane. Program FDS przyjmuje automatycznie krok czasowy δt w każdej iteracji.

W celu określenia wpływu kroku czasowego na wyliczaną temperaturę dokonano modyfikacji w kodzie źródłowym programu i zablokowano automatyczny dobór tego parametru w czasie obliczeń. Poniżej na wykresie pokazano zmianę temperatury w płaszczyźnie sufitu w funkcji kroku czasowego (rys. 4.15).



RYSUNEK 4.15: Temperatura w płaszczyźnie sufitu dla różnego kroku czasowego [opracowanie własne].

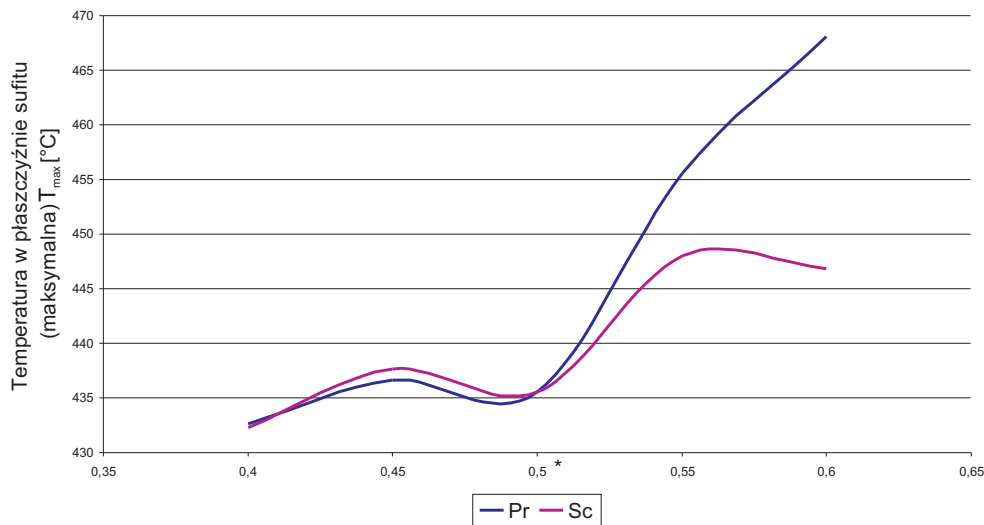
Rozwiązanie okazało się niestabilne dla kroku czasowego większego niż około $0,02\text{ sekundy}$. Dla przedziału poniżej $0,01\text{ sekundy}$ czas obliczeń był bardzo długi i symulacja została przerwana.

Podczas prowadzonych badań zaobserwowano, że w związku ze zmianą kroku czasowego charakter krzywych temperatury pozostaje niezmienny, ale występuje nieznaczne przesunięcie wykresów temperatury w czasie. Ma to związek z wpływem „sztucznie” modyfikowanego czasu symulacji na symulowaną prędkość spalania. Wpływ ten jest stosunkowo nieznaczny i w związku z tym można modyfikować krok czasowy w trakcie ob-

liczeń stosownie do wymogów zbieżności nie narażając się na istotną zmianę dokładności obliczeń. Zwiększanie kroku czasowego powoduje znikome zmniejszanie się średniej temperatury w płaszczyźnie sufitu. Jednak przyjęcie zbyt dużego kroku czasowego skutkuje zatrzymaniem się obliczeń na pewnym etapie, na skutek braku zbieżności.

Wpływ stałych Prandtla i Schmidta na temperaturę w płaszczyźnie sufitu

Liczby Prandtla i Schmidta są w programie FDS przyjmowane jako stałe. Mają one wpływ na postać turbulencji w pożarze. Testy udowodniły, że opisane stałe turbulencji Pr i Sc mają duży wpływ na wiarygodność rezultatów modelu (rys. 4.16).



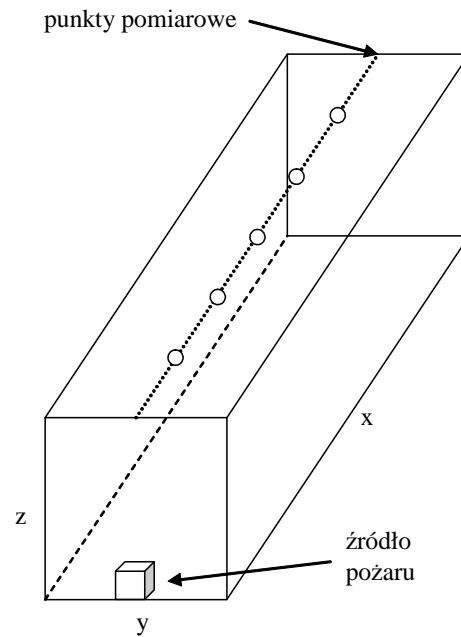
RYSUNEK 4.16: Zmiana temperatury w płaszczyźnie sufitu w zależności od przyjętych stałych turbulencji *wartości pierwotne: $Pr=0,5$ i $Sc=0,5$ [opracowanie własne].

Badanie efektu skali na przykładzie rozchodzenia się ciepła

w pomieszczeniach prostopadłościennych

Kolejny test miał na celu sprawdzenie zachowania się programu FDS dla układu w kształcie rury o przekroju kwadratowym przy przyjęciu różnych jej wymiarów. Obliczono rozkład temperatury w wybranych punktach na górnej ścianie rury, jak również prędkość gazów i liczbę Reynoldsa. Testy powtórzono zarówno dla przypadku symulacji Large Eddy Simulation (LES) jak i Direct Numerical Simulation (DNS). Schemat układu „rury” zaprezentowano na rys. 4.17, a wymiary rury dla trzech przypadków podano w tab. 4.6.

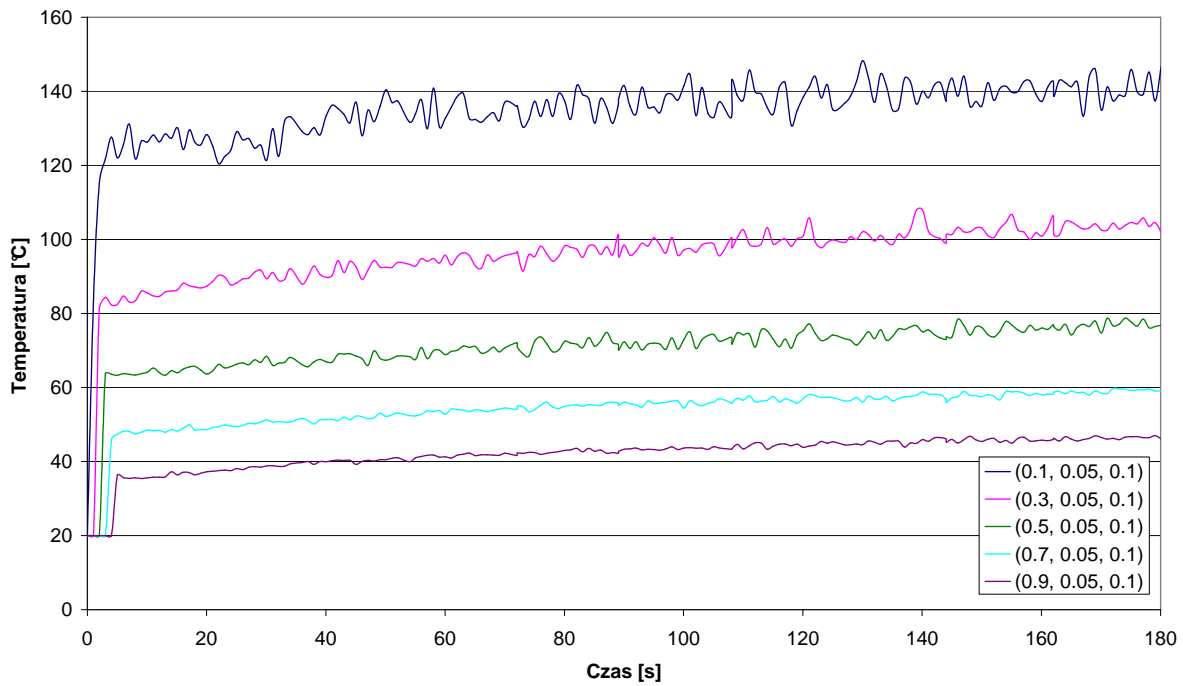
Wykazano, że symulacja DNS sprawdza się jeszcze przy obliczeniach temperatury dla najmniejszej „rury”, o wymiarach $1\text{ m} \times 0,1\text{ m} \times 0,1\text{ m}$ i siatce $0,1\text{ m} \times 0,1\text{ m} \times 0,1\text{ m}$, natomiast nie nadaje się do obliczeń liczby Reynoldsa (wzór 4.81) dla tej rury, a także



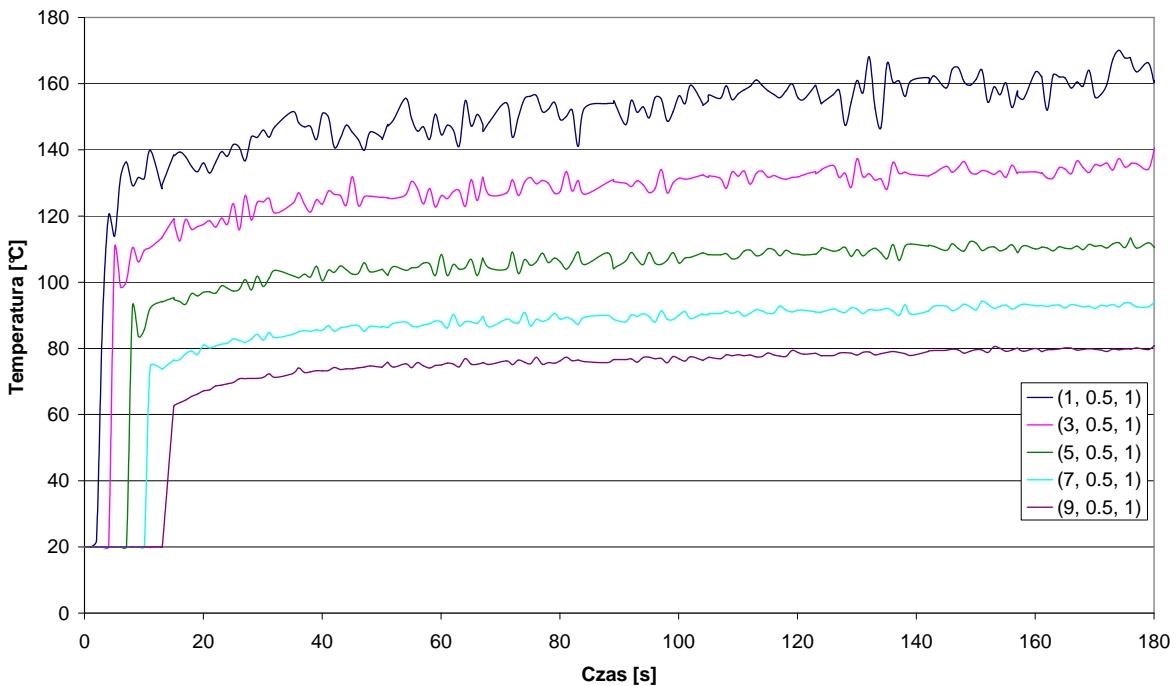
RYSUNEK 4.17: Schemat układu („rury”), dla którego badano parametry pożaru.

Nr	Wymiary (x, y, z) przestrzeni kontrolnej	Siatka dyskretyzacji	Powierzchnia pożaru	Moc pożaru
1	$1\text{ m} \times 0,1\text{ m} \times 0,1\text{ m}$	$0,01\text{ m} \times 0,01\text{ m} \times 0,01\text{ m}$	$0,0004\text{ m}^2$	$0,4\text{ kW}$
2	$10\text{ m} \times 1\text{ m} \times 1\text{ m}$	$0,1\text{ m} \times 0,1\text{ m} \times 0,1\text{ m}$	$0,04\text{ m}^2$	40 kW
3	$100\text{ m} \times 10\text{ m} \times 10\text{ m}$	$1\text{ m} \times 1\text{ m} \times 1\text{ m}$	4 m^2	4000 kW

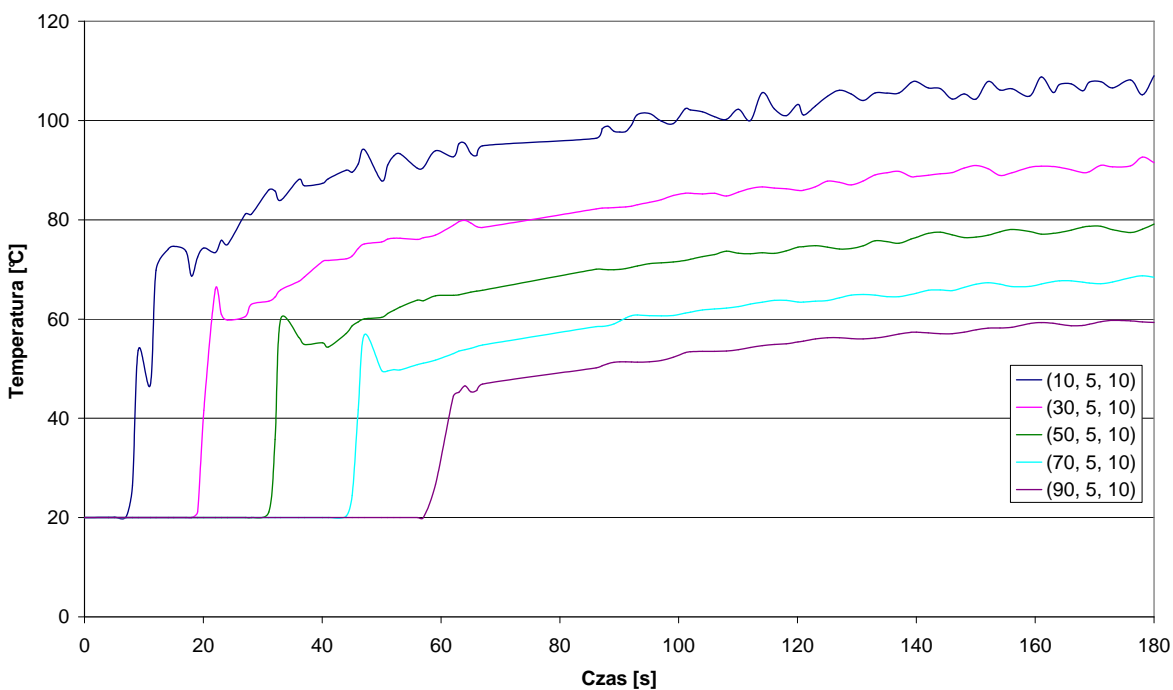
TABELA 4.1: Wymiary rur i moce pożarów testowych.



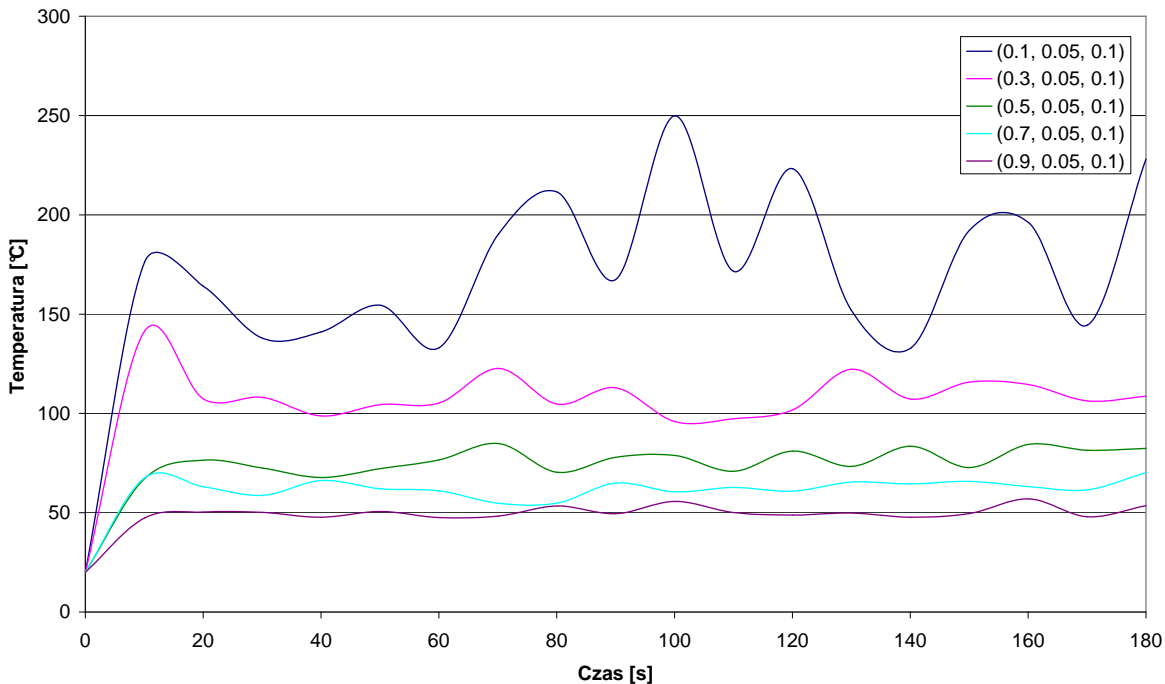
RYSUNEK 4.18: Przebiegi temperatury w 5 punktach pomiarowych (rura $1\text{ m} \times 0,1\text{ m} \times 0,1\text{ m}$; siatka $0,01\text{ m} \times 0,01\text{ m} \times 0,01\text{ m}$; symulacja LES).



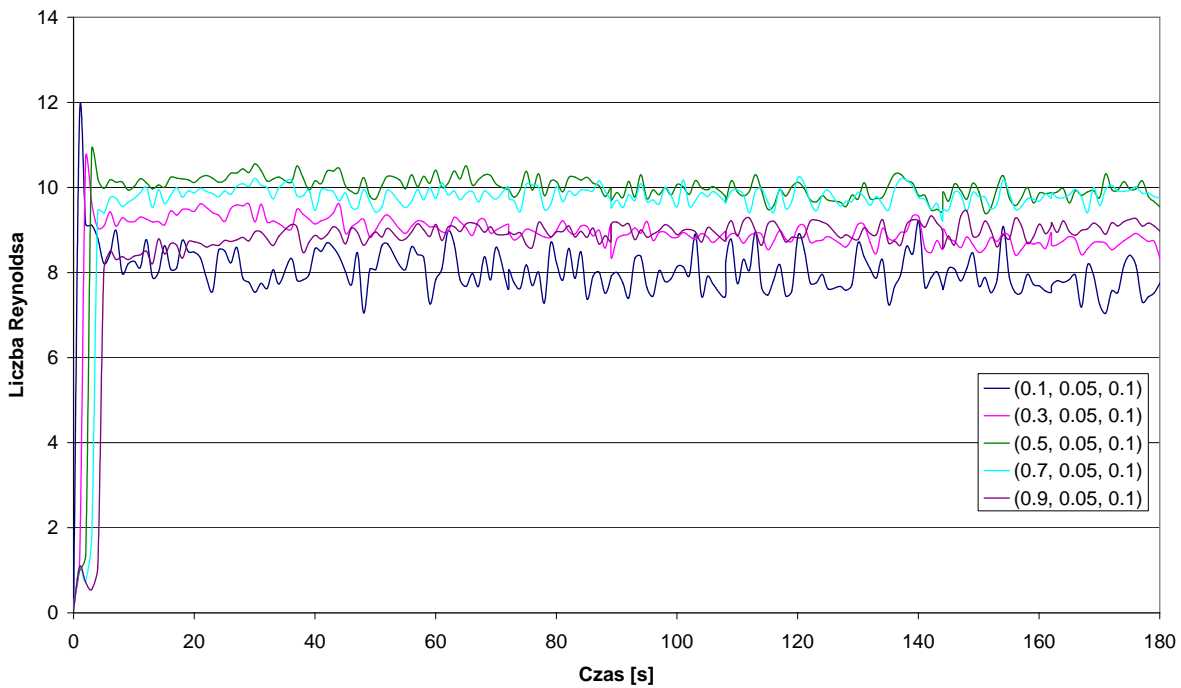
RYSUNEK 4.19: Przebiegi temperatury w 5 punktach pomiarowych (rura $10\text{ m} \times 1\text{ m} \times 1\text{ m}$; siatka $0,1\text{ m} \times 0,1\text{ m} \times 0,1\text{ m}$; symulacja LES).



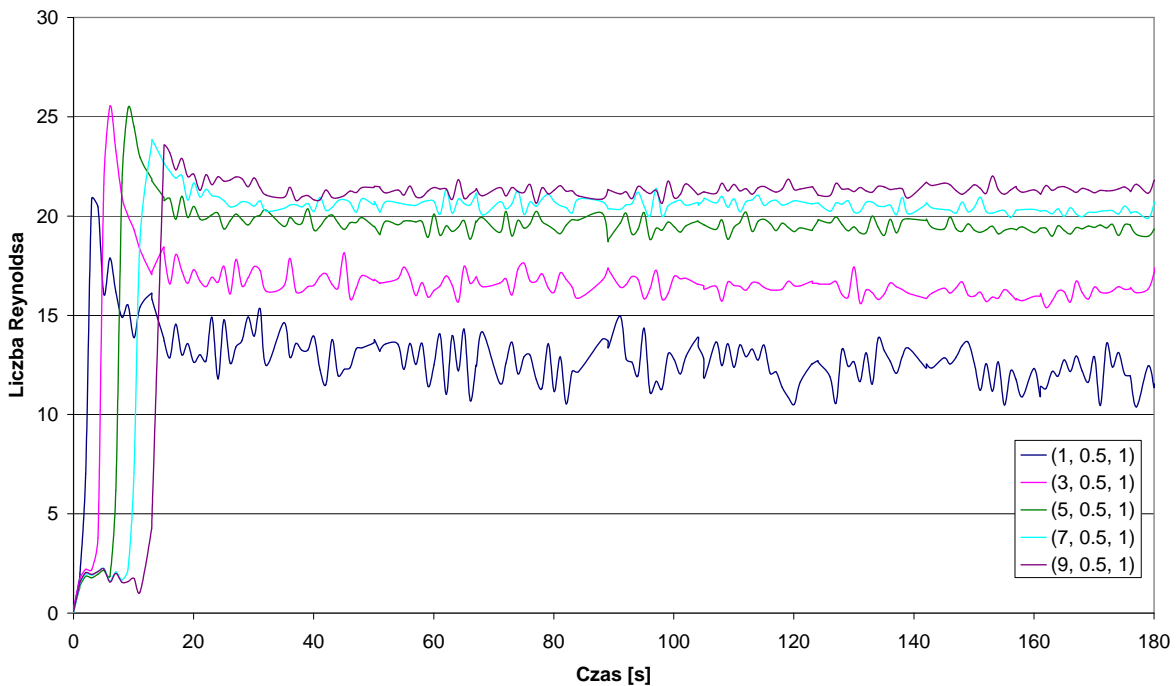
RYSUNEK 4.20: Przebiegi temperatury w 5 punktach pomiarowych (rura $10\text{ m} \times 10\text{ m} \times 10\text{ m}$; siatka $1\text{ m} \times 1\text{ m} \times 1\text{ m}$; symulacja LES).



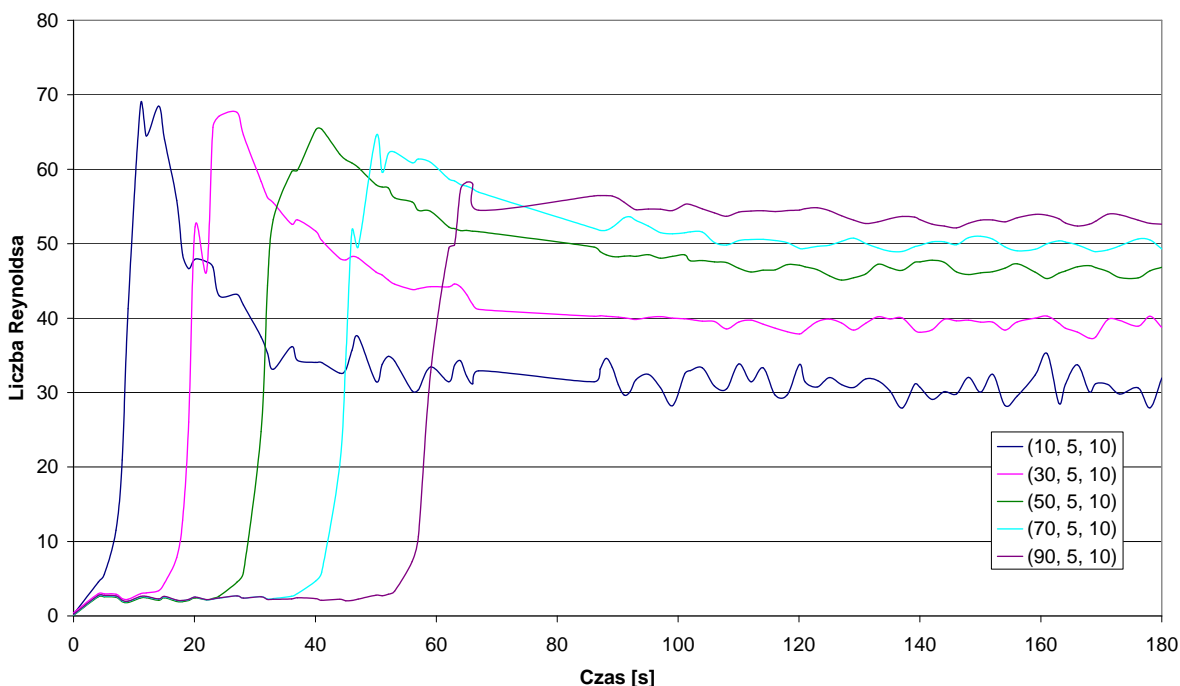
RYSUNEK 4.21: Przebiegi temperatury w 5 punktach pomiarowych (rura $1\text{ m} \times 0,1\text{ m} \times 0,1\text{ m}$; siatka $0,01\text{ m} \times 0,01\text{ m} \times 0,01\text{ m}$; symulacja DNS).



RYСУNEK 4.22: Zmiana liczby Reynoldsa w 5 punktach pomiarowych (rura $1\text{ m} \times 0,1\text{ m} \times 0,1\text{ m}$; siatka $0,01\text{ m} \times 0,01\text{ m} \times 0,01\text{ m}$; symulacja LES).



RYСУNEK 4.23: Zmiana liczby Reynoldsa w 5 punktach pomiarowych (rura $10\text{ m} \times 1\text{ m} \times 1\text{ m}$; siatka $0,1\text{ m} \times 0,1\text{ m} \times 0,1\text{ m}$; symulacja LES).



RYSUNEK 4.24: Zmiana liczby Reynoldsa w 5 punktach pomiarowych (rura $100\text{ m} \times 10\text{ m} \times 10\text{ m}$; siatka $1\text{ m} \times 1\text{ m} \times 1\text{ m}$; symulacja LES).

daje chaotyczne i nieczytelne rezultaty dla pozostałych dwóch większych rur o większych „oczka” siatek. Jest to spowodowane tym, że w przypadku większych rur wymiar pojedynczej komórki zdecydowanie przekracza 5 mm. Zastosowana metoda DNS jest przeznaczona do analizy przykładów o stosunkowo gęstej dyskretyzacji.

$$\text{Re} = \frac{l \cdot u_{ch}}{\nu} \quad (4.81)$$

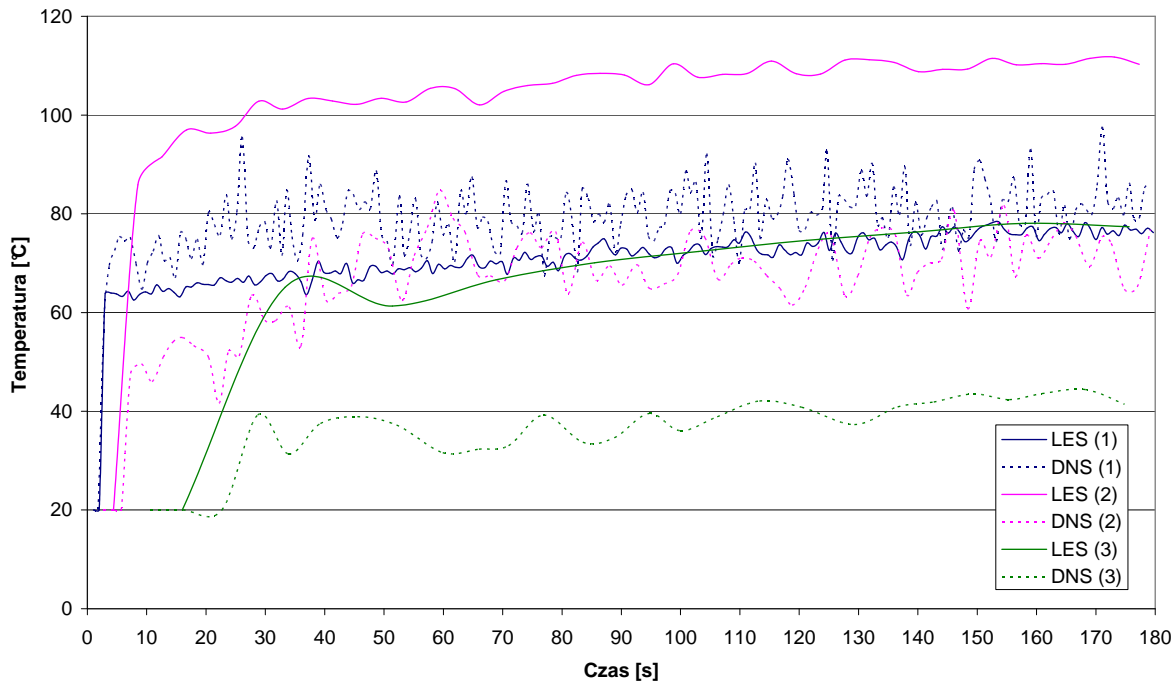
gdzie

l - wymiar charakterystyczny, u_{ch} - prędkość charakterystyczna płynu,

ν - lepkość kinematyczna.

Liczba Reynoldsa opisuje charakter przepływu, np. dla przepływu płynu przez rurę za u_{ch} przyjmuje się średnią prędkość przepływu, a l oznacza średnicę rury. Liczba Reynoldsa może służyć jako kryterium turbulentności. Typowa wartość Re , dla której pojawia się turbulencja w pełni rozwinięta to około 2000.

Na rysunkach 4.25 do 4.27 porównano rezultaty symulacji LES i DNS dla 3 wymiarów rur dla punktu znajdującego się na górnej ścianie rury na jej końcu. Numery rur jak w tab. 4.1. Najlepszą zgodność temperatur obserwuje się w przypadku analizy rury nr 1. Podobnie najlepsza zgodność wartości prędkości i liczby Reynoldsa występuje



RYSUNEK 4.25: Porównanie przebiegów temperatury w punkcie dla 3 rur dla symulacji LES (ang. Large Eddy Simulation) i DNS (ang. Direct Numerical Simulation).

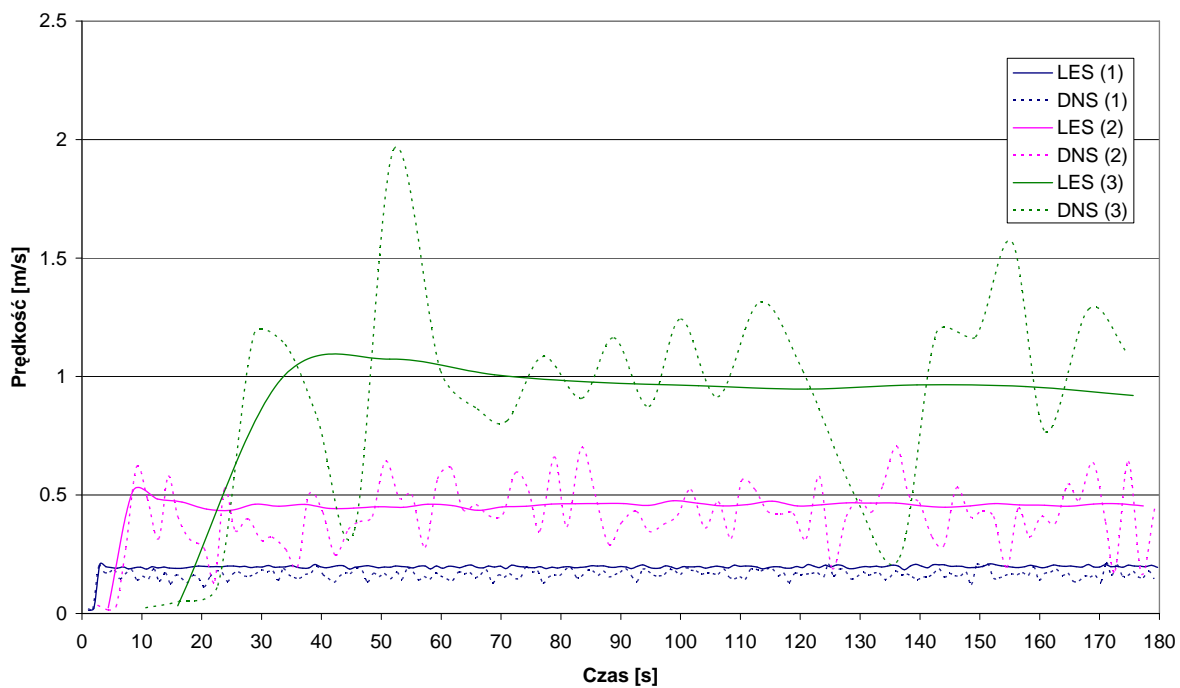
w przypadku rury nr 1 o najmniejszym wymiarze komórki.

Rozwiązań równań Naviera-Stokesa dokonuje się przy użyciu metody DNS (ang. Direct Numerical Simulation) lub metody LES (ang. Large Eddy Simulation). W pierwszej z nich tzw. człony dyssypatywne określające rozpraszanie energii kinetycznej wirów (pojawiające się w wyniku uśredniania Reynoldsa równania Naviera-Stokesa) są rozwiązywane bezpośrednio. W metodzie drugiej, w której wiry dużej skali są obliczane bezpośrednio, modeluje się procesy dyssypacji w małej skali (ang. sub-grid scale). Wybór metody między DNS lub LES zależy od celu symulacji i od geometrii samej siatki. Na przykład, jeżeli celem jest symulacja przepływu dymu w dużym obszarze wielu pomieszczeń, nie jest możliwy bezpośredni opis zjawisk spalania i transportu, a więc korzysta się z metody LES. Jednakże dla eksperymentów spalania w małej skali są możliwe bezpośrednie obliczenia transportu gazu i procesów spalania w niewielkim obszarze.

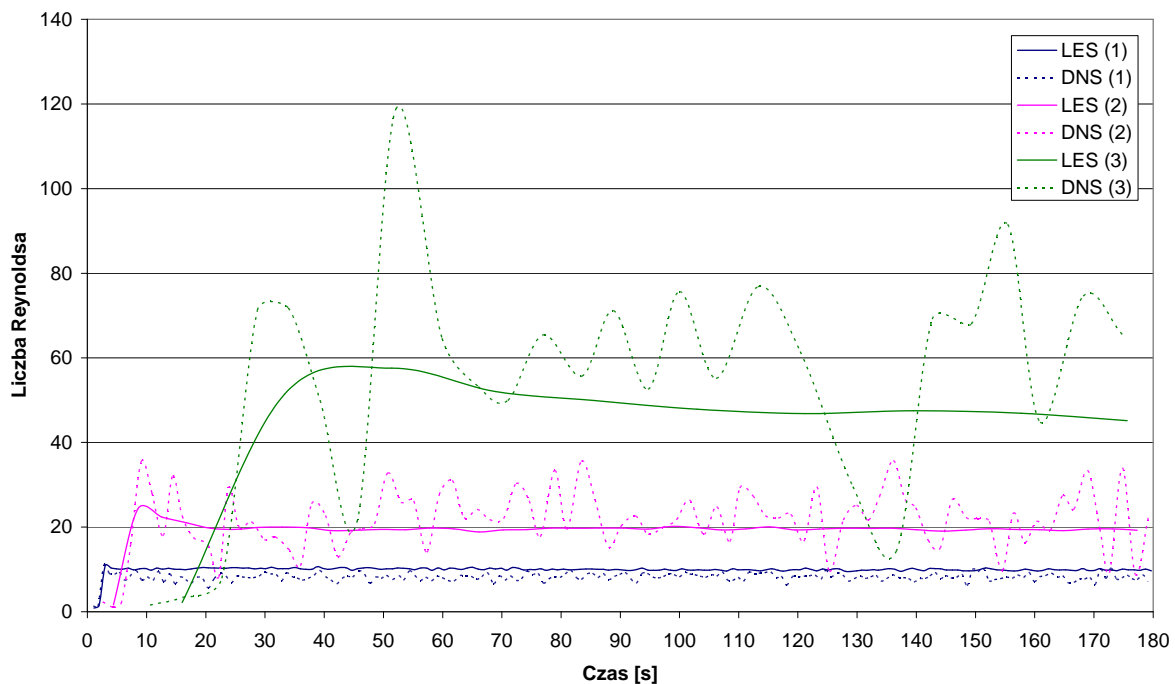
Weryfikacja doświadczalna

W kolejnym przykładzie sprawdzono zgodność wyników symulacji za pomocą FDS z rezultatami badań doświadczalnych [115].

Badania doświadczalne przeprowadzono w pomieszczeniu badawczym o wymiarach zbliżonych do wymiarów tzw. ISO Room (rys. 4.28) odpowiadającemu małemu pomiesz-



RYSUNEK 4.26: Porównanie przebiegu prędkości gazów w punkcie dla 3 rur dla symulacji LES i DNS.

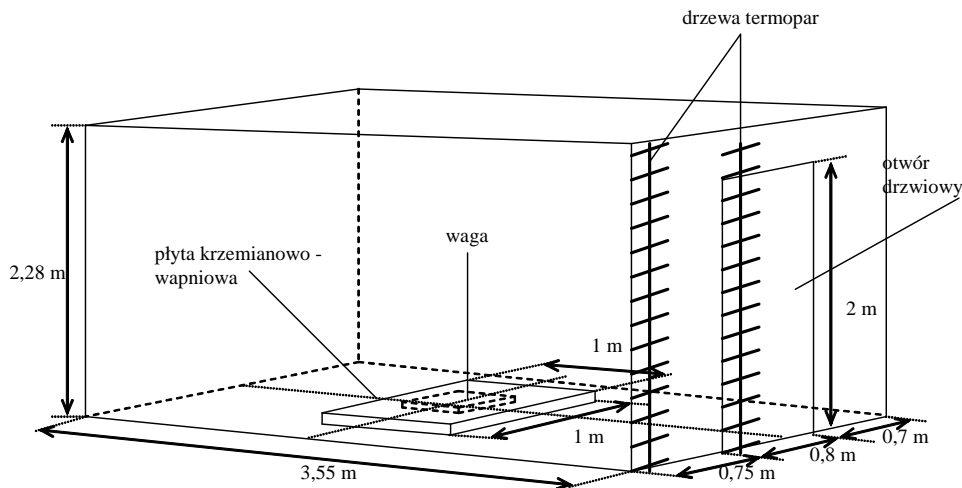


RYSUNEK 4.27: Porównanie zmiany liczby Reynoldsa w punkcie dla 3 rur dla symulacji LES i DNS.

czeniu mieszkalnemu lub biurowemu o objętości $V = 18,21 \text{ m}^3$. Symulowany był pożar w początkowej jego fazie przy swobodnym dostępie powietrza przez otwór wentylacyjny (drzwi), zainicjowany w środku geometrycznym pomieszczenia na podłodze, przy pomocy ściśle określonych źródeł zapłonu.

Ściany i strop pomieszczenia wykonane były z profili metalowych, do których zamocowano beton komórkowy *YTONG 0,5* o grubości $0,12 \text{ m}$, a podłogę wykonano z płyty betonowej. W ścianie frontowej usytuowano otwór drzwiowy (otwór wentylacyjny) o szerokości $0,8 \text{ m}$ i wysokości 2 m .

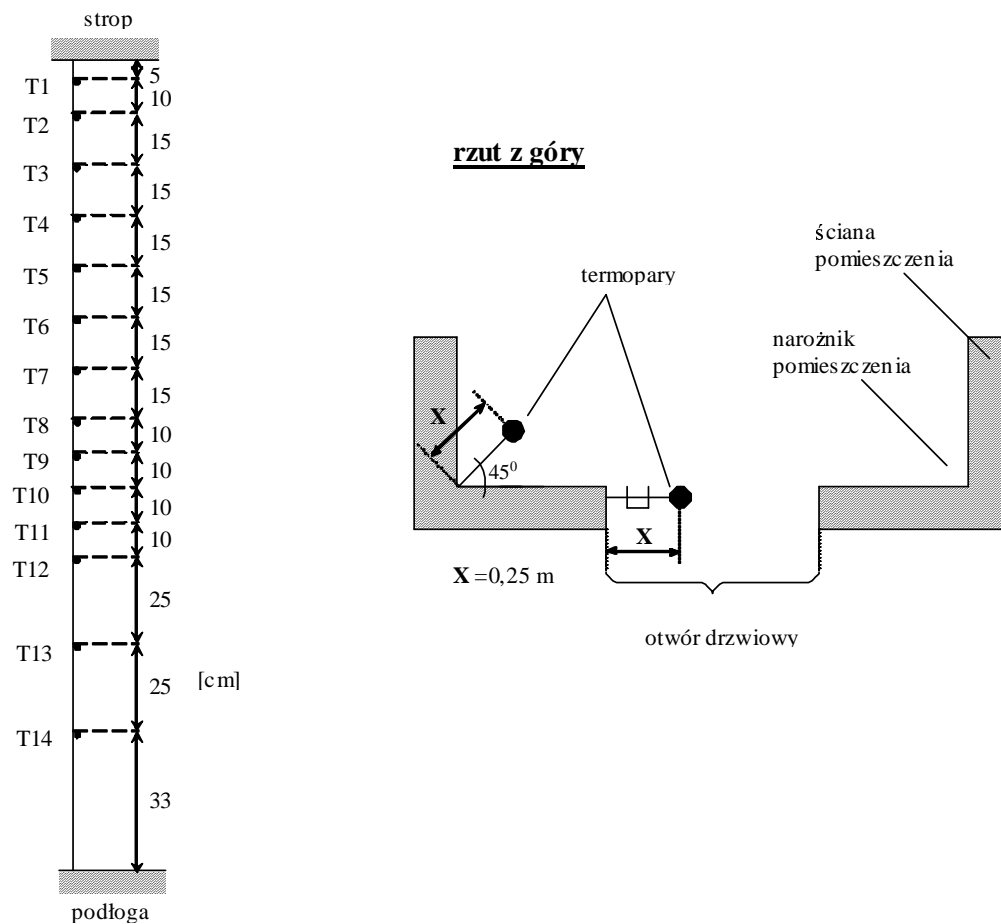
W celu odprowadzenia spalin i ciepła, po wykonanej próbie, nad drzwiami usytuowano układ wentylacyjny z okapem i przewodem wentylacyjnym, połączonym z wentylatorem. W czasie spalania materiałów wentylacji mechanicznej nie stosowano.



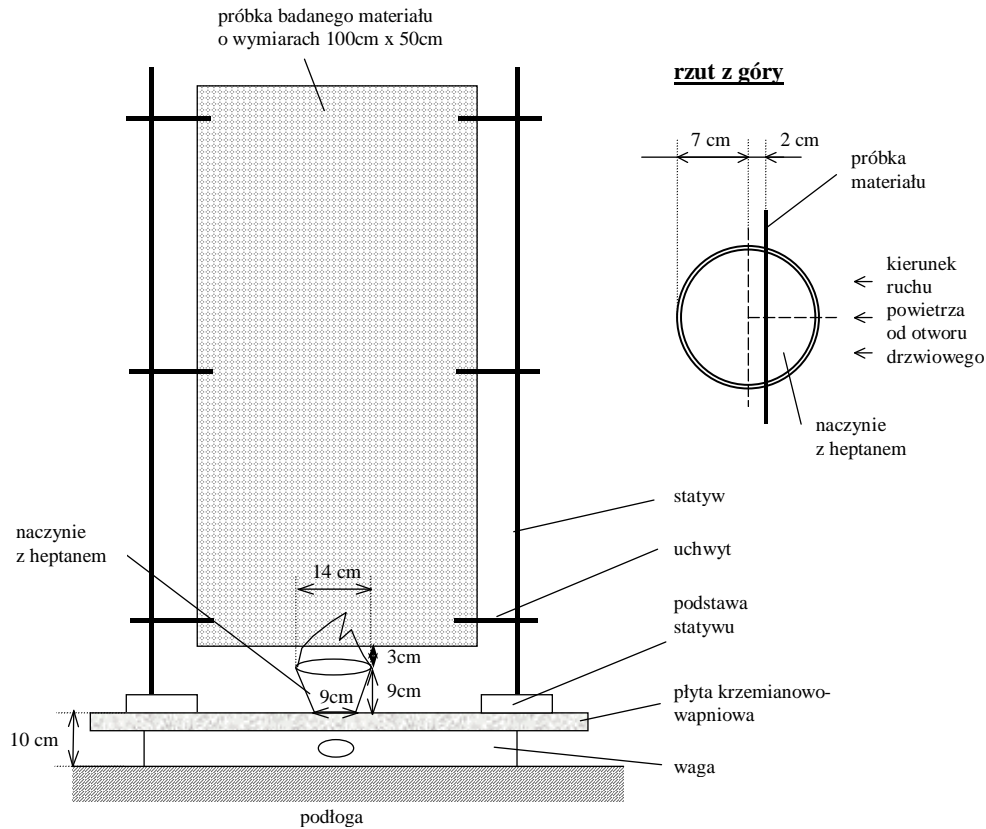
RYSUNEK 4.28: Schemat ideowy stanowiska pomiarowego w pełnej skali [115].

Podczas badania rejestrowano ubytek masy próbki materiału umieszczonego na wadze na podłodze pomieszczenia oraz temperaturę na różnych wysokościach nad poziomem podłogi pomieszczenia w jego narożniku i w otworze drzwiowym. Niżej podano sposób rozmieszczenia termopar (rys. 4.29).

Układy rozkładu termicznego i spalania próbek materiałów ustawiono na płycie krzemianowo-wapniowej o wymiarach $1 \text{ m} \times 1 \text{ m}$, grubości 12 mm i gęstości 870 kg/m^3 , która leżała bezpośrednio na szali wagi. Jako materiał palny wybrano drewno dębowe. Usytuowanie płyty dębowej pokazano na rys. 4.30. Wykorzystano statywy ustawione na płycie krzemianowo-wapniowej ze źródłem zapłonu umieszczonym pod krawędzią próbki, którym było 130 g heptanu w naczyniu z blachy stalowej (rys. 4.30). Ustawienie próbek materiału wybrano tak, by uzyskać równomierną penetrację płomienia po obu stronach



RYСУNEK 4.29: Usytuowanie termopar w narożniku i w otworze drzwiowym pomieszczenia badawczego - schemat ideowy [115].



RYSUNEK 4.30: Próbkę materiału zorientowaną pionowo oraz ustawienie próbki materiału względem źródła zapłonu - schemat ideowy [115].

materiału.

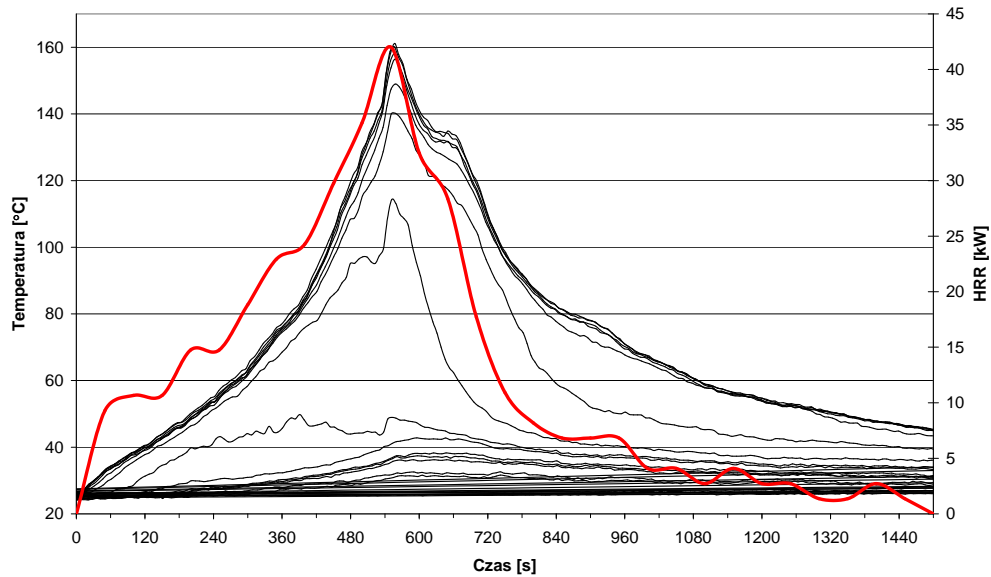
Obliczenia wykonano z zastosowaniem wymiaru komórki $0,2\text{ m} \times 0,2\text{ m} \times 0,1\text{ m}$. Wyniki obliczeń przedstawiono na rys. 4.32.

W efekcie przeprowadzonych obliczeń uzyskano dobrą zgodność wyników symulacji z danymi eksperymentalnymi. Maksymalna wartość temperatury w symulacji ($140\text{ }^{\circ}\text{C}$) była o $20\text{ }^{\circ}\text{C}$ mniejsza niż maksymalna jej wartość odnotowana w eksperymencie ($160\text{ }^{\circ}\text{C}$). Daje to 12,5% zgodność wyników. Widoczną różnicę w postaci krzywych temperatury w symulacji i doświadczeniu stanowi początek pożaru. W wyniku symulacji narastanie temperatury w pożarze jest szybsze niż zmierzone podczas eksperymentu.

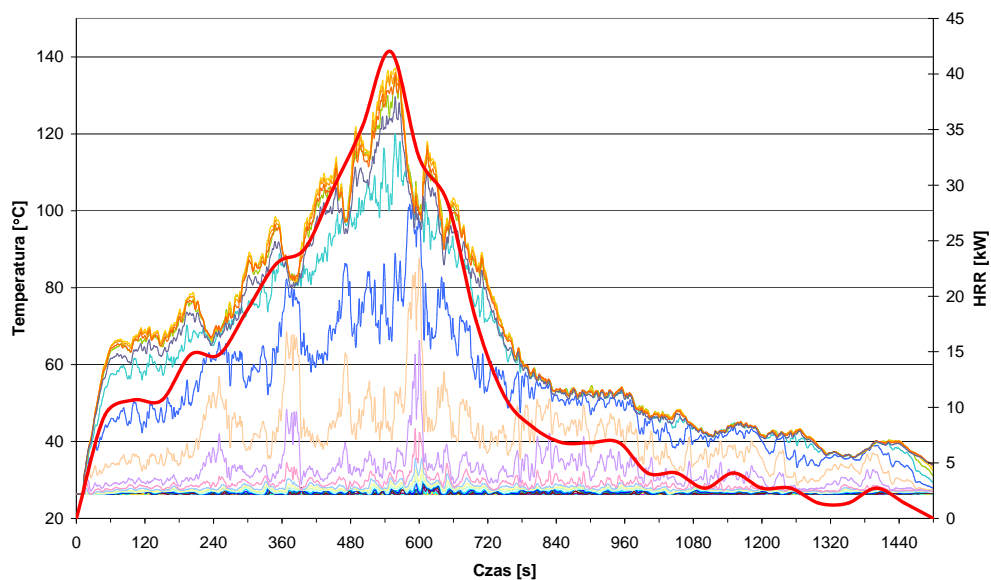
Przepływ gazów przez otwór drzwiowy

Dodatkowo obliczono przepływ gazów przez otwór drzwiowy, aby sprawdzić, jaki kierunek i prędkość przyjmuje gaz na odpowiednich wysokościach otworu. Tego rodzaju badań nie przeprowadzono doświadczalnie, a więc nie istnieje możliwość weryfikacji wyników. Wymiary pomieszczenia i położenie otworu drzwiowego zamieszczono na rys. 4.28.

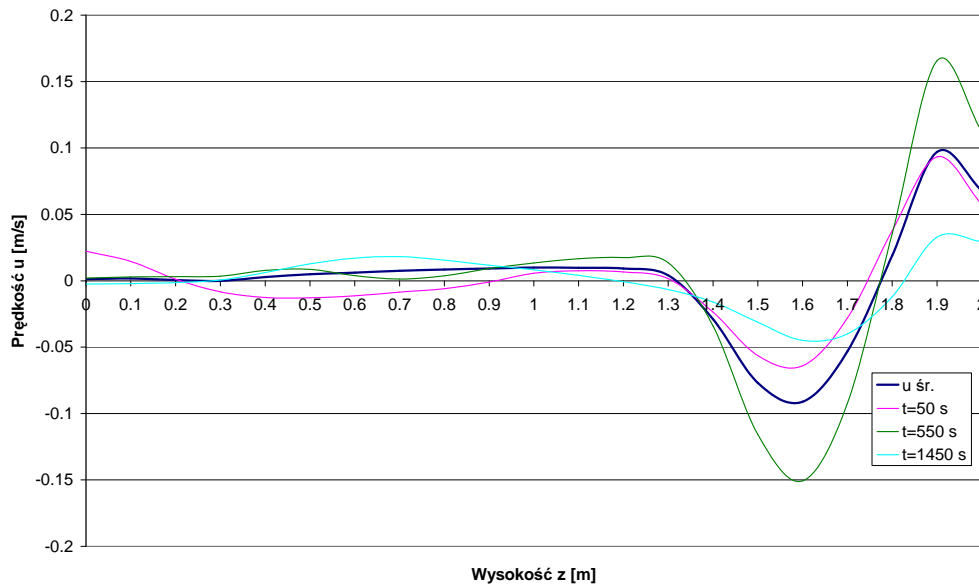
Wyniki testu pokazują, że istnieje obszar drzwi, przez który następuje wypływ gazów



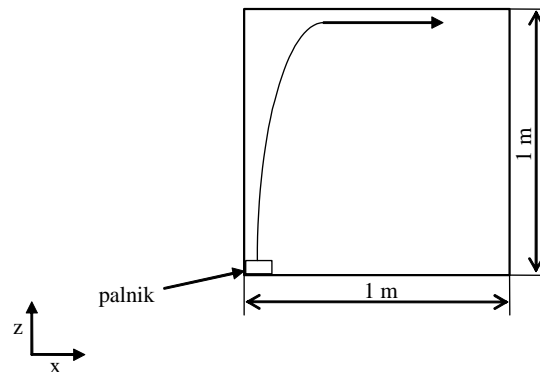
RYSUNEK 4.31: Temperatury zmierzone na kolejnych termoparach z naniesioną krzywą mocy pożaru.



RYSUNEK 4.32: Temperatury obliczone w punktach odpowiadającym położeniu poszczególnych termoparach w eksperymencie z naniesioną krzywą mocy pożaru.



RYSUNEK 4.33: Przepływ gazów przez otwór drzwiowy (uśredniony w czasie i w wybranych chwilach pożaru) [opracowanie własne].



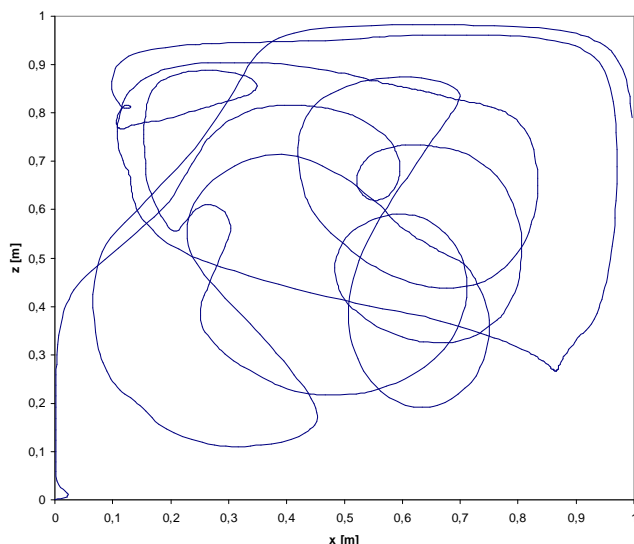
RYSUNEK 4.34: Schemat układu, dla którego badano ruch wybranej cząsteczki.

z pomieszczenia (powyżej 1,75 m wysokości drzwi) jak również występuje obszar, przez który następuje napływ świeżego powietrza do pomieszczenia (pomiędzy 1,35 a 1,75 m wysokości).

Ruch cząsteczki

Celem poniższego przykładu obliczeniowego było sprawdzenie trajektorii ruchu wybranej pojedynczej cząsteczki. Aby dobrze zobrazować ruch cząsteczki zrezygnowano z jednego wymiaru w modelu, wykonując obliczenia w układzie dwuwymiarowym.

Obserwowane trajektorie cząstek nie pozwalają na wyciągnięcie jednoznacznych wniosków dotyczących charakteru i rozmiarów zawirowań. Widać zarówno małe jak i duże



RYSUNEK 4.35: Trajektoria ruchu wybranej cząstki w układzie dwuwymiarowym. Start - punkt $(0, 0)$ [opracowanie własne].

wiry, pewne fragmenty trajektorii w ogóle nie poddają się prostemu opisowi.

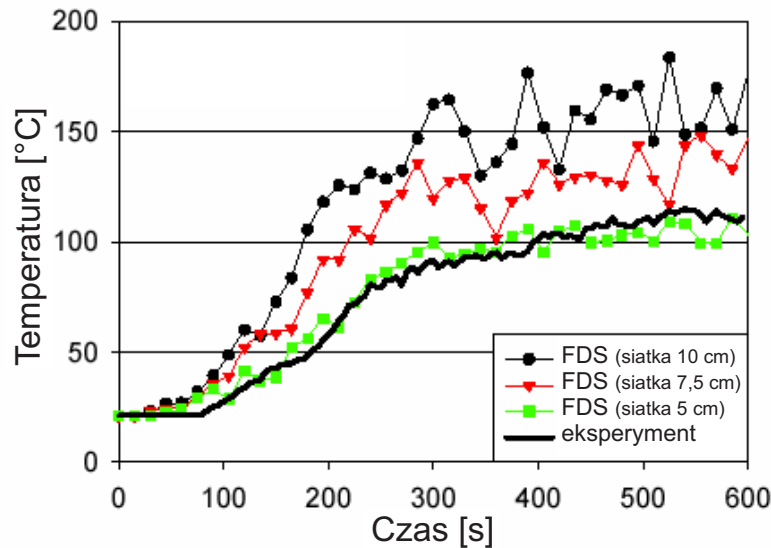
Niżej podano krótką dyskusję wrażliwości modelu FDS oznaczającą wpływ zmian parametrów wejściowych FDS na wyniki symulacji [145]. Obliczenia modelowe są wrażliwe na:

- niepewność danych wejściowych,
- poziom szczegółowości opisu fizyki i chemii zjawisk,
- wartości parametrów numerycznych (wielkość kroku czasowego, wymiar siatki itp.),
- błędy związane z zastosowaniem danych procedur obliczeniowych.

Wpływ wielkości komórek siatki na wartości temperatury ośrodka gazowego

Najważniejszym parametrem w FDS jest wielkość komórek siatki. Modele CFD rozwiązują daną postać równań zachowania masy, energii i pędu przy użyciu siatki numerycznej. Błąd związany z dyskretyzacją pochodnych cząstkowych jest funkcją wielkości komórek siatki i metody różniczkowania. FDS używa przybliżenia dokładności drugiego rzędu pochodnych czasowych i przestrzennych równań Naviera-Stokesa przyjmując, że błąd dyskretyzacji jest proporcjonalny do kwadratu wielkości komórki siatki. Teoretycznie zmniejszając komórki siatki dwukrotnie, zmniejsza się błąd dyskretyzacji czterokrotnie. Powoduje to jednak wydłużenie czasu symulacji 16 razy (dwukrotnie dla czasu i dwukrotnie dla każdego wymiaru). Badania pokazują, że rozmiar odnoszący się do minimalnej wielkości komórki, poniżej którego zmniejszanie wielkości „oczka” siatki nie przynosi

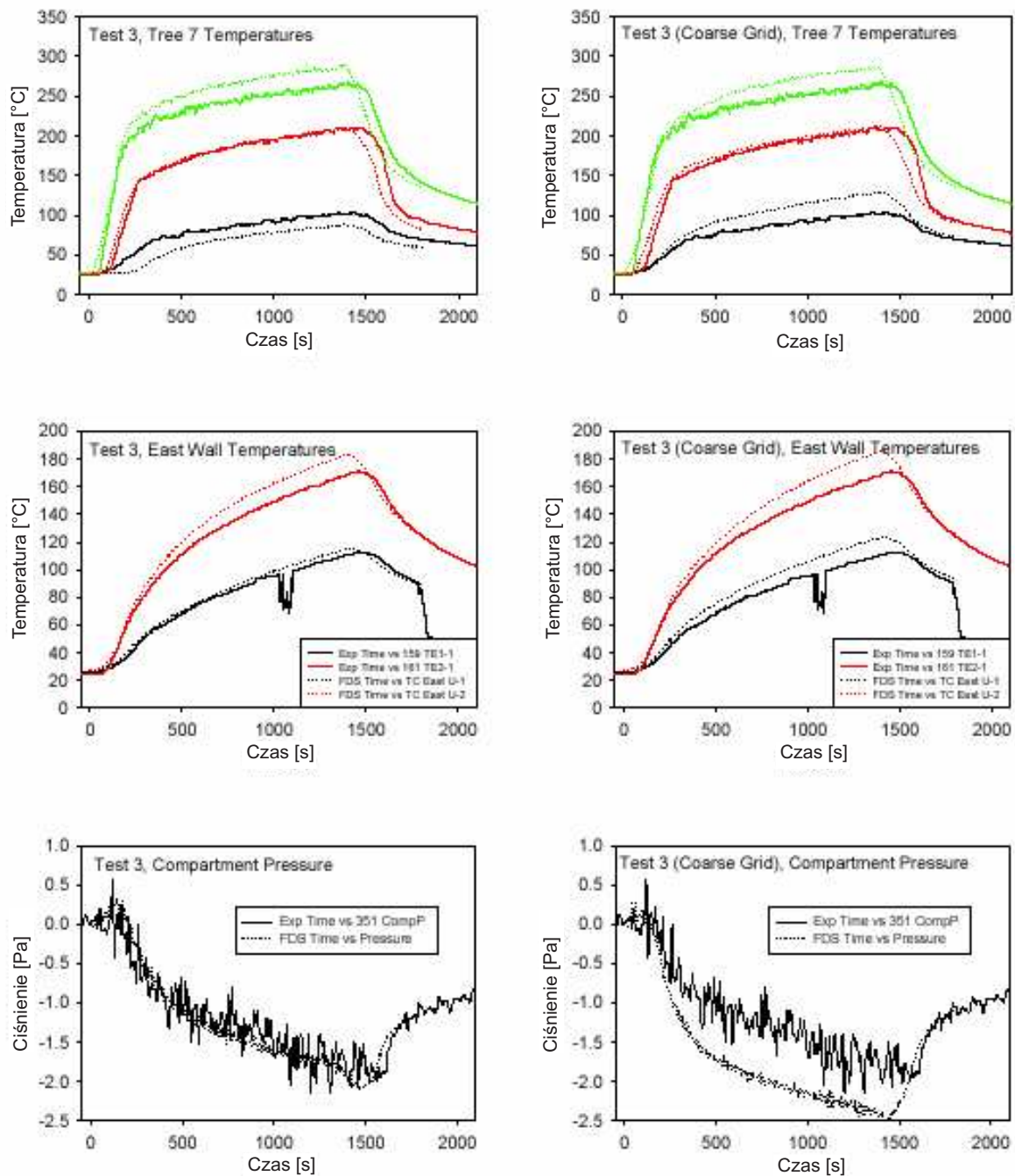
efektu w postaci wzrostu dokładności obliczeń. Określanie danej wielkości komórki siatki użytej do obliczeń jest określane jako analiza wrażliwości na zmianę wielkości komórek (ang. grid sensitivity study). Przykładowo na rys. 4.36 pokazano obliczenia temperatury kolumny konwekcyjnej przyjmując różne wielkości komórek siatki (10 cm; 7,5 cm i 5 cm) [143].



RYSUNEK 4.36: Analiza wrażliwości na wielkości komórek siatki (porównanie z doświadczeniem) [143].

Czas obliczeń zmienia się dla tych przypadków odpowiednio od kilku godzin dla wielkości siatki 10 cm do kilku dni przy założeniu wielkości 5 cm. Przyjęcie najmniejszej z wymienionych wielkości siatki daje lepszą zgodność wyników z doświadczeniem (rys. 4.36), ponieważ strumień wpływającego powietrza do gorącej kolumny konwekcyjnej jest opisany z dużo większą dokładnością. Dalsze udoskonalanie siatki (zmniejszanie jej wielkości) nie prowadzi do zauważalnych różnic w obliczeniach. Ustalenie wielkości siatki zależy od rodzaju i celu symulacji, które są określone obliczanymi parametrami. Obliczenia temperatury górnej warstwy i jej położenia zwykle nie wymagają tak małych wielkości siatki jak parametry rodzaju strumienia ciepła w sąsiedztwie strefy spalania (płomieni). Wyniki symulacji przeprowadzonych przy użyciu wielkości siatek 10 cm i 20 cm, przedstawiono na rys. 4.37 [143].

Otrzymane różnice w wartościach temperatury i ciśnienia są niewielkie. Jest to wynikiem tego, że podstawowe równania zachowania uśredniają temperaturę. W związku z tym przyjęcie większych rozmiarów siatki w przypadku braku dużych gradientów temperatury powoduje, że w tym zakresie wielkość siatki nie wpływa znacząco na obliczoną



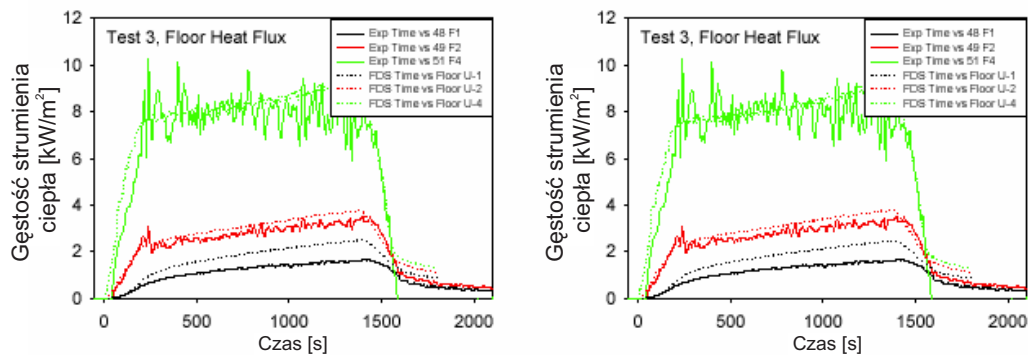
RYSUNEK 4.37: Analiza wpływu wielkości komórek siatki na temperaturę i ciśnienie (porównanie z doświadczeniem) - „lepsza” (po lewej/siatka 10 cm) i „gorsza” (po prawej/siatka 20 cm) zgodność eksperymentu z symulacją [143].

temperaturę. W przypadku źródeł ognia o małych wielkościach zastosowanie większych wymiarów komórek siatki powoduje większe błędy obliczeń temperatury.

Otwory wentylacyjne są mniej dokładnie opisane przy pomocy siatek o większych wielkościach komórek, co prowadzi do większych błędów obliczeń ciśnienia w pomieszczeniu. Większe komórki sieci CFD bardziej odpowiadają objętościom kontrolnym w modelach strefowych, które uśredniają takie wielkości jak temperatura czy ciśnienie w danych obszarach pomieszczenia.

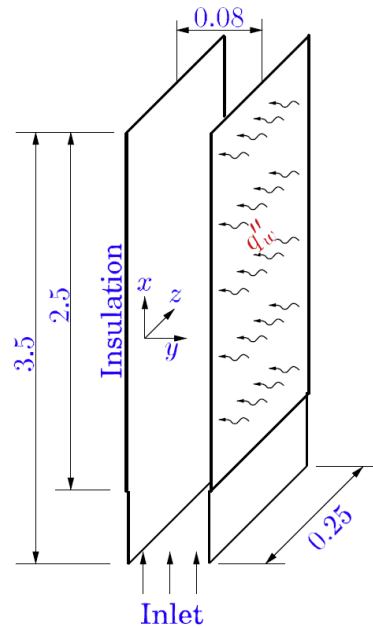
Wpływ parametrów promieniowania na gęstość strumienia promieniowania cieplnego

Stopień dyskretyzacji przestrzennej określa dokładność różniczkowania podstawowych równań hydrodynamicznych metodą różnic skończonych. Rozwiązanie przestrzenne zdykretyzowanego równania transportu promieniowania jest istotne dla zastosowań w których strumień ciepła oddziałuje na otoczenie. FDS standardowo używa 100 kątów bryłowych, w których jest transferowana energia promieniowania od płomienia lub gorących gazów przez pomieszczenie do otoczenia. Założenie liczby 100 kątów jako standardowe jest związane z wymaganiem dokładności. Jak zauważono w pracy [143] dyskretyzacja promieniowania na 100 kątów bryłowych jest wystarczająca w przeważającej ilości rozważanych przypadków. Na rys. 4.38 przedstawiono wyniki symulacji przy użyciu liczby 100 i 200 kątów, pod którymi rozchodzi się promieniowanie [143].



RYСУNEK 4.38: Porównanie danych doświadczalnych i wyników obliczeń gęstości strumienia ciepła dla 200 (po lewej) i 100 (po prawej) kątów rozchodzenia się promieniowania [143].

Nie stwierdzono zauważalnych różnic w rezultatach obliczeń, co potwierdza, że w tym przypadku założenie liczby 100 kątów jest wystarczające. Analiza wrażliwości prowadziła do określenia optymalnej liczby kątów bryłowych.



RYSUNEK 4.39: Model wymiany ciepła przez promieniowanie między dwoma równoległymi prostokątnymi powierzchniami [28].

Wpływ promieniowania na wymianę ciepła pomiędzy dwoma równoległymi płytami

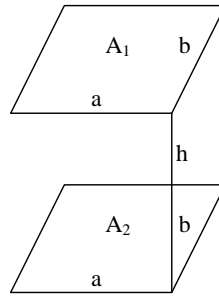
Zaproponowano własny model wymiany ciepła przez promieniowanie. Model skonstruowano w celu obliczania strumienia promieniowania cieplnego pochłanianego przez poszczególne komórki położone między płytami: gorącą i zimną, poczynając od pierwszej komórki dotykającej do płyty zimnej a kończąc na ostatniej, położonej na płycie gorącej. Obliczony z modelu strumień promieniowania jest pochłaniany przez daną komórkę powodując zmiany jej entalpii.

Proponowany model promieniowania porównano z modelem konwekcyjno-radiacyjnym zaproponowanym przez Barhaghi oraz Davidsona w pracy [28]. Obliczenia zostały przeprowadzone dla przykładu numerycznego podanego w [28], rys. 4.39. Obszar zadania został podzielony na $482 \times 66 \times 66$ objętości skończonych (wysokość \times szerokość \times odległość pomiędzy płytami).

Założenia modelu:

1. Występuje wymiana ciepła przez promieniowanie między dwoma równoległymi, jednakowo płaskimi tarczami prostokątnymi o danych stałych temperaturach.
2. Płyty i gaz między płytami są ciałami szarymi.
3. Zakłada się rozkład temperatur między płytami.

Algorytm wymiany ciepła przez promieniowanie został podzielony na następujące eta-



RYSUNEK 4.40: Układ geometryczny dwóch równoległych płaskich tarcz prostokątnych.

py postępowania:

1. Obliczenie współczynników konfiguracji φ między równoległymi płaszczyznami prostokątnymi.
2. Obliczenie strumienia promieniowania pochłanianego przez każdą komórkę w danej odległości od płyty gorącej.
3. Obliczenie energii przypadającej na pojedynczą komórkę w funkcji odległości od płyty gorącej.

Etap 1 polega na obliczeniu współczynnika konfiguracji tarczy prostokątnej. Jeśli wymiana ciepła następuje między płaszczyznami o skończonych wymiarach, to wówczas wprowadza się współczynnik konfiguracji φ zależny od kształtu powierzchni, ich wymiarów, wzajemnego położenia oraz odległości między nimi. Współczynnik konfiguracji powierzchni A_1 (gorąca) i bokach a , b w stosunku do tarczy prostokątnej A_2 (chłodnej) o bokach a , b , oddalonych od siebie o h (por. rys. 4.40) wynosi [229]

$$\begin{aligned} \varphi_{2-1} = \frac{1}{\pi} \left[\frac{h^2}{ab} \ln \frac{(a^2+h^2)(b^2+h^2)}{(a^2+b^2+h^2)h^2} - \frac{2h}{a} \operatorname{arctg} \frac{b}{h} - \frac{2h}{b} \operatorname{arctg} \frac{a}{h} + \right. \\ \left. + \frac{2\sqrt{b^2+h^2}}{b} \operatorname{arctg} \frac{a}{\sqrt{b^2+h^2}} + \frac{2\sqrt{a^2+h^2}}{a} \operatorname{arctg} \frac{b}{\sqrt{a^2+h^2}} \right] \end{aligned} \quad (4.82)$$

Obliczana jest zatem część strumienia promieniowania pochłanianego przez płytę chłodną położoną w danej odległości h od płyty gorącej. Zakłada się podział przestrzeni między płytami na określoną liczbę trójwymiarowych komórek obliczeniowych. Obliczane φ dla danej komórki położonej na myślowej powierzchni pomiędzy płytami wyznacza jaka część promieniowania płyty jest pochłonięta przez daną komórkę. Myślowe powierzchnie są poprowadzone równoległe do płyt, od sąsiedztwa płyty chłodnej aż do bezpośredniego sąsiedztwa płyty gorącej.

Drugim etapem jest obliczenie całkowitego strumienia energii pochłanianej przez wszystkie komórki „leżące” na płaszczyźnie w danej odległości od płyty gorącej. Skorzystano tutaj ze schematu analogii cieplno-elektrycznej. Wzór na wymienianą energię między płaszczyzną gorącą a wszystkimi komórkami „leżącymi” na płaszczyźnie w danej odległości od płaszczyzny gorącej można zapisać jako

$$\dot{Q}_{2-1} = \frac{\sigma T_2^4 - \sigma T_1^4}{\frac{1-\varepsilon_1}{A_1 \varepsilon_1} + \frac{1}{A_1 \varphi_{2-1}}} \quad (4.83)$$

gdzie: \dot{Q}_{2-1} - strumień promieniowania pochłaniany przez wszystkie komórki „leżące” na myślowej płaszczyźnie pomiędzy płytami, T_1 - temperatura powierzchni gorącej, T_2 - średnia temperatura komórek „leżących” na płaszczyźnie między powierzchniami gorącą i chłodną, A_1 - powierzchnia płyty, ε_1 - współczynnik emisyjności, σ - stała Stefana-Boltzmana, φ_{2-1} - współczynnik konfiguracji.

Ostatnim, trzecim, etapem jest obliczenie strumienia promieniowania dla każdej komórki. Dla danego φ otrzymany ze wzoru 4.83 sumaryczny strumień promieniowania \dot{Q}_{2-1} , który dzielony jest przez obliczoną wyżej liczbę komórek „leżących” na każdej płaszczyźnie (wzór 4.84). W efekcie otrzymuje się średni strumień promieniowania pochłonięty przez pojedynczą komórkę w danej odległości od płyty gorącej.

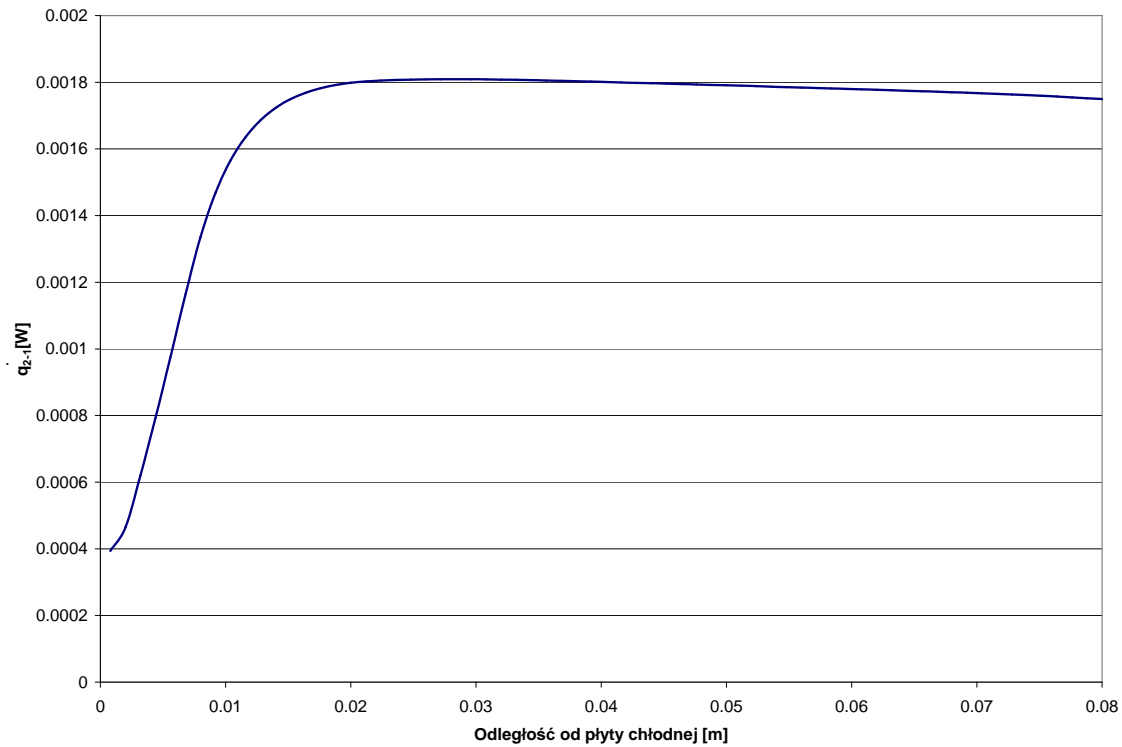
$$\dot{q}_{2-1} = \frac{\dot{Q}_{2-1}}{n} \quad (4.84)$$

gdzie n jest liczbą komórek na danej płaszczyźnie.

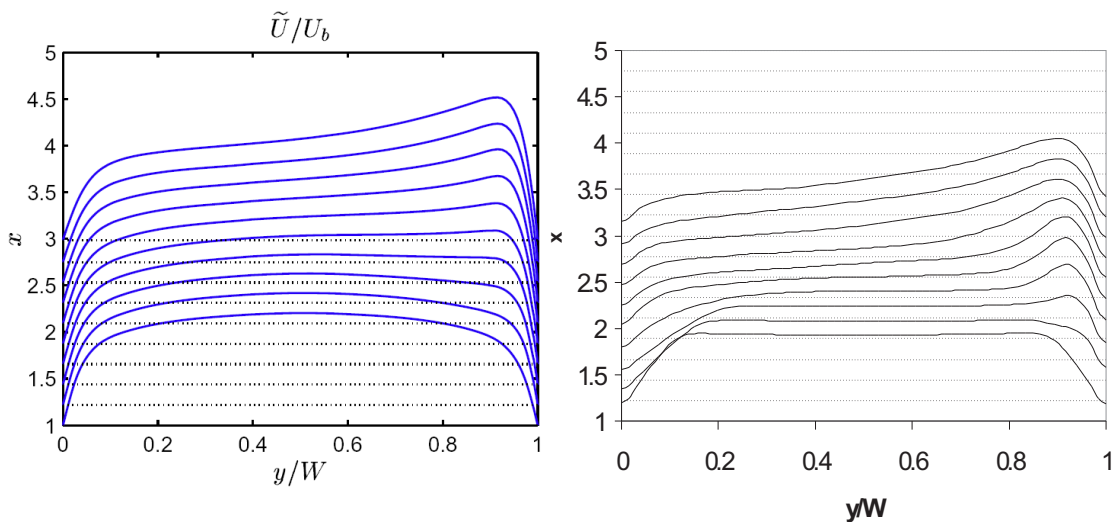
Na rysunkach 4.42 oraz 4.43 zamieszczono wykresy temperatur i prędkości ośrodka na różnych wysokościach równoległych płyt. Z lewej strony zamieszczono wyniki obliczeń uzyskane przez D. Barhaghi i L. Davidsona [28], z prawej natomiast własne wyniki obliczeń z uwzględnieniem proponowanego modelu promieniowania. Obserwujemy zgodność w wykresach profili prędkości ośrodka. Na wykresie profili temperaturowych można zauważyć, że w proponowany model nie wskazuje wzrostu temperatury ośrodka w pobliżu płyty chłodnej. Jest to spowodowane tym, że proponowany model nie uwzględnia pochłaniania energii promieniowania przez przegrody, jedynie przez ośrodek. W dalszej pracy nad tym modelem promieniowania należy uzupełnić ten niedostatek.

Wpływ parametrów turbulencji na temperaturę kolumny konwekcyjnej

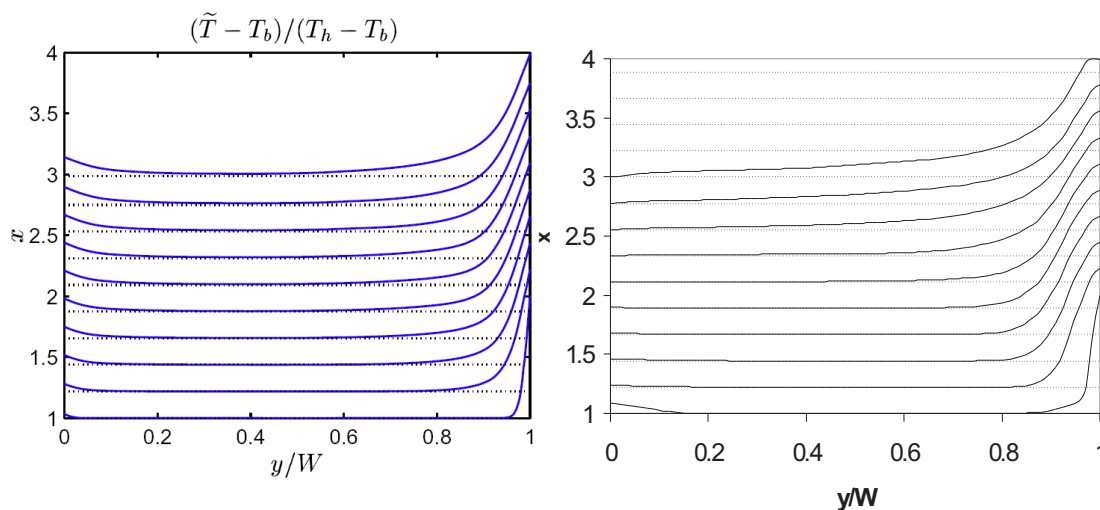
FDS używa postaci Smagorinskiego techniki symulacji dużych wirów, w której lepkość mieszaniny gazu jest modelowana matematycznym wyrażeniem zawierającym wielkość komórki sieci, lokalnej szybkości naprężenia i stałą doświadczalną. Przewodnictwo



RYSUNEK 4.41: Wykres energii przypadającej na pojedynczą komórkę w funkcji odległości od płyty chłodnej [obliczenia własne].



RYSUNEK 4.42: Profile prędkości na poszczególnych wysokościach. Z lewej wyniki obliczeń zaczerpnięte z [28], z prawej własny model promieniowania.



RYSUNEK 4.43: Profile temperatury na poszczególnych wysokościach. Z lewej wyniki obliczeń zaczerpnięte z [28], z prawej własny model promieniowania.

cieplne i dyfuzyjność są odniesione do modelowanej lepkości przy pomocy turbulentnych liczb Prandtla i Schmidta. Wartości liczbowe stałych empirycznych w FDS są określone dla przepływu dymu w pomieszczeniach [144]. Zwykle wartości parametrów użytych w FDS są stałe niezależnie od symulacji. W pewnych przypadkach, w których następuje silne mieszanie gazów lub mieszanin gazów o różnych temperaturach, wartości tych parametrów muszą ulec modyfikacji. W przypadku symulacji przeprowadzonej dla kolumny konwekcyjnej o wysokości 19 m współczynnik Smagorinskiego (stała doświadczalna w wyrażeniu opisującym lepkość) zmniejszono z 0,20 do 0,15. Redukuje to wielkość członu lepkości dodawanego w rozwiązaniu numerycznym, co daje w efekcie silniejsze mieszanie ośrodka gazowego. W tym przypadku zmniejszenie wartości współczynnika doświadczalnego prowadzi do zmniejszenia temperatury kolumny konwekcyjnej dając lepszą zgodność z doświadczeniem [29].

Rozdział 5

Analiza wytrzymałości konstrukcji obciążonej termicznie i mechanicznie przy użyciu programu MES

Równania w tym rozdziale wyprowadzono, wykorzystując podręczniki [181] oraz [158], a następnie zaimplementowano w programie FEAP.

5.1. Sprężysty model materiału

Dla procesów, w trakcie których temperatura zmienia się w pewnym przedziale, tensor małych odkształceń $\boldsymbol{\varepsilon}$ można przedstawić w postaci [158]

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{\varepsilon}^e + \boldsymbol{\varepsilon}^T \quad (5.1)$$

gdzie $\boldsymbol{\varepsilon}^e$ jest odkształceniem spowodowanym obciążeniem mechanicznym, $\boldsymbol{\varepsilon}^T$ zaś jest odkształceniem pochodzącym od zmiany temperatury.

$$\boldsymbol{\varepsilon}^T = \gamma \Delta T = T \boldsymbol{\gamma} \quad (5.2)$$

$$\begin{aligned} \boldsymbol{\sigma} &= \mathbf{C} : \boldsymbol{\varepsilon}^e = \mathbf{C} : (\boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{\varepsilon}^T) = \mathbf{C} : \boldsymbol{\varepsilon} - \mathbf{C} : \boldsymbol{\varepsilon}^T = \\ &= \mathbf{C} : \boldsymbol{\varepsilon} - (\mathbf{C} : \boldsymbol{\gamma}) \mathbf{T} \end{aligned} \quad (5.3)$$

$$\begin{aligned} W &= \frac{1}{2} \boldsymbol{\sigma} : \boldsymbol{\varepsilon} = \frac{1}{2} (\mathbf{c} : \boldsymbol{\varepsilon} - \mathbf{c} : \boldsymbol{\gamma} \mathbf{T}) : \boldsymbol{\varepsilon} = \\ &= \frac{1}{2} \boldsymbol{\varepsilon} : \mathbf{C} : \boldsymbol{\varepsilon} - \frac{1}{2} \boldsymbol{\varepsilon} : \mathbf{C} : \boldsymbol{\gamma} \mathbf{T} \end{aligned} \quad (5.4)$$

$$W^{izo} = \frac{1}{2} \boldsymbol{\varepsilon} : \mathbf{C} : \boldsymbol{\varepsilon} \quad (5.5)$$

$$\Pi(u) = \int_{\Omega} W(\varepsilon_{ij}, T) \quad (5.6)$$

Ponieważ $\boldsymbol{\gamma} = \gamma \mathbf{I}$ (izotropia termiczna), to

$$\begin{aligned} \frac{1}{2} \boldsymbol{\varepsilon} : \mathbf{C} : \boldsymbol{\gamma} \mathbf{T} &= \mathbf{T} \frac{1}{2} \boldsymbol{\varepsilon} : \mathbf{C} : \boldsymbol{\gamma} = \mathbf{T} \gamma \frac{1}{2} \boldsymbol{\varepsilon} : \mathbf{C} : \mathbf{I} = \\ &= T \gamma \frac{1}{2} \boldsymbol{\varepsilon} : (3K \mathbf{I}) = T \gamma 3K \frac{1}{2} \boldsymbol{\varepsilon} : \mathbf{I} = \frac{3}{2} \mathbf{T} \gamma \mathbf{K} \text{tr} \boldsymbol{\varepsilon} \end{aligned} \quad (5.7)$$

Ponieważ $\bar{\gamma} = \frac{3}{2} \gamma K$, to

$$\frac{3}{2} T \gamma K \text{tr} \boldsymbol{\varepsilon} = T \bar{\gamma} \text{tr} \boldsymbol{\varepsilon} = \bar{\gamma} T \text{tr} \boldsymbol{\varepsilon} \quad (5.8)$$

Zasada minimalnej energii potencjalnej stosowana w przypadkach, stanów ustalonych lub (quasi - ustalonych) stwierdza, że spośród stanów przemieszczeń u_i kinematycznie dopuszczalnych (spełniających warunki na powierzchni $\partial\Omega_{\sigma}$ i odpowiednie warunki ciągłości), te stany u_i , które spełniają równania równowagi prowadzą do minimalizacji funkcjonału

$$\Pi(u) = \int_{\Omega} W(\varepsilon_{ij}, T) d\Omega - \int_{\Omega} \hat{f}_i u_i d\Omega - \int_{\partial\Omega_{\sigma}} \hat{t}_i u_i d(\partial\Omega) \quad (5.9)$$

\hat{f}_i , \hat{t}_i są składowymi sił masowych i powierzchniowych, $W(\varepsilon_{ij}, T)$ wyraża gęstość energii odkształcenia dla ogólnego przypadku uwzględniającego efekty termiczne w ciałach anizotropowych i przyjmuje postać

$$\frac{1}{2} \sigma_{ij} \varepsilon_{ij} = W(\varepsilon_{ij}, T) = -\frac{1}{2} c_{ijkl} \gamma_{ij} \varepsilon_{ij} T + \frac{1}{2} c_{ijkl} \varepsilon_{ij} \varepsilon_{kl} \quad (5.10)$$

W przypadku ośrodka anizotropowego współczynnik rozszerzalności cieplnej $\boldsymbol{\gamma}$ jest tensorem symetrycznym. Stan odkształcenia termicznego swobodnego elementu ciała anizotropowego poddanego przyrostowi temperatur T wyraża się wzorem

$$\varepsilon_{ij}(T) = \gamma_{ij}T \quad (5.11)$$

W ośrodku izotropowym $\gamma_{ij} = \gamma\delta_{ij}$.

Po podstawieniu wzorów (5.10) i (5.11) do funkcjonału (5.9), przy założeniu stanu izotropowego i zapisaniu $\gamma T \text{tr}(\varepsilon) = \gamma\delta_{ij}T\varepsilon_{ij} = \gamma T\varepsilon_{ii} = \gamma T u_{i,i}$ otrzymujemy

$$\Pi(u) = \int_{\Omega} \frac{1}{2} (\sigma^T \varepsilon - \hat{f}^T u) d\Omega - \int_{\Omega} (\bar{\gamma} \text{tr}(\varepsilon) T) d\Omega - \int_{\partial\Omega_{\sigma}} \hat{t}^T u d(\partial\Omega) \quad (5.12)$$

gdzie $\bar{\gamma} = \gamma 3K$, K - moduł objętościowy

lub w notacji indeksowej

$$\Pi(u_i) = \int_{\Omega} \left(\frac{1}{2} E_{ijkl} \varepsilon_{ij} \varepsilon_{kl} - \hat{f}_k u_k \right) d\Omega - \int_{\Omega} (\bar{\gamma} T \varepsilon_{kk}) d\Omega - \int_{\partial\Omega_{\sigma}} \hat{t}_k u_k d(\partial\Omega) \quad (5.13)$$

Warunek minimalizacji funkcjonału zapisuje się wzorem

$$\delta\Pi(u_i) = 0 \quad (5.14)$$

Pierwsza wariacja funkcjonału (5.13) dana jest wzorem

$$\begin{aligned} \delta\Pi(u_i) = & \delta \int_{\Omega} \frac{1}{2} E_{ijkl} \frac{1}{2} (u_{i,j} + u_{j,i}) \frac{1}{2} (u_{k,l} + u_{l,k}) d\Omega - \\ & \delta \int_{\Omega} \gamma T u_{k,k} d\Omega - \int_{\Omega} \hat{f}_k \delta u_k d\Omega - \int_{\partial\Omega_{\sigma}} \hat{t}_k \delta u_k d(\partial\Omega) \end{aligned} \quad (5.15)$$

Symetria tensora Hooka $E_{ijkl} = E_{ijlk} = E_{jikl} = E_{klij}$ pozwala zapisać wzór (5.15) w postaci

$$\begin{aligned} \delta\Pi(u_i) = & \delta \int_{\Omega} \frac{1}{2} E_{ijkl} u_{i,j} u_{k,l} d\Omega - \delta \int_{\Omega} \gamma T u_{k,k} d\Omega - \\ & - \int_{\Omega} \hat{f}_k \delta u_k d\Omega - \int_{\partial\Omega_{\sigma}} \hat{t}_k \delta u_k d(\partial\Omega) \end{aligned} \quad (5.16)$$

Przy zastosowaniu podstawienia $E_{ijkl} u_{i,j} = A_{kl}$, zasada całkowania przez części pozwala wykonać następujące przekształcenie

$$\int_{\Omega} A_{kl} \delta u_{k,l} d\Omega = \int_{\Omega} (A_{kl} \delta u_k)_{,l} d\Omega - \int_{\Omega} A_{kl,l} \delta u_k d\Omega \quad (5.17)$$

Przekształcając w ten sposób pierwsze i drugie wyrażenie wzoru (5.16) otrzymuje się kolejno

$$\begin{aligned}
& \delta \int_{\Omega} \frac{1}{2} E_{ijkl} u_{i,j} u_{k,l} d\Omega = \\
& = \frac{1}{2} \int_{\Omega} E_{ijkl} u_{i,j} \delta u_{k,l} d\Omega + \frac{1}{2} \int_{\Omega} E_{ijkl} u_{k,l} \delta u_{i,j} d\Omega = \\
& = \frac{1}{2} \int_{\Omega} (E_{ijkl} u_{i,j} \delta u_k)_{,l} d\Omega - \frac{1}{2} \int_{\Omega} (E_{ijkl} u_{i,j})_{,l} \delta u_k d\Omega + \\
& + \frac{1}{2} \int_{\Omega} (E_{ijkl} u_{k,l} \delta u_i)_{,j} d\Omega - \frac{1}{2} \int_{\Omega} (E_{ijkl} u_{k,l})_{,j} \delta u_i d\Omega = \\
& \int_{\Omega} (E_{ijkl} u_{i,j} \delta u_k)_{,l} d\Omega - \int_{\Omega} (E_{ijkl} u_{i,j})_{,l} \delta u_k d\Omega
\end{aligned} \tag{5.18}$$

oraz

$$\begin{aligned}
& \delta \int_{\Omega} \gamma T u_{k,k} d\Omega = \int_{\Omega} \gamma T \delta u_{k,k} d\Omega = \\
& \int_{\Omega} (T \gamma \delta u_k)_{,k} d\Omega - \int_{\Omega} \gamma T_{,k} \delta u_k d\Omega
\end{aligned} \tag{5.19}$$

Z twierdzenia Gaussa–Ostrogradzkiego

$$\int_{\Omega} (A_{kl} \delta u_k)_{,l} d\Omega = \int_{\partial\Omega} A_{kl} n_l \delta u_k d(\partial\Omega) \tag{5.20}$$

otrzymuje się

$$\begin{aligned}
& \delta \int_{\Omega} \frac{1}{2} E_{ijkl} u_{i,j} u_{k,l} d\Omega = \\
& = \int_{\Omega} (E_{ijkl} u_{i,j} \delta u_k)_{,l} d\Omega - \int_{\Omega} (E_{ijkl} u_{i,j})_{,l} \delta u_k d\Omega = \\
& = \int_{\partial\Omega} E_{ijkl} u_{i,j} n_l \delta u_k d(\partial\Omega) - \int_{\Omega} (E_{ijkl} u_{i,j})_{,l} \delta u_k d\Omega
\end{aligned} \tag{5.21}$$

oraz

$$\delta \int_{\Omega} \gamma T u_{k,k} d\Omega = \int_{\partial\Omega} \gamma T n_k \delta u_k d(\partial\Omega) - \int_{\Omega} \gamma T_{,k} \delta u_k d\Omega \tag{5.22}$$

Podstawiając wzory (5.21) i (5.22) do wyrażenia (5.16) otrzymuje się

$$\begin{aligned}
& \delta \Pi(u_i) = - \int_{\Omega} [(E_{ijkl} u_{i,j})_{,l} - \gamma T_{,k} + \hat{f}_k] \delta u_k d\Omega + \\
& \int_{\partial\Omega} [E_{ijkl} u_{i,j} n_l - \gamma T n_k - \hat{t}_k] \delta u_k d(\partial\Omega)
\end{aligned} \tag{5.23}$$

Zatem z warunku minimum energii potencjalnej otrzymuje się

$$\begin{aligned} \delta\Pi(u_i) = & - \int_{\Omega} [\sigma_{kl,l} - \gamma T_{,k} + \hat{f}_k] \delta u_k d\Omega + \\ & \int_{\partial\Omega} [\sigma_{kl} n_l - \gamma T n_k - \hat{t}_k] \delta u_k d(\partial\Omega) \end{aligned} \quad (5.24)$$

Z warunku zerowania się pierwszej wariacji energii potencjalnej oraz z założenia, że wariacja jest niezerowa, wynikają równania równowagi wewnętrznej

$$[\sigma_{kl,l} - \gamma T_{,k} + \hat{f}_k] = 0, \quad \text{dla } x \in \Omega \quad (5.25)$$

oraz równanie równowagi na brzegu

$$\sigma_{kl} n_l - \gamma T n_k - \hat{t}_k = 0, \quad \text{dla } x \in \partial\Omega \quad (5.26)$$

Energia potencjalna całego układu określona wzorem (5.13) jest sumą energii wszystkich E elementów tego układu [108]

$$\begin{aligned} \Pi(u_i) = & \sum_{e=1}^E \left[\int_{\Omega_e} \left(\frac{1}{2} E_{ijkl} \varepsilon_{ij} \varepsilon_{kl} - \hat{f}_k u_k \right) d\Omega_e - \right. \\ & \left. - \int_{\Omega_e} (\gamma T \varepsilon_{kk}) d\Omega_e - \int_{d\Omega_{e\sigma}} \hat{t}_k u_k d(d\Omega) \right] \end{aligned} \quad (5.27)$$

Ciągłe pola przemieszczeń układu o nieskończonej liczbie stopni swobody zastępuje się polami dyskretnymi, reprezentowanymi przez skończoną liczbę wektorów \mathbf{q} . Składowymi tych wektorów są wartości przemieszczeń w węzłach elementów skończonych. Założenia aproksymacyjne dla e -tego elementu skończonego można zapisać następująco

$$q^{(e)} = \left\{ q_{\xi}^{(e)} \right\} \quad \xi = 1, \dots, N_e \quad (5.28)$$

$$u_k = \varphi_{k\xi} q_{\xi} \quad k = 1, 2, 3 \quad (5.29)$$

gdzie N_e oznacza całkowitą liczbę stopni swobody e -tego elementu, $\varphi_{k\xi}$ jest elementem macierzy funkcji kształtu, zaś ξ oznacza kolejne stopnie swobody elementu e .

$$\begin{aligned} \varepsilon_{ij} = \frac{1}{2} (u_{i,j} + u_{j,i}) = \frac{1}{2} (\varphi_{i\xi,j} + \varphi_{j\xi,i}) q_{\xi}^e = B_{ij\xi}(x) q_{\xi}^e \\ i, j = 1, 2, 3 \end{aligned} \quad (5.30)$$

Powyższy związek jest zapisywany w notacji absolutnej w postaci [245]

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \mathbf{B}\mathbf{q} \quad \varepsilon_{kk} = B_{kk\xi}(x) q_\xi^e$$

Macierz \mathbf{B} wyraża zależność pomiędzy wektorami odkształceń i przemieszczeń węzłowych. Jej wyrazy są pochodnymi funkcji kształtu po współrzędnych $\{xyz\}$ stałego, prostokątnego układu kartezjańskiego. Trójwskaźnikowa reprezentacja macierzy \mathbf{B} (5.30) nie jest stosowana w programach numerycznych, ponieważ odkształcenia $\boldsymbol{\varepsilon}$ są tam zapisywane jako wektory. W kodach numerycznych macierz \mathbf{B} ma wymiar $N_o \times N_e$, gdzie N_o oznacza liczbę uogólnionych odkształceń w wektorze $\boldsymbol{\varepsilon}$.

Podstawia się związki kinematyczne (5.30) do wyrażenia (5.13) na energię potencjalną całego układu

$$\begin{aligned} \Pi(u_i) = & \sum_{e=1}^E \left[\int_{\Omega_e} \left(\frac{1}{2} E_{ijkl} B_{ij\xi} B_{kl\zeta} d\Omega \right) q_\xi^e q_\zeta^e - \int_{\Omega_e} (\gamma T B_{kk\xi}(x)) q_\xi^e \right. \\ & \left. - \left(\int_{\Omega_e} \hat{f}_k \varphi_{k\xi} d\Omega \right) q_\xi^e - \left(\int_{\partial\Omega_{e\sigma}} \hat{t}_k \varphi_{k\xi} d(\partial\Omega) \right) q_\xi^e \right] \end{aligned} \quad (5.31)$$

gdzie $\xi, \zeta = 1, \dots, N_e$.

Po podstawieniu

$$\frac{1}{2} K_{\xi\zeta}^{(e)} = \int_{\Omega_e} \frac{1}{2} E_{ijkl} B_{ij\xi} B_{kl\zeta} d\Omega \quad (5.32)$$

oraz

$$F_\xi^e = \int_{\Omega} \varphi_{k\xi} \hat{f}_k d\Omega + \int_{d\Omega_\sigma} \varphi_{k\xi} \hat{t}_{ki} d(\partial\Omega) + \int_{\Omega} \gamma T B_{kk\xi}(x) d\Omega \quad (5.33)$$

otrzymuje się

$$\Pi(\mathbf{q}) = \sum_{e=1}^E \left[\frac{1}{2} K_{\xi\zeta}^{(e)} q_\xi^e q_\zeta^e - F_\xi^{(e)} q_\xi^e \right] \quad (5.34)$$

Ruch elementu opisuje wektor jego przemieszczeń \mathbf{q}^e określony w lokalnym układzie współrzędnych $\{({}_e)x^k\}$ definiowanym oddzielnie dla każdego elementu skończonego.

Wprowadza się wektor $\mathbf{a} = \{a_1, a_2, \dots, a_N\}$ przemieszczeń uogólnionych (zawierający np. obroty) odpowiadających wszystkim N stopniom swobody całej konstrukcji.

Aby uzgodnić numerację stopni swobody na poziomach „lokalnym” i „globalnym” oraz powiązać układy współrzędnych „lokalne” z „globalnym”, wprowadza się transformację

$$q_{\zeta}^e = t_{\zeta\alpha}^e a_{\alpha} \quad \alpha = 1, 2, \dots, N \quad (5.35)$$

Inaczej transformacja ta zapisywana jest wzorem

$$q_{N(e) \times 1} = t_{N(e) \times N}^e a_{N \times 1} \quad (5.36)$$

Topologiczna macierz transformacji $t_{N(e) \times N}^e$ wybiera spośród wszystkich składowych przemieszczeń całej konstrukcji te składowe, które odpowiadają e -temu elementowi oraz realizuje transformację od układu lokalnego do układu globalnego.

W praktyce powyższa operacja jest nieco bardziej skomplikowana, rozdziela się operacje transformacji pomiędzy układami współrzędnych oraz operację przenumerywania, definiując między innymi zero-jedynkową macierz Boole'a.

Po podstawieniu równań (5.36) do równania (5.34) przybiera ono postać

$$\begin{aligned} \Pi(\mathbf{a}) &= \sum_{e=1}^E \left[\frac{1}{2} K_{\xi\zeta}^{(e)} t_{\xi\alpha}^e t_{\zeta\beta}^e a_{\alpha} a_{\beta} - F_{\xi} t_{\xi\beta}^e a_{\beta} \right] = \\ &= \sum_{e=1}^E \left[\frac{1}{2} K_{\alpha\beta}^{(e)} a_{\alpha} a_{\beta} - Q_{\beta}^e a_{\beta} \right] \end{aligned} \quad (5.37)$$

Wektory a_{α} i a_{β} nie zależą już od elementu e . Po złożeniu (agregacji) wszystkich elementowych macierzy sztywności w jedną globalną macierz sztywności funkcjonal energii potencjalnej wynosi

$$\Pi(\mathbf{a}) = \frac{1}{2} K_{\alpha\beta} a_{\alpha} a_{\beta} - Q_{\alpha} a_{\alpha} \quad (5.38)$$

Wektor przemieszczeń \mathbf{a} ma tyle składowych, ile jest węzłów pomnożonych przez liczbę składowych uogólnionych w węźle.

Warunek stacjonarności energii potencjalnej odpowiadający równowadze konstrukcji oznacza, że wszystkie (niezależne) wariacje funkcjonału (5.38) muszą zniknąć

$$\delta\Pi = \frac{\partial\Pi}{\partial a_{\alpha}} \delta a_{\alpha} = 0 \quad (5.39)$$

Stąd wynika, że

$$\frac{\partial \Pi}{\partial a_\alpha} = 0 \quad (5.40)$$

a zatem

$$K_{\alpha\beta} a_\beta = Q_\alpha \quad (5.41)$$

Otrzymywany jest podstawowy układ równań tzw. przemieszczeniowego modelu MES, który można również zapisać macierzowo, w notacji absolutnej

$$\mathbf{K}_{N \times N} \mathbf{a}_{N \times 1} = \mathbf{Q}_{N \times 1} \quad (5.42)$$

\mathbf{Q} jest wektorem obciążeń zaś \mathbf{a} wektorem uogólnionych przemieszczeń całej konstrukcji. Macierz sztywności całego układu \mathbf{K} dla zagadnień liniowych nie zależy od rozwiązania \mathbf{a} , jest symetryczna, dodatnio określona i osobliwa tak długo, dopóki nie wprowadzone zostaną warunki brzegowe uniemożliwiające sztywne ruchy ciała.

W praktyce często zakłada się nieliniowość zarówno prawa konstytutywnego, jak i związków kinematycznych. Zależność odkształceń od przemieszczeń przybiera wówczas postać

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2} (u_{i,j} + u_{j,i} + u_{k,i} u_{k,j}) \quad (5.43)$$

Macierz sztywności \mathbf{K} zależy w tym przypadku nieliniowo od rozwiązania \mathbf{a} . Równanie (5.42) jest spełnione z dokładnością do pewnego wektora sił rezydualnych, który należy zminimalizować w procesie iteracyjnym.

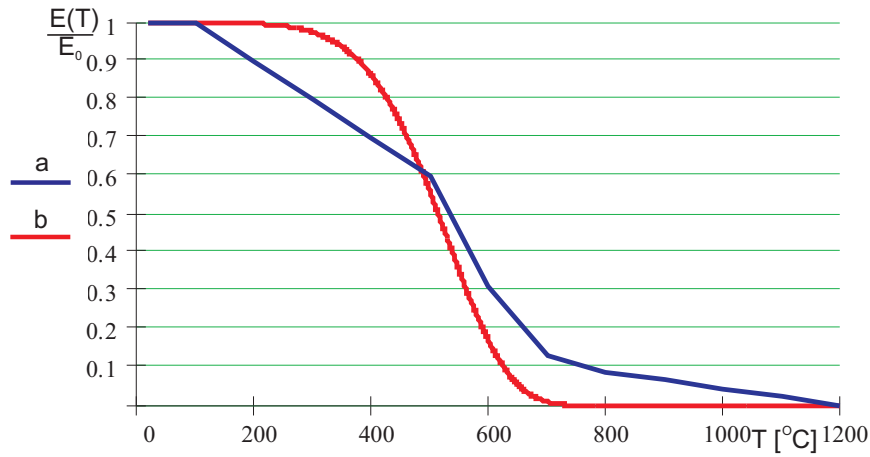
5.2. Materiał termosprężysto-plastyczny z izotropowym wzmocnieniem

Odształcenie $\boldsymbol{\varepsilon}$ analizowanego układu można przedstawić w postaci

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{\varepsilon}^s + \boldsymbol{\varepsilon}^p + \boldsymbol{\varepsilon}^t \quad (5.44)$$

gdzie $\boldsymbol{\varepsilon}^s$, $\boldsymbol{\varepsilon}^p$ oraz $\boldsymbol{\varepsilon}^t$ są odkształceniami odpowiednio sprężystymi, plastycznymi i termicznymi. Uogólnione prawo Hooke'a przybierze postać

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{c} \boldsymbol{\varepsilon}^s \quad (5.45)$$



RYSUNEK 5.1: Porównanie bezwymiarowego modułu sprężystości $\frac{E(T)}{E_0}$ wyznaczonego: a - na drodze eksperymentu [117], b - za pomocą zależności (5.47).

Dla materiałów izotropowych macierz konstytutywna \mathbf{c} przyjmuje postać

$$\mathbf{c} = \frac{E}{(1 + \nu)(1 - 2\nu)} \begin{bmatrix} 1 - \nu & \nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ & 1 - \nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ & & 1 - \nu & 0 & 0 & 0 \\ & & & 1 - 2\nu & 0 & 0 \\ \text{sym.} & & & & 1 - 2\nu & 0 \\ & & & & & 1 - 2\nu \end{bmatrix} \quad (5.46)$$

gdzie E jest modułem Younga oraz ν jest współczynnikiem Poissona. W przypadku analizowanych konstrukcji stalowych moduł Younga zależny jest od temperatury $E = E(t)$. Empiryczną zależność modułu E od temperatury T zaproponowano w [117] w postaci

$$E(T) = E_0 \cdot e^{-0,3\left(\frac{T-T_0}{430}\right)^{5,9}} \quad (5.47)$$

gdzie E_0 jest modułem Younga w temperaturze odniesienia t_0 . Rys. 5.1 zawiera porównanie stałych sprężystości wyznaczonych dla różnych temperatur na drodze eksperymentu oraz z zastosowaniem wzoru (5.47).

Zdefiniowano wektory naprężenie $\boldsymbol{\sigma}$ oraz odkształcenia $\boldsymbol{\varepsilon}$ jako

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \left\{ \varepsilon_{11}, \varepsilon_{22}, \varepsilon_{33}, \sqrt{2}\varepsilon_{23}, \sqrt{2}\varepsilon_{13}, \sqrt{2}\varepsilon_{12} \right\}$$

$$\boldsymbol{\sigma} = \left\{ \sigma_{11}, \sigma_{22}, \sigma_{33}, \sqrt{2}\sigma_{23}, \sqrt{2}\sigma_{13}, \sqrt{2}\sigma_{12} \right\} \quad (5.48)$$

Dodatkowo zdefiniowano symbole

$$\mathbf{1} = \{1, 1, 1, 0, 0, 0\}, \quad \mathbf{I} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

$$\mathbf{11}^T = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 1 & 1 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 1 & 1 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (5.49)$$

Termiczna część odkształcenia $\boldsymbol{\varepsilon}^t$ zależy od temperatury. Różniczkując odkształcenie termiczne względem czasu otrzymujemy

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^t(T) = \frac{d\boldsymbol{\varepsilon}^t(T)}{dt} \dot{T} = \gamma(T) \dot{T} \quad (5.50)$$

gdzie $\gamma(T)$ jest funkcją rozszerzalności cieplnej materiału, często empirycznie określana jako

$$\gamma(T) = \gamma(T - T_0) \quad (5.51)$$

gdzie współczynnik rozszerzalności cieplnej γ wynosi $\gamma = \{\gamma_1, \gamma_2, \gamma_3, 0, 0, 0\}$. W przypadku założenia izotropowego współczynnika rozszerzalności cieplnej $\gamma_1 = \gamma_2 = \gamma_3 = \gamma$. W takim przypadku zmiana odkształcenia termicznego określona jest wzorem

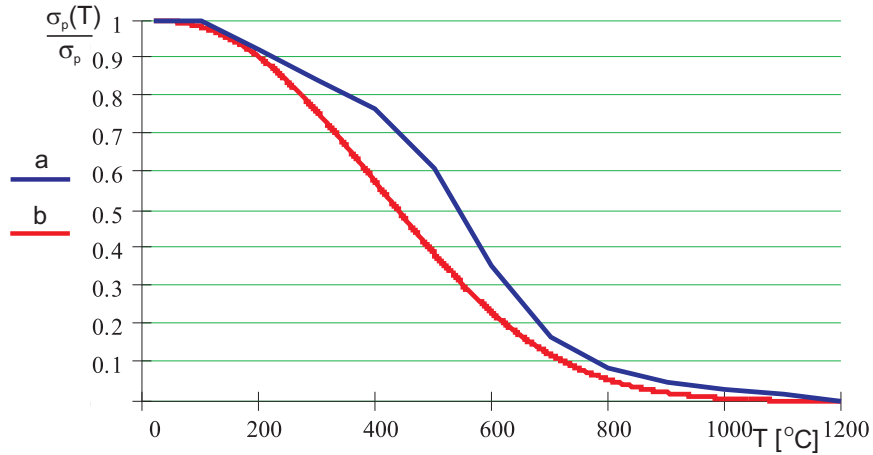
$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^t = \gamma \dot{T} \mathbf{1} \quad (5.52)$$

Aby opisać plastyczną część deformacji konstrukcji wprowadzono warunek plastyczności

$$f(\boldsymbol{\sigma}, \sigma_p) = F(\boldsymbol{\sigma}) - \sigma_p(\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}^p, T) \quad (5.53)$$

gdzie σ_p jest granicą plastyczności, natomiast $\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}^p$ jest efektywne odkształcenie plastyczne otrzymane w wyniku całkowania w czasie efektywnej prędkości odkształcenia plastycznego danego wzorem [109]

$$\bar{\boldsymbol{\varepsilon}}^p = \sqrt{\frac{2}{3} (\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p)^T \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p} \quad (5.54)$$



RYSUNEK 5.2: Porównanie bezwymiarowej granicy plastyczności $\frac{\sigma_p(T)}{\sigma_p}$ wyznaczonego: a - na drodze eksperymentu [117], b - za pomocą zależności (5.55).

W pracy [117] zaproponowano analityczną zależność granicy plastyczności σ_p od temperatury T dla stali w postaci

$$\sigma_p(T) = \sigma_p \cdot e^{-1,45\left(\frac{T-T_0}{580}\right)^{2,3}} \quad (5.55)$$

Rys. 5.2 zawiera porównanie wartości granicy plastyczności otrzymanych dla różnych temperatur na drodze eksperymentu oraz zgodnie z zależnością (5.55).

Stowarzyszone prawo płynięcia plastycznego dane jest wzorem [109]

$$\dot{\varepsilon}^p = \dot{\lambda} \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} = \dot{\lambda} \frac{3}{2} \frac{\boldsymbol{\sigma}^D}{\sigma_p} \quad (5.56)$$

gdzie $\boldsymbol{\sigma}^D$ jest dewiatorem naprężenia. Jednostkowy wektor prostopadły do powierzchni plastyczności dany jest wzorem

$$\mathbf{n} = \sqrt{\frac{3}{2}} \frac{\boldsymbol{\sigma}^D}{\sigma_p} \quad (5.57)$$

Wstawiając równanie (5.56) do wyrażenia (5.54) określającego efektywną prędkość odkształcenia plastycznego przy uwzględnieniu wyrażenia (5.57) otrzymujemy

$$\dot{\lambda} = \dot{\varepsilon}^p \quad (5.58)$$

Naprężenie $\boldsymbol{\sigma}$ na powierzchni plastyczności w trakcie procesu płynięcia materiału zachowuje stałą wartość. Wprowadzono gwarantujący $\boldsymbol{\sigma} = const$ warunek konsystencji [109]

$$\dot{f} = \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \dot{\boldsymbol{\sigma}} - \frac{\partial \sigma_p}{\partial \varepsilon^p} \Bigg|_{t=const} \dot{\varepsilon}^p - \frac{\partial \sigma_p}{\partial t} \Bigg|_{\varepsilon^p=const} \dot{t} = 0 \quad (5.59)$$

Definiując parametr wzmocnienia izotermicznego ζ wzorem

$$\zeta = \left. \frac{\partial \sigma_p}{\partial \bar{\varepsilon}^p} \right|_{t=const} \quad (5.60)$$

oraz korzystając z zależności $\frac{\partial f}{\partial \sigma^D} = \frac{3}{2} \frac{\sigma^D}{\sigma_p}$ równanie (5.59) można doprowadzić do postaci [109]

$$\frac{3}{2} \frac{\partial \sigma^D}{\partial \sigma_p} \dot{\boldsymbol{\sigma}} - \zeta \dot{\bar{\varepsilon}}^p - \frac{\partial \sigma_p}{\partial t} \dot{T} = 0 \quad (5.61)$$

Przekształcając równanie (5.61) oraz wykorzystując zależności (5.54) i (5.57) prawo plastycznego płynięcia (5.56) można zapisać w postaci

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}} = \underbrace{\frac{3}{2\zeta} \mathbf{nn}^T \dot{\boldsymbol{\sigma}}}_{\text{temp=const.}} - \underbrace{\frac{3}{2\zeta} \sqrt{\frac{2}{3}} \frac{\partial \sigma_p}{\partial t} \dot{T}}_{\text{efekty cieplne}} \quad (5.62)$$

Pierwszy składnik po prawej stronie znaku równości w równaniu (5.62) opisuje proces narastania odkształceń plastycznych w warunkach izotermicznych ($\dot{T} = 0$) natomiast drugi składnik opisuje przyrost odkształcenia plastycznego spowodowanego rozszerzalnością cieplną materiału.

Rozdział 6

Koncepcja połączenia algorytmów do modelowania zjawisk termicznych związanych z pożarami z algorytmami analizy procesów deformacji konstrukcji

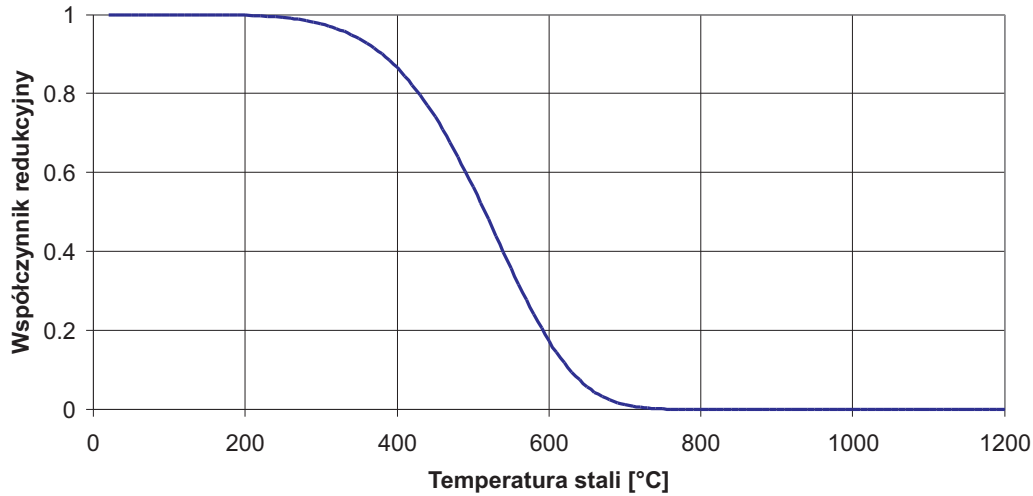
Do analizy wpływu efektów termicznych powstających podczas pożarów na procesy deformacji konstrukcji należy zastosować specjalny algorytm postępowania. Wynika to z faktu, że nie istnieje narzędzie łączące w sobie możliwości:

- a) **wyznaczania pól temperatury pożaru,**
- b) **równoległej i/lub dalszej analizy wytrzymałościowej konstrukcji.**

Rozwiązaniem problemu może być zastosowanie dwóch osobnych programów o wspomnianych funkcjach i specjalnego interfejsu przekazującego część informacji i wyników obliczeń z jednego programu do drugiego.

Współczesne modele pożarów zwane polowymi pozwalają na dokładny opis zjawisk towarzyszących pożarom uwzględniając przy tym wszystkie sposoby wymiany ciepła i podstawowe prawa dynamiki płynów. W modelach przestrzennych pomieszczenia są dzielone na dużą liczbę jednakowych objętości kontrolnych.

Modele wytrzymałościowe oparte na metodzie elementów skończonych mogą posłużyć do sprawnej analizy termo-sprężystoplastycznej. Uwzględniają one zazwyczaj liniową rozszerzalność cieplną materiału. W celu uwzględniania utraty wytrzymałości materiałów w podwyższonej temperaturze kod źródłowy programu MES trzeba uzupełnić o funkcje opisujące zależność modułu sprężystości E (rys. 6.1, wzór 6.1) i granicy plastyczności σ_0



RYSUNEK 6.1: Zależność współczynnika redukcyjnego modułu Younga od temperatury dla stali.

od temperatury [117, 193]

$$E_T = E_{20} \cdot e^{-0,3 \cdot \left(\frac{T_S - 20}{430}\right)^{5,9}} \quad (6.1)$$

$$\sigma_{0T} = \sigma_{20} \cdot e^{-1,45 \cdot \left(\frac{T_S - 20}{580}\right)^{2,3}} \quad (6.2)$$

gdzie E_{20} oraz σ_{20} są odpowiednio modułem sprężystości i granicą plastyczności dla stali w temperaturze 20 °C.

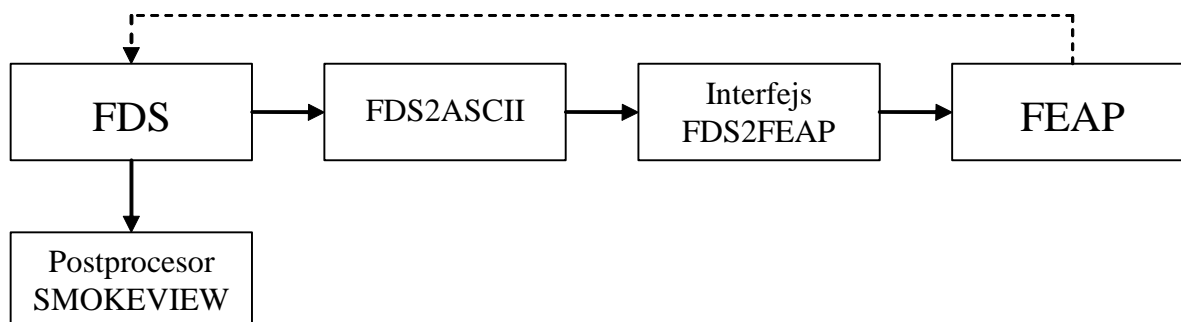
Połączenie możliwości obliczeniowych programów o odmiennych zastosowaniach odbywa się po założeniu w obu modelach siatki o odpowiedniej gęstości. Nie jest warunkiem niezbędnym, aby siatki miały identyczny wymiar w obu przypadkach. Siatka programu do symulacji pożaru może mieć zazwyczaj mniejszą gęstość niż siatka programu MES.

Algorytm postępowania przy analizie wytrzymałościowej konstrukcji poddanej obciążeniu termicznemu pożaru jest następujący:

1. Sporządzenie pliku wejściowego do programu symulacji pożaru (określenie geometrii pomieszczeń, rodzaju i rozmieszczenia materiałów palnych, mocy pożaru).
2. Wykonanie analizy przy pomocy polowego modelu pożaru FDS.
3. Zapis rozkładu temperatury konstrukcji w kolejnych przedziałach czasowych do oddzielnych plików tekstowych (program FDS2ASCII).
4. Generacja pliku wejściowego do modelu MES przy pomocy własnego programu, stanowiącego interfejs służący do przesyłania danych między modelem pożaru a programem MES.

5. Uruchomienie analizy wytrzymałościowej konstrukcji poddanej oddziaływaniu termicznemu przy użyciu programu FEAP.
6. Analiza wyników.

Schemat blokowy powyższego algorytmu ilustruje rys. 6.2



RYSUNEK 6.2: Algorytm postępowania przy wykonywaniu analizy wytrzymałościowej konstrukcji obciążonej termicznie pożarem

Przerywaną linią oznaczono potencjalne sprzężenie zwrotne w kierunku od programu FEAP do FDS. Jest ono przewidywane w niżej wymienionych przypadkach:

- a) wybicie szyb w oknach w czasie pożaru w sytuacjach:
 - przekroczenia temperatury ok. 300 °C na powierzchni szyby,
 - mechanicznego stłuczenia szyby np. w trakcie działań Straży Pożarnej,
 - nagłego wzrostu ciśnienia w pomieszczeniu w wyniku wybuchu (przyrost ciśnienia powyżej 5 kPa) lub innych zjawisk pożarowych takich jak flashover - rozgorzenia albo backdraft - wstecznego ciągu płomieni,
- b) zniszczenie ogniowe przegród (ścian, sufitów itp),
- c) otwarcie dowolnego otworu wentylacyjnego np. drzwi.

W wymienionych sytuacjach należy wprowadzić możliwość regulowania liczby odwołań między programami FEAP i FDS. Odwołania te w przypadku zdarzeń a – c powinny być wywoływane automatycznie.

Istnieje też możliwość szybkiej weryfikacji najczęstszych scenariuszy pożaru specjalnymi programami lub informacjami z bazy danych. Zagadnienie to będzie rozpatrywane w przyszłości.

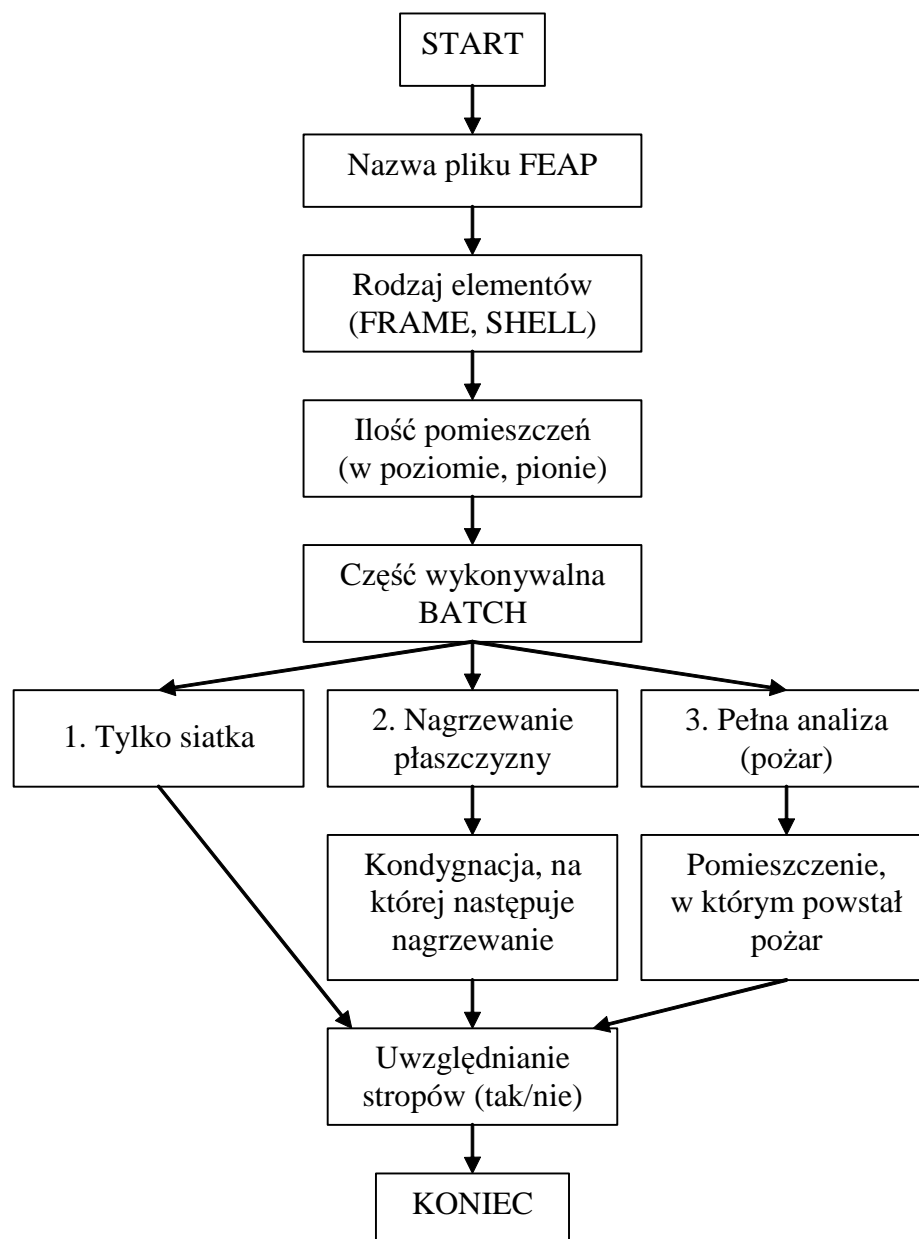
W przypadku wykazania w analizie zniszczenia elementów konstrukcyjnych w stopniu zagrażającym utracie stabilności budynku dalsze obliczenia należy przerwać. Kontynuacja obliczeń przyjętymi w założeniach metodami jest niemożliwa z uwagi na znacznie deformacje. Poza tym w przypadku zawalenia się pojedynczych pomieszczeń lub ca-

łego budynku diametralnie zmieniają się warunki brzegowe w symulacji przepływu gazów.

Opis interfejsu FDS2FEAP

Interfejs FDS2FEAP jest własnym programem służącym do przekazywania wyników z modelu FDS (rozkładu temperatury w konstrukcji dla kolejnych przedziałów czasowych) do programu FEAP. Został napisany w języku programowania Borland Delphi i zawiera około 500 linii kodu. Umożliwia generację pliku wejściowego do programu FEAP z uwzględnieniem zmian temperatury w poszczególnych węzłach analizowanej konstrukcji. W szczególnym przypadku program FDS2FEAP umożliwia obciążenie konstrukcji stałą temperaturą w określonej płaszczyźnie oraz sprawdzenie poprawności skonstruowania modelu pod względem powiązania jego elementów, blokady odpowiednich węzłów i obciążenia siłami pochodzącymi od ciężaru konstrukcji.

Po uruchomieniu program FDS2FEAP zadaje pytanie o nazwę pliku wejściowego, któremu nadaje rozszerzenie "txt". Następnie program prosi o określenie rodzaju elementów, które będą zastosowane w modelu. Istnieją dwie możliwości budowy modelu (FRAME, SHELL). Pierwsza opcja zakłada zdefiniowanie modelu jako przypadek konstrukcji ramowo-płytkowej (z przewagą elementów typu FRAME), w której słupy i rygle będą stanowić belki, a jedynie stropy będą elementami płytkowymi (lub nie będą występować wcale). Drugi przypadek zakłada, że model będzie złożony wyłącznie z elementów płytkowych (SHELL). Oznacza to, że każdy słup i rygiel konstrukcji będzie stanowić belka dwuteowa, a każda jej półka i środnik będą odpowiednio zdefiniowane przez elementy płytkowe. W obecnej, laboratoryjnej wersji programu tworzenie większych, skomplikowanych konstrukcji polega na powieleniu jednego bloku (pomieszczenia) w kierunku poziomym i pionowym (kondygnacje). Dlatego w następnej kolejności program zapytuje o ilość pomieszczeń w poziomie oraz w pionie. Kolejnym wyborem jest określenie rodzaju części wykonywalnej (BATCH). Pierwszą możliwością jest zaprojektowanie jedynie siatki modelu i jego wizualizacja. Opcja ta służy do weryfikacji poprawności modelu tj. połączenia elementów, warunków brzegowych i obciążenia siłami pochodzącymi od ciężaru własnego konstrukcji. Drugą możliwością stanowi nagrzewanie konstrukcji stałą temperaturą w węzłach położonych na jednej płaszczyźnie. Ten przypadek może być zbliżony do nagrzewania się stropu budynku pod wpływem oddziaływania wysokiej temperatury gazów pożarowych, które gromadzą się w warstwie podsufitowej. Program prosi o podanie numeru kondygnacji, na której stropy będą poddane obciążeniu termicznemu. Przypadek trzeci (pełna analiza) najlepiej odzwierciedla procesy zachodzące w pożarze, ponieważ łączy możliwości dokładnego określania temperatury w każdym punkcie konstrukcji przez



RYSUNEK 6.3: Kolejność wprowadzania danych do programu FDS2FEAP

model pożaru z możliwościami analizy termo-sprężystoplastycznej programu metody elementów skończonych. Program prosi o dokładne określenie pomieszczenia, w którym powstał pożar. Ostatnim komunikatem programu jest zapytanie o uwzględnienie stropów w elementach modelu. Obliczenia wykonane dla konstrukcji z pominięciem stropów są krótsze i mogą posłużyć do wstępnych analiz.

Kolejność wprowadzania danych do programu FDS2FEAP obrazuje rys. 6.3.

Rozdział 7

Przykłady obliczeń numerycznych

7.1. Analiza zniszczeniowa wybranych elementów - pojedyncze belki stalowe izolowane termicznie i nieizolowane

Elementy konstrukcji stalowej w temperaturze około $500\text{ }^{\circ}\text{C}$ tracą swoją nośność. W pożarze rozwiniętym stan taki osiągnięty jest po kilku minutach. Dla zachowania nośności konstrukcji konieczne jest wykonanie odpowiednich zabezpieczeń ogniochronnych. Najpopularniejszym sposobem wykonania zabezpieczenia jest zastosowanie samonośnej okładziny skrzynkowej (bez mocowania do elementu stalowego) z płyt ogniochronnych (rys. 7.1). Płyty te wykonane są ze składników mineralnych (silikatowo-cementowe lub krzemianowe).

W poniższym przykładzie numerycznym zaprezentowano element o przekroju dwuteowym zabezpieczony izolacją skrzynkową poddany działaniu wysokiej temperatury od dolnej strony belki. Badany dwuteownik o wymiarach $0,1\text{ m} \times 0,1\text{ m} \times 1\text{ m}$ i grubości izolacji $0,01\text{ m}$ został pokazany na rys. 7.2.

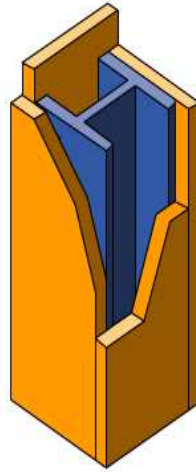
Przyjęto zadawaną temperaturę $T = 1000\text{ }^{\circ}\text{C}$ oraz pozostałe parametry podane poniżej.

Parametry stali:

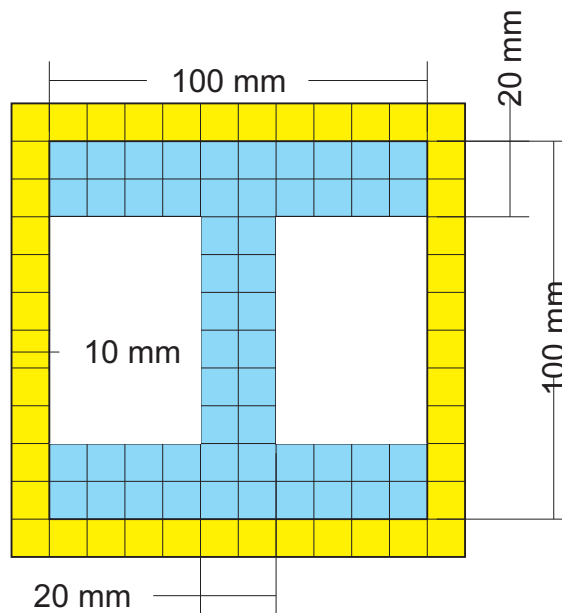
Moduł Younga $E = 2,1 \cdot 10^{11}\text{ Pa}$

Współczynnik Poissona $\nu = 0,3$

Współczynnik przejmwania ciepła $\alpha = 58\text{ W/m}^2\text{K}$



RYSUNEK 7.1: Przykładowe zabezpieczenie słupa stalowego.



RYSUNEK 7.2: Zwymiarowany dwuteownik z izolacją.

Gęstość $\rho = 7850 \text{ kg/m}^3$

Parametry izolacji:

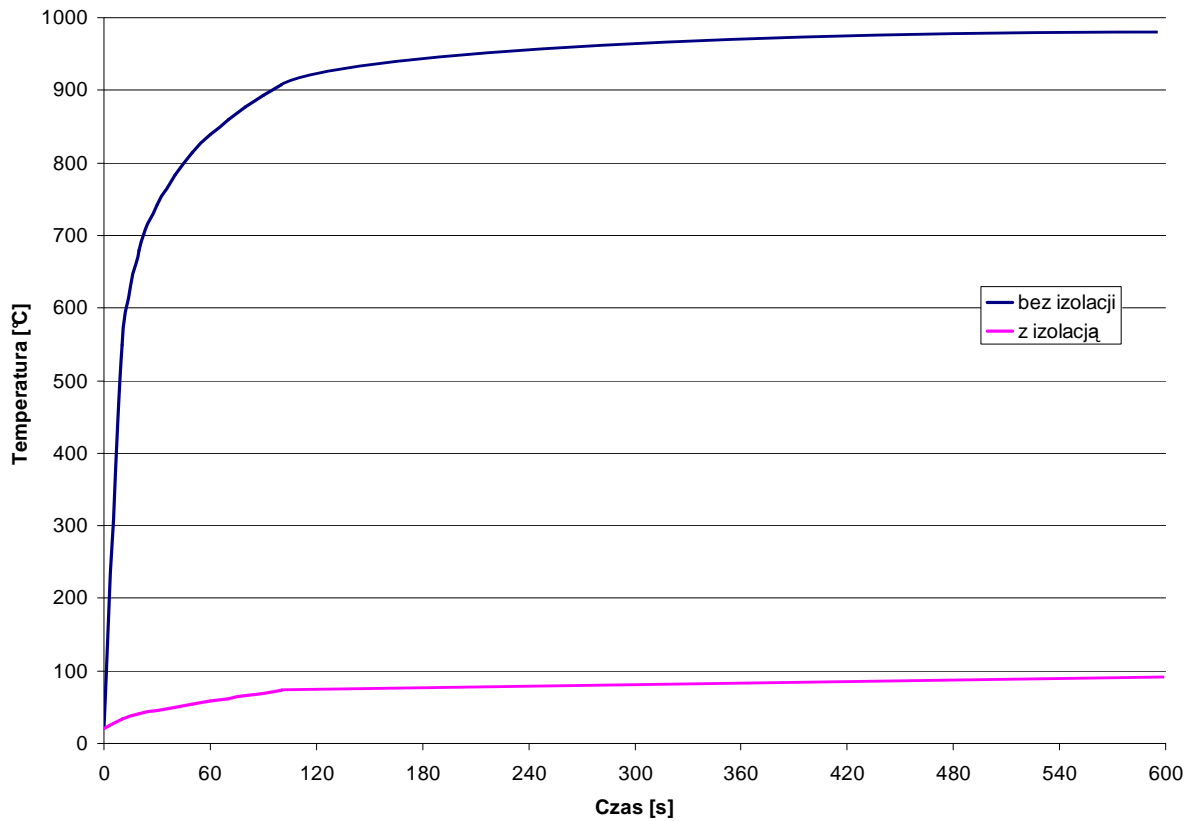
Moduł Younga $E = 0,15 \cdot 10^{11} \text{ Pa}$

Współczynnik Poissona $\nu = 0,17$

Współczynnik przejmowania ciepła $\alpha = 0,175 \text{ W/m}^2\text{K}$

Gęstość $\rho = 1100 \text{ kg/m}^3$

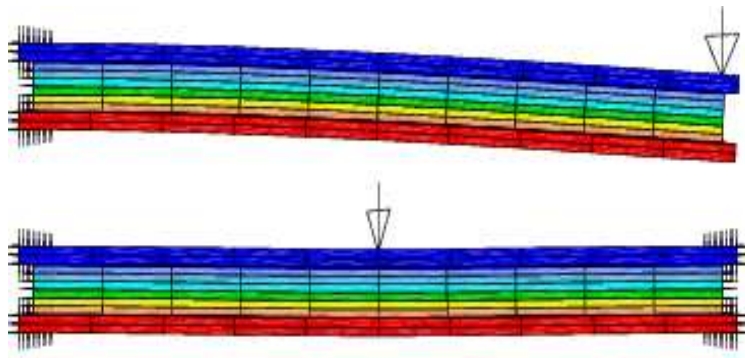
Wyniki obliczeń zaprezentowano na kolejnych wykresach.



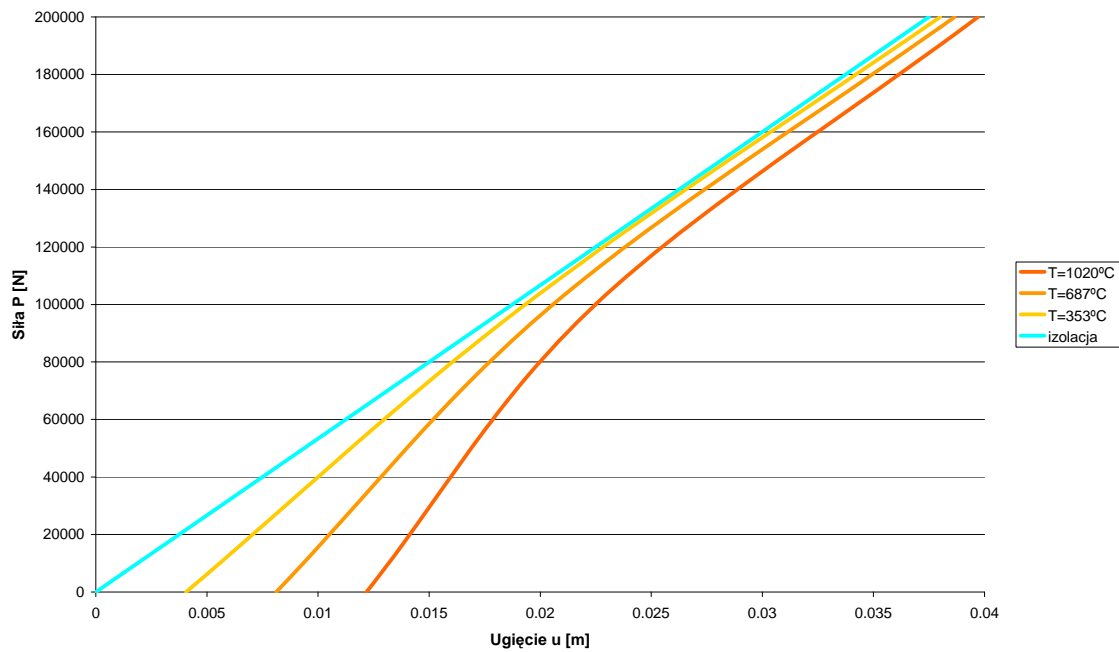
RYSUNEK 7.3: Przebieg temperatury w środku belki dwuteowej przy jej podgrzewaniu ośrodkiem zewnętrznym o temperaturze ustalonej 1000 °C (belka nieosłonięta i osłonięta izolacją o grubości 10 mm) [obliczenia własne].

W dalszych obliczeniach przyjęto dwa rodzaje umocowania i obciążenia siłą belki, o długości 1 m i przekroju dwuteowym pokazanym na rys. 7.2, podgrzewanej w dolnej płaszczyźnie (rys. 7.4, 7.5).

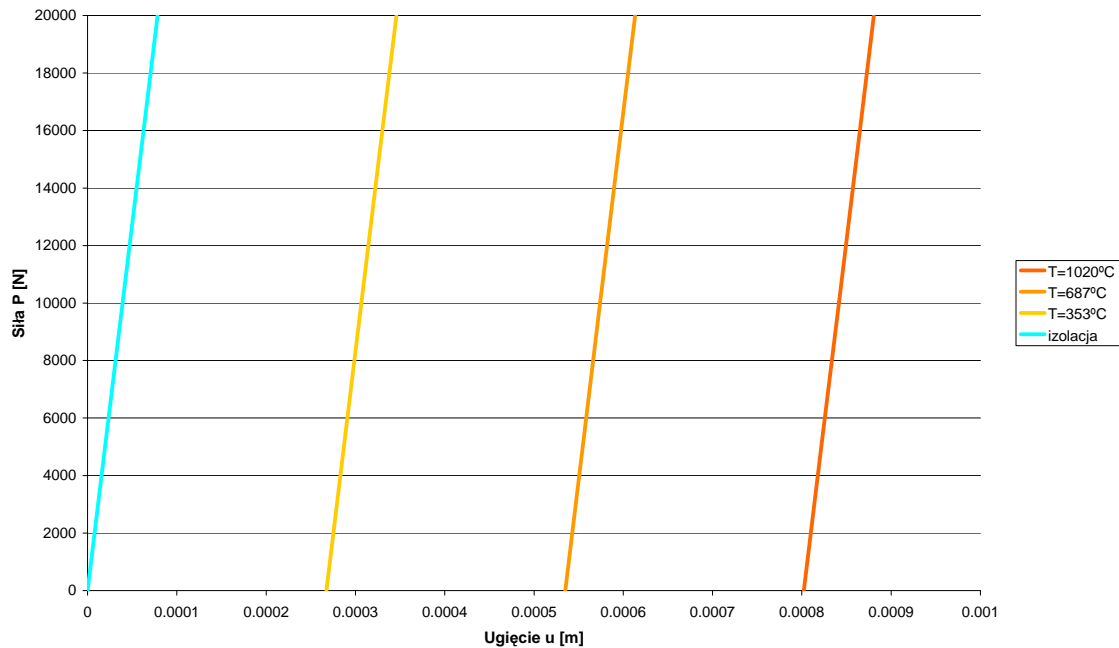
Kolejne wykresy prezentują przemieszczenia badanych punktów belki w przypadku zastosowania modelu materiału sprężystego z uwzględnieniem rozszerzalności termicznej (rys. 7.6 i 7.7). Na rysunkach 7.8 i 7.9 pokazano jak kształtuje się ugięcie belki przy zastosowaniu sprężysto-plastycznego modelu materiału bez uwzględnienia rozszerzalności termicznej. Na kolejnych dwóch rysunkach 7.10 oraz 7.11 zaprezentowano wyniki analizy ugięcia belki dla zmodyfikowanego sprężystego modelu materiału. Modyfikacja polega na wprowadzeniu zależności modułu Younga E od temperatury T zgodnie ze wzorem 6.1. Model ten uwzględnia wpływ rozszerzalności cieplnej materiału.



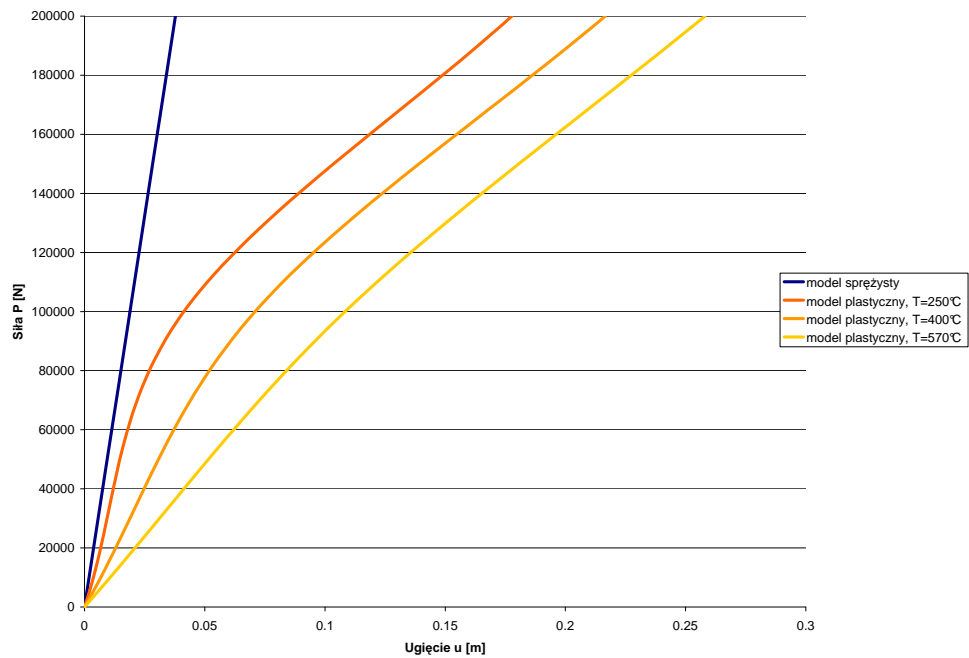
RYSunEK 7.5: Belka umocowana dwustronnie.



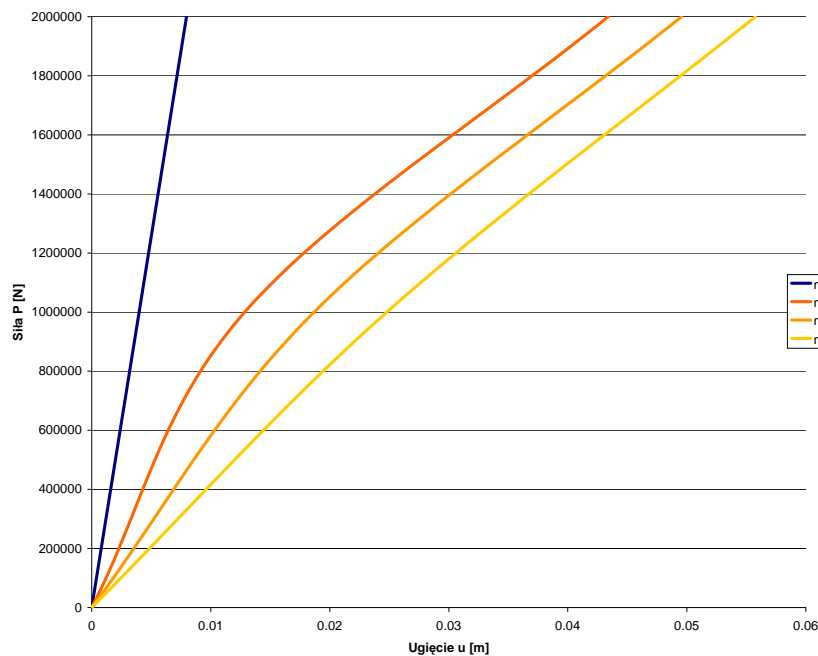
RYSUNEK 7.6: Zależność przemieszczenia całkowitego krańcowego punktu belki (umocowanej jednostronnie) od przyłożonej siły dla różnej temperatury podgrzewania i po zastosowaniu izolacji.



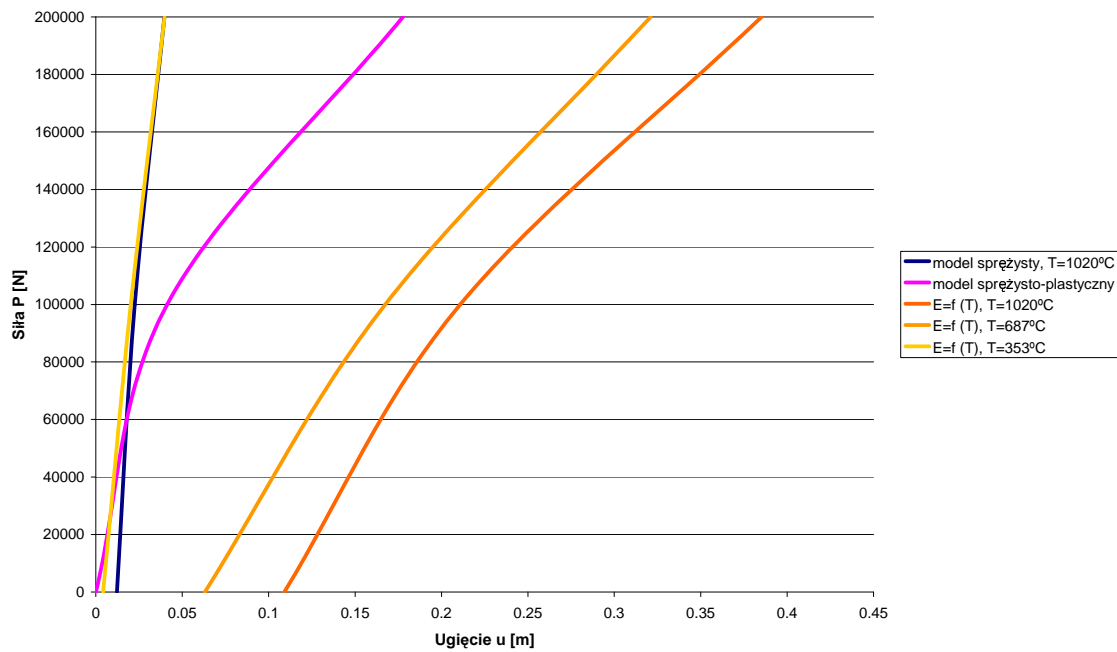
RYSUNEK 7.7: Zależność przemieszczenia całkowitego środkowego punktu belki (umocowanej dwustronnie) od przyłożonej siły dla różnej temperatury podgrzewania i po zastosowaniu izolacji.



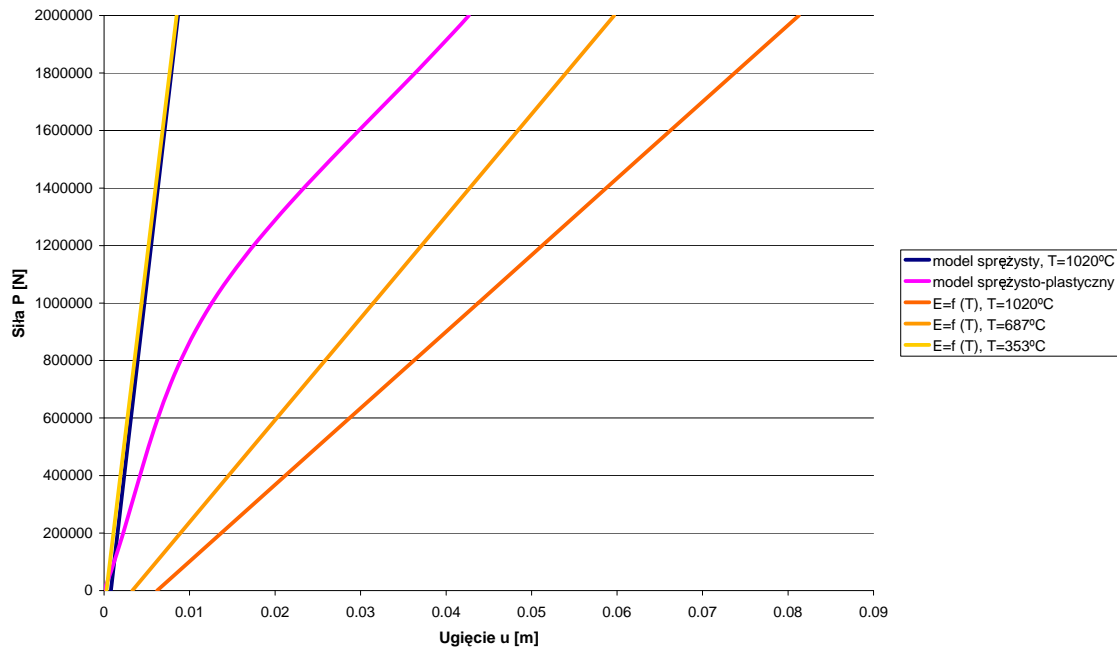
RYSUNEK 7.8: Zależność ugięcia końcowego punktu belki (umocowanej jednostronnie) od przyłożonej siły dla zmiennego parametru PLASTic MISEs w modelu sprężysto-plastycznym, porównanie wyników z modelem sprężystym.



RYSUNEK 7.9: Zależność ugięcia środkowego punktu belki (umocowanej dwustronnie) od przyłożonej siły dla zmiennego parametru PLASTic MISEs w modelu sprężysto-plastycznym, porównanie wyników z modelem sprężystym.



RYSUNEK 7.10: Zależność ugięcia krańcowego punktu belki (umocowanej jednostronnie) od przyłożonej siły dla modelu sprężystego z zależnością $E = f(T)$, porównanie wyników z modelem sprężystym i sprężysto-plastycznym.



RYSUNEK 7.11: Zależność ugięcia środkowego punktu belki (umocowanej dwustronnie) od przyłożonej siły dla modelu sprężystego z zależnością $E = f(T)$, porównanie wyników z modelem sprężystym i sprężysto-plastycznym.

Analiza pojedynczej belki o przekroju dwuteowym podgrzewanej w dolnej płaszczyźnie wykazała, że:

1. Rozszerzalność temperaturowa powoduje deformacje belki mimo istnienia zerowych sił zewnętrznych.
2. Przy działaniu znacznych sił zewnętrznych rozszerzalność temperaturowa traci znaczenie.
3. Zastosowanie izolacji zapobiega jej nadmiernemu nagrzewaniu, a co za tym idzie większa sztywność belki przy działaniu wysokich temperatur.

Model sprężysty materiału z uwzględnieniem jedynie rozszerzalności cieplnej (wykresy 7.6) jest niewystarczający w analizie bezpieczeństwa pożarowego konstrukcji, gdyż nie uwzględnia pogorszenia właściwości materiałowych stali w podwyższonej temperaturze. Znajduje to odzwierciedlenie w uzyskanej wartości maksymalnego ugięcia belki podgrzewanej do temperatury $1020\text{ }^{\circ}\text{C}$, która wynosi tylko 12 mm . W rzeczywistości belka w tej temperaturze nie może przenosić żadnych obciążeń.

Na wykresie 7.8 pokazano wykres zależności maksymalnego ugięcia belki od przyłożonej siły dla różnych temperatur. Zastosowano model sprężysto-plastyczny z uwzględnieniem wpływu temperatury na granicę plastyczności zgodnie ze wzorem 6.2. Wyniki tego rodzaju analizy są bliższe rzeczywistemu zachowaniu belki obciążonej siłą oraz termicznie.

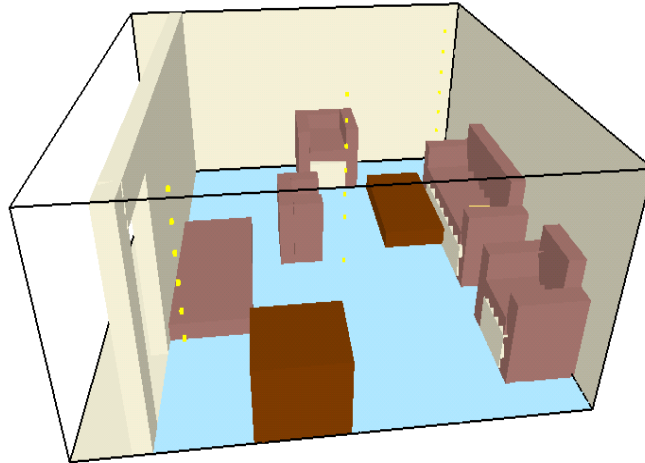
Maksymalne ugięcie belki w zależności od przyłożonej siły i temperatury z uwzględnieniem osłabienia modułu sprężystości przedstawiono na wykresach 7.10 i 7.11. Należy zauważyć, że dla temperatury $353\text{ }^{\circ}\text{C}$ nie widać jeszcze znacznego pogorszenia właściwości materiałowych (por. rys. 6.1). Jednakże już przy temperaturze $687\text{ }^{\circ}\text{C}$ obserwujemy znaczne ugięcia belki. Nawet bez obciążenia siłą zewnętrzną (jedynie obciążenie temperaturą) belka ugina się o ok. 5 cm . W zagadnieniach symulacji zachowania się konstrukcji w warunkach pożaru okazuje się, że większe znaczenie ma utrata właściwości sprężystych niż obniżenie granicy plastyczności.

7.2. Analiza globalna deformacji szkieletu nośnego budynku w warunkach pożaru

Poniższy przykład ilustruje możliwości sprzężonych programów FDS i FEAP w zakresie symulacji przebiegu pożaru i procesu deformacji stalowej konstrukcji budynku.

Przyjęto, że pożar rozwija się w pomieszczeniu o wymiarach: $5,2\text{ m} \times 4,6\text{ m} \times 2,4\text{ m}$

(rys. 7.12).



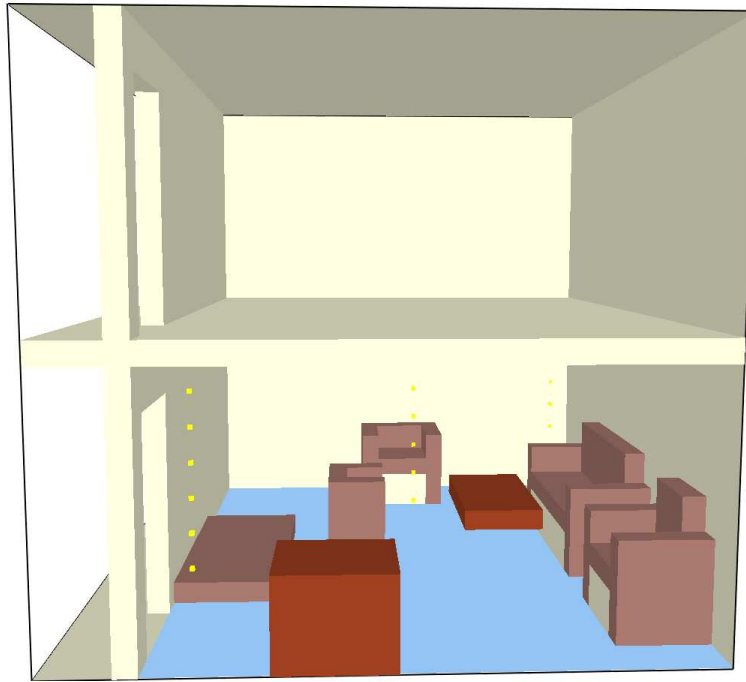
RYSUNEK 7.12: Pomieszczenie objęte pożarem [opracowanie własne].

Założono dwa przypadki rozwoju pożaru. W pierwszym przypadku otwór wentylacyjny stanowią drzwi o wymiarach $0,8\text{ m} \times 2\text{ m}$, a w drugim okno o wymiarach $1,2\text{ m} \times 1,2\text{ m}$, które zostaje całkowicie uszkodzone pod wpływem działającej na nie podwyższonej temperatury $300\text{ }^{\circ}\text{C}$. Stan ten następuje po czasie 85 s trwania pożaru. W pierwszym przypadku przyjęto szybkość wydzielania ciepła z jednostki powierzchni równą 1000 kW/m^2 , a w drugim 3000 kW/m^2 . W pomieszczeniu znajdują się typowe tapicerowane meble: kanapa, fotele i materac, poza tym występują materiały palne wykonane z drewna świerkowego takie jak stół. Na podłodze znajduje się palna wykładzina. Źródło ognia znajduje się na kanapie (poliuretan). Ściany wykonane są z płyty gipsowej. Model pomieszczenia podzielony jest na 8424 objętości kontrolnych (wymiar komórki $0,2\text{ m}$). Czas symulacji ustalono na 900 s (15 min.).

Działanie systemu FDS2FEAP, przedstawionego wcześniej w rozdziale 6, polega na złożeniu modelu budynku z wielu powielanych jednakowych pomieszczeń. Autor dokonał symulacji dla przypadku budynku dwukondygnacyjnego (rys. 7.13). Obliczone za pomocą programu FDS przebiegi temperatury przenoszone są do programu FEAP.

W przypadku budynku jednokondygnacyjnego podzielono konstrukcję na 1022 (pomieszczenie z drzwiami) lub 1032 (pomieszczenie z oknem) elementów skończonych, w przypadku budynku dwukondygnacyjnego na 2064 elementów, a trzykondygnacyjnego - na 3096 elementów skończonych.

Moc pożaru i temperatury panujące w pomieszczeniu w wyżej wymienionych dwóch przypadkach warunków rozwoju pożaru zaprezentowano w formie wykresów (rys. 7.14, 7.15).



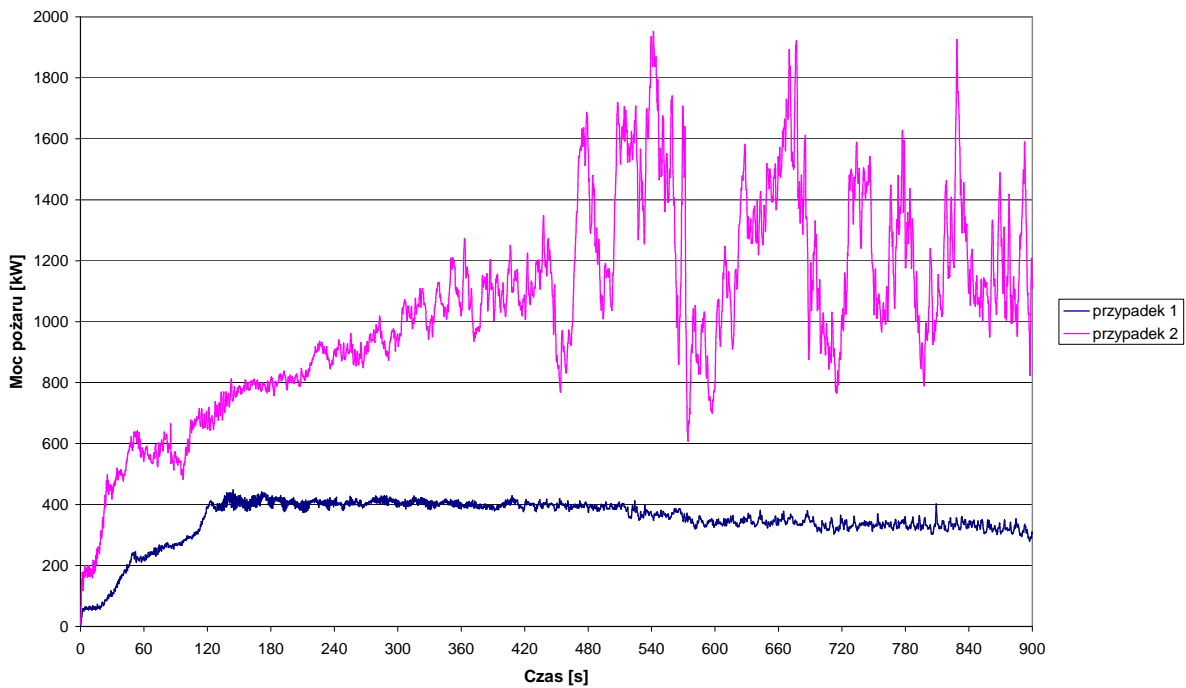
RYSUNEK 7.13: Model budynku wielokondygnacyjnego [opracowanie własne].

Na rys. 7.16 - 7.19 pokazano wizualizację rozkładu temperatury na powierzchniach elementów stalowej konstrukcji budynku oraz jej deformacje dla jednego pomieszczenia, w którym rozwijał się pożar. Szybkość wydzielania ciepła z jednostki powierzchni wynosiła: w przypadku pomieszczenia z drzwiami - 1000 kW/m^2 (rys. 7.16 - 7.17), a w przypadku pomieszczenia z oknem - 3000 kW/m^2 (rys. 7.18 - 7.19).

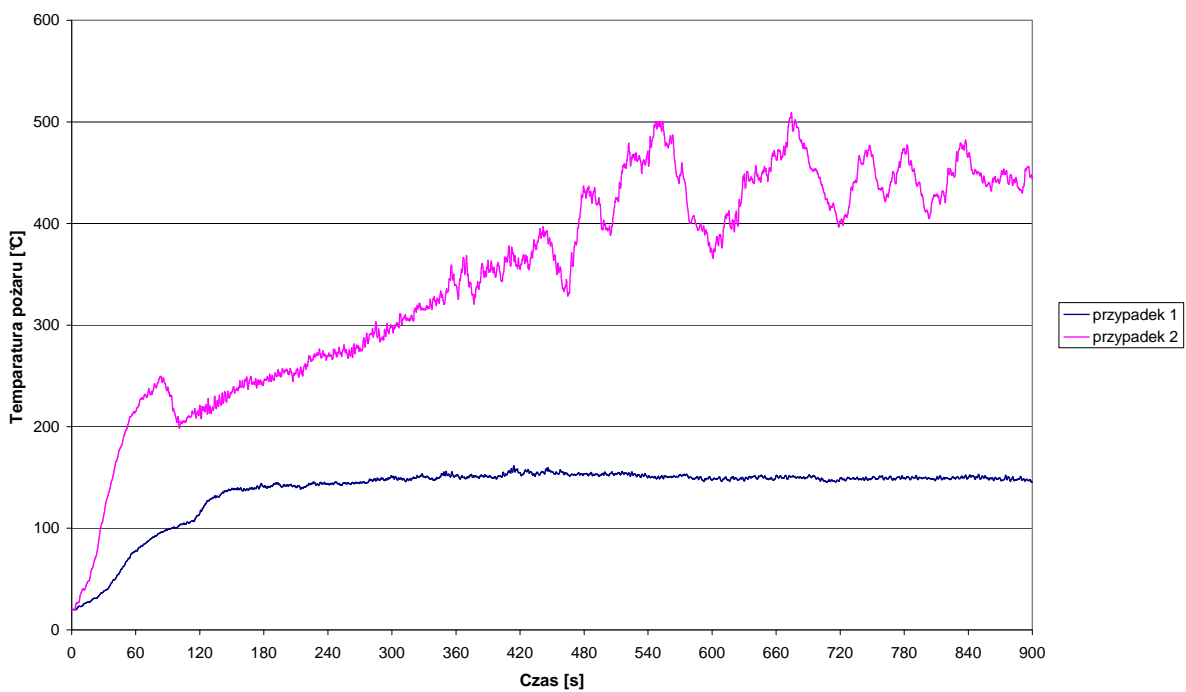
Dla pierwszego przypadku (pomieszczenie z otwartymi drzwiami) w wyniku stosunkowo niewielkiej szybkości wydzielania ciepła z jednostki powierzchni 1 MW/m^2 obserwuje się niewielkie deformacje elementów konstrukcji. Jest to związane ze stosunkowo wolnym przyrostem temperatury powierzchni elementów oraz małym obciążeniem konstrukcji (jedynie jej własny ciężar). Pierwsze zauważalne odkształcenia pojawiają się po czasie 2 min. trwania pożaru.

Dla drugiego przypadku (pomieszczenie o tych samych wymiarach z otwartym oknem), przy szybkości wydzielania ciepła z jednostki powierzchni 3 MW/m^2 obserwuje się znacznie większe deformacje elementów konstrukcji, szczególnie w miejscu połączenia słupów ze stropem. Wzrost szybkości wydzielania ciepła w stosunku do przypadku pierwszego powoduje zmniejszenie czasu do 1 min. pojawienia się pierwszych zauważalnych deformacji konstrukcji. W wyniku zmniejszenia powierzchni otworu wentylacyjnego następuje szybsza kumulacja ciepła w górnych częściach pomieszczenia.

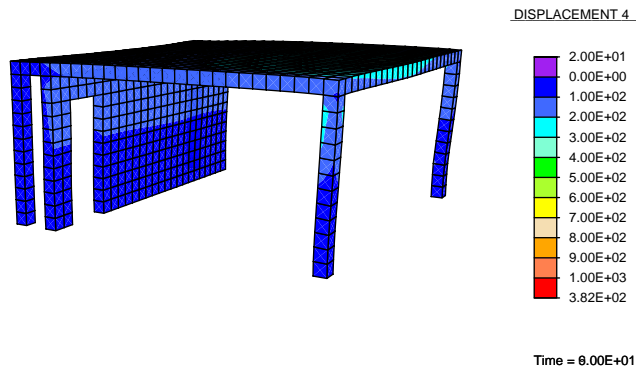
Na rys. 7.20 - 7.21 przedstawiono wyniki symulacji deformacji stalowej konstrukcji



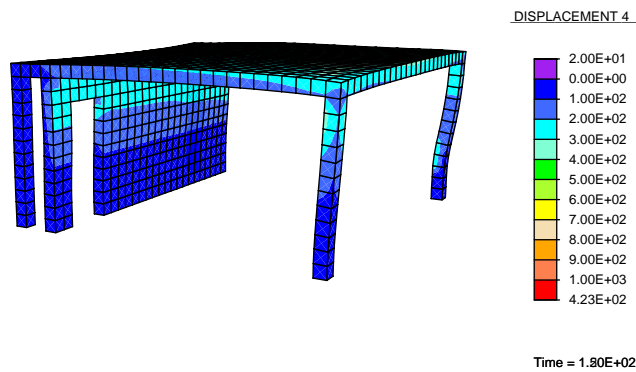
RYSUNEK 7.14: Moc pożaru dla dwóch przypadków rozwoju pożaru: (1) w pomieszczeniu z drzwiami i gęstością mocy pożaru 1000 kW/m^2 oraz (2) w pomieszczeniu z oknem i gęstością mocy pożaru 3000 kW/m^2 .



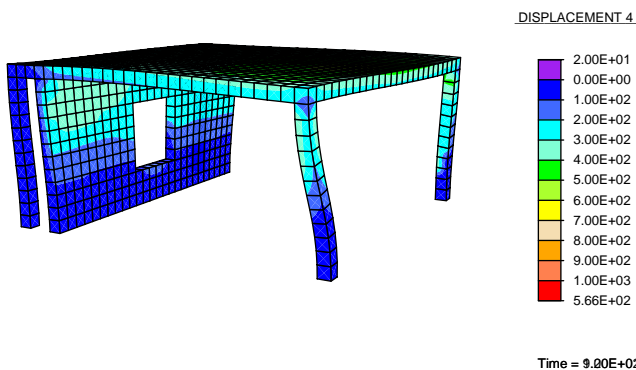
RYSUNEK 7.15: Lokalna temperatura pożaru dla dwóch przypadków jego rozwoju.



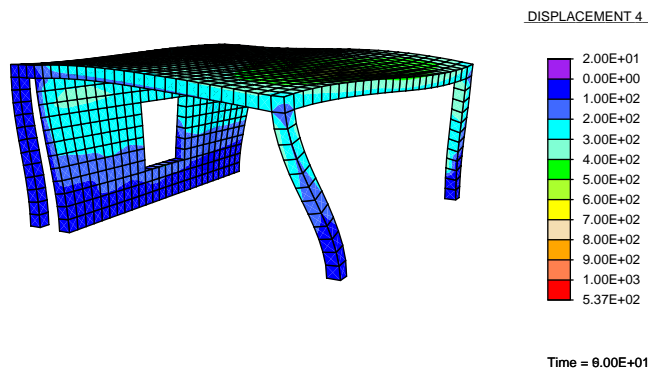
RYSUNEK 7.16: Deformacja stalowej konstrukcji budynku jednokondygnacyjnego z drzwiami po czasie 1,5 *min.* trwania pożaru.



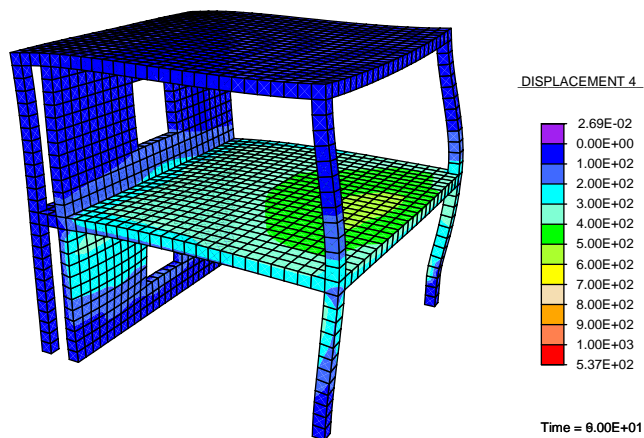
RYSUNEK 7.17: Deformacja stalowej konstrukcji budynku jednokondygnacyjnego z drzwiami po czasie 2,5 *min.* trwania pożaru.



RYSUNEK 7.18: Deformacja stalowej konstrukcji budynku jednokondygnacyjnego z oknem po czasie 1,5 *min.* trwania pożaru.



RYSUNEK 7.19: Deformacja stalowej konstrukcji budynku jednokondygnacyjnego z oknem po czasie 2,5 *min.* trwania pożaru.

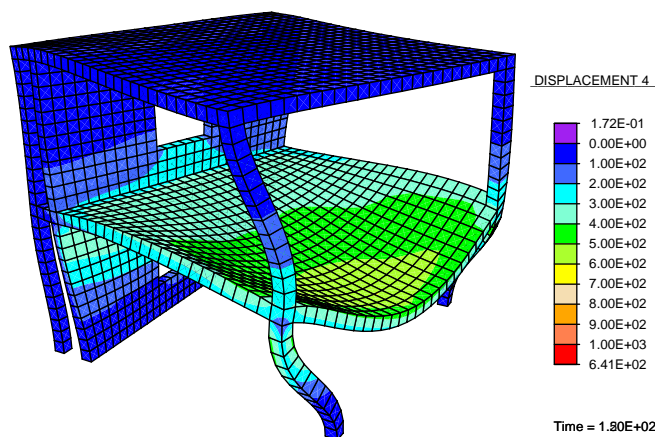


RYSUNEK 7.20: Deformacja stalowej konstrukcji budynku dwukondygnacyjnego z oknami po czasie 1,5 *min.* trwania pożaru.

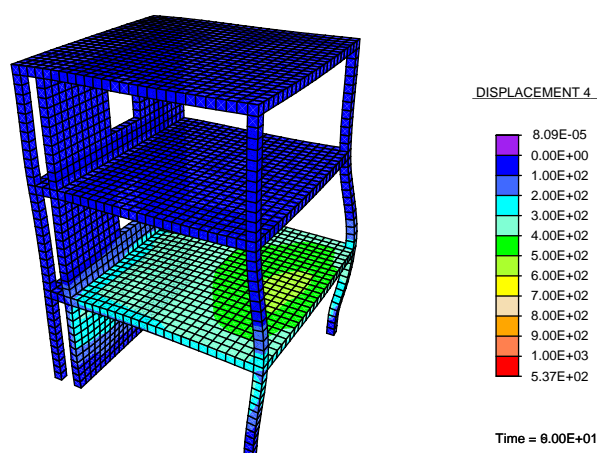
budynku dwukondygnacyjnego z oknami. Źródło pożaru było umiejscowione w dolnej kondygnacji. Szybkość wydzielania ciepła z jednostki powierzchni wynosiła 3 MW/m^2 . Stopy na obu kondygnacjach nie są dodatkowo obciążone.

Pierwsze obserwowane deformacje słupów na drugiej kondygnacji pojawiają się po czasie 1,5 *min.* trwania pożaru. Po czasie 2,5 *min.* następuje deformacja stropu między pierwszą a drugą kondygnacją, a więc zawalenie się pomieszczenia ze źródłem ognia.

Na rys. 7.22 - 7.23 przedstawiono deformacje stalowej konstrukcji budynku trzykondygnacyjnego z oknami. Źródło ognia o szybkości wydzielania ciepła z jednostki powierzchni 3 MW/m^2 znajdowało się na pierwszej kondygnacji. Po czasie 1,5 *min.* zaobserwowano pierwsze znaczące deformacje na pierwszej i drugiej kondygnacji. Na kondygnacji trzeciej nie następowała deformacja konstrukcji budynku. Po czasie 2,5 *min.* następował dalszy



RYSUNEK 7.21: Deformacja stalowej konstrukcji budynku dwukondygnacyjnego z oknami po czasie 2,5 *min.* trwania pożaru.

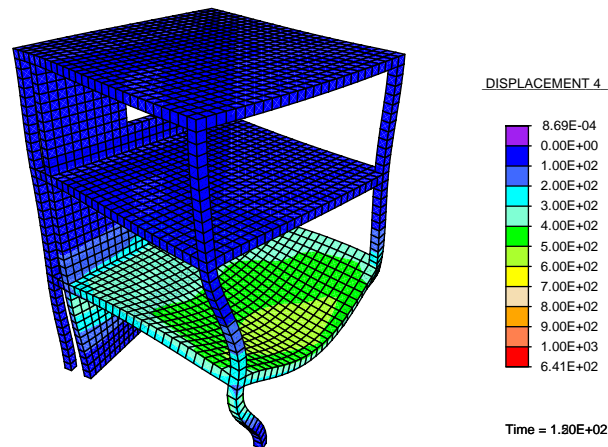


RYSUNEK 7.22: Deformacja stalowej konstrukcji budynku trzykondygnacyjnego z oknami po czasie 1,5 *min.* trwania pożaru.

wzrost temperatury na kondygnacji pierwszej i drugiej co spowodowało silną deformację słupów stalowych na kondygnacji pierwszej i drugiej oraz deformację stropów między pierwszą i drugą kondygnacją. Nie stwierdzono deformacji stropu między drugą i trzecią kondygnacją.

Zamieszczone wyniki przeprowadzonych symulacji w postaci graficznej pokazują powstanie największych zniszczeń konstrukcji. Podane czasy (1,5 i 2 *min.*) odnoszą się do drugiej fazy pożaru rozwiniętego.

Otrzymane wyniki obliczeń numerycznych wskazują na silny wpływ szybkości wydzielania ciepła źródła ognia i obciążenia konstrukcji na charakter i zakres jej deformacji. Ze wzrostem szybkości wydzielania ciepła następuje zmniejszenie czasu do pojawienia się



RYSUNEK 7.23: Deformacja stalowej konstrukcji budynku trzykondygnacyjnego z oknami po czasie 2,5 *min.* trwania pożaru.

pierwszych oznak deformacji (przypadek pomieszczenia jednokondygnacyjnego). Zmniejszenie powierzchni i wysokości otworu wentylacyjnego ma wpływ na szybkość przyrostu temperatury w górnej części pomieszczenia ze źródłem ognia.

Obciążenie konstrukcji w dolnych obszarach budynku w czasie pożaru ma wpływ na rodzaj deformacji. Dla szybkości wydzielania ciepła z jednostki powierzchni 3 MW/m^2 ma miejsce deformacja stropów, czego nie obserwuje się dla tej samej szybkości wydzielania ciepła, ale w przypadku rozwoju pożaru w układzie jednokondygnacyjnym.

Największego zagrożenie deformacją i zawaleniem należy spodziewać się w pomieszczeniu ze źródłem ognia, jak również w pomieszczeniach położonych bezpośrednio nad pomieszczeniem objętym pożarem.

7.3. Obliczenia rozkładu temperatury i symulacje procesu deformacji wybranych elementów konstrukcji w czasie rozwoju pożaru

Celem symulacji komputerowej było obliczenie rozkładu temperatur oddziałujących na elementy konstrukcji budowlanej (w funkcji promienia i wysokości) podczas pożaru, który powstał w hali przy ul. Chełmżyńskiej w Warszawie. Obliczenia pól temperatury mogą posłużyć do dalszych analiz uszkodzeń termicznych konstrukcji budynku.

7.3.1. Opis rozwoju pożaru hali

Pożar hali powstał w dniu 12.06.2006 r. około godz. 23.15. Już po kilku minutach od chwili rozpoczęcia, pożar obejmował całą powierzchnię 1/4 hali (około 1000 m^2), a płomień wydostawały się na dach (wysokość około 12 m). Po upływie około godziny trwania pożaru, kiedy był on już dogaszany, zawaleniu uległa część dachu hali. Widok hali po pożarze z zewnątrz przedstawia rys. 7.24.



RYSUNEK 7.24: Hala po pożarze (widok z zewnątrz) [fotografia z oględzin popożarowych].

7.3.2. Założenia modelu do symulacji rozwoju pożaru

Do symulacji przyjęto następujące wymiary hali: długość 79 m , szerokość 55 m , wysokość 12 m . Uwzględniono ścianę działową dzielącą halę na dwie umowne części: *A* i *B* oraz stropy w dwóch trzykondygnacyjnych nawach bocznych. Ustalono czas symulacji na 3600 s (1 h). Maksymalną moc pożaru oszacowano biorąc pod uwagę poniższą zależność:

$$\dot{Q}_{\max} = \beta \cdot \dot{m}'' \cdot F_p \cdot q_s$$

gdzie:

\dot{m}'' - właściwa masowa szybkość spalania, dla wybranych materiałów palnych:

$$\dot{m}''_{\text{olej nap.}} = 0,042 \frac{\text{kg}}{\text{m}^2\text{s}}$$

$$\dot{m}''_{\text{mazut}} = 0,035 \frac{\text{kg}}{\text{m}^2\text{s}}$$

$$\dot{m}''_{\text{drewno}} = 0,014 \frac{\text{kg}}{\text{m}^2 \text{s}}$$

przyjęto

$$\dot{m}''_{\text{sr.}} = 0,02 \frac{\text{kg}}{\text{m}^2 \text{s}},$$

F_p - maksymalna powierzchnia pożaru, $F_p = 1000 \text{ m}^2$,

q_s - ciepło spalania, $q_s(\text{śr.}) = 25 \frac{\text{MJ}}{\text{kg}}$,

β - współczynnik efektywności spalania, $\beta(\text{śr.}) = 0,2$.

Obliczono, że maksymalna moc pożaru wynosiła około

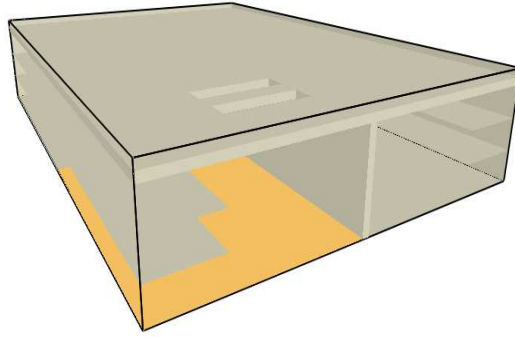
$$\dot{Q}_{\text{max}} \cong 100 \text{ MW}$$

Jako otwory wentylacyjne przyjęto dwa świetliki o wymiarach $3 \text{ m} \times 12 \text{ m}$ znajdujące się bezpośrednio nad źródłem ognia. Założono, że ściana działowa (rys. 7.25) wytrzyma 0,5 h trwania pożaru i jej górna połowa w obszarze spalania po tym czasie ulega zniszczeniu.



RYSUNEK 7.25: Ściana działowa (widoczna po lewej stronie) [fotografia z oględzin popożarowych].

Od momentu częściowego zniszczenia ściany działowej gazy pożarowe przedostają się z części hali objętej pożarem (A) do drugiej części hali (B). W celu wyznaczenia rozkładu temperatury przedzielono obszar hali trzema płaszczyznami kontrolnymi: $z = 4$, $z = 8$ i $z = 12 \text{ m}$. Ze względu na stosunkowo krótki czas rozwoju pożaru, badaniu poddano drugą fazę pożaru (pożar rozwinięty) i założono stałą moc pożaru. Poniżej na rys. 7.26 przedstawiono wygląd modelu hali.

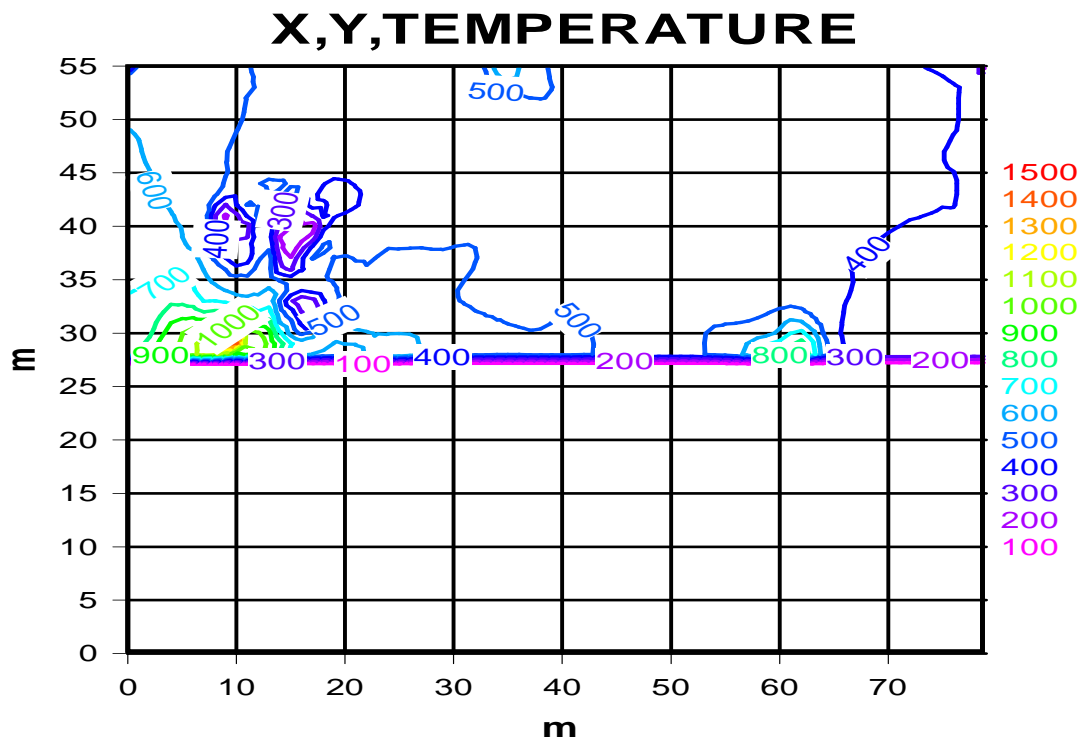
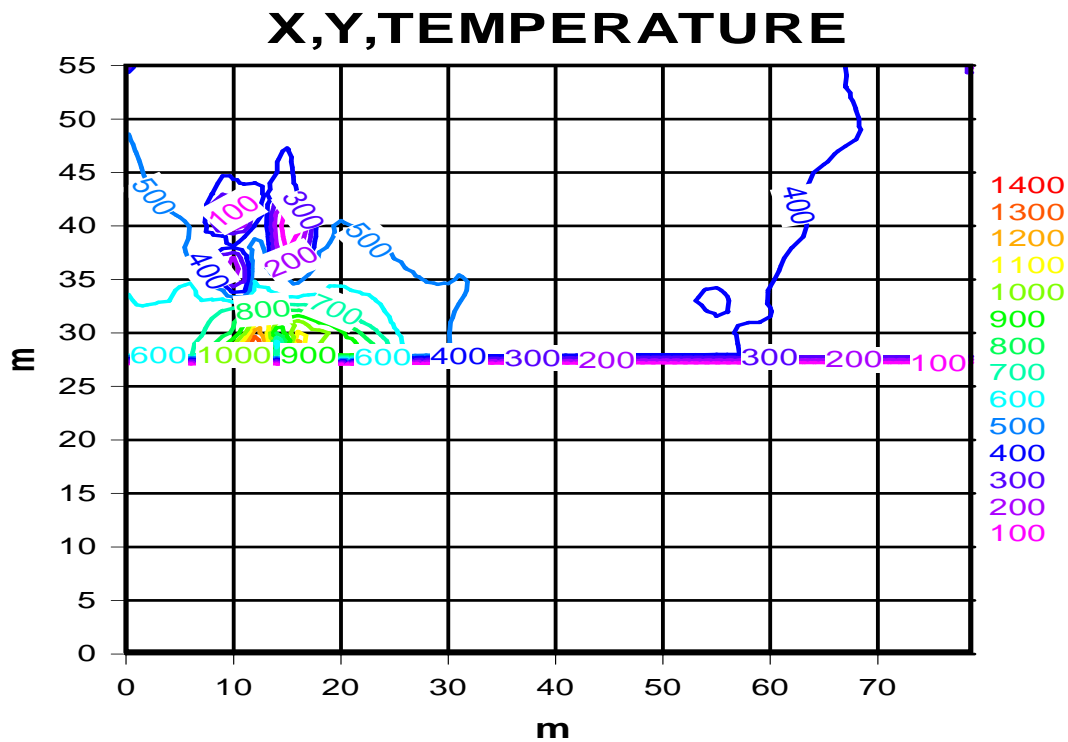


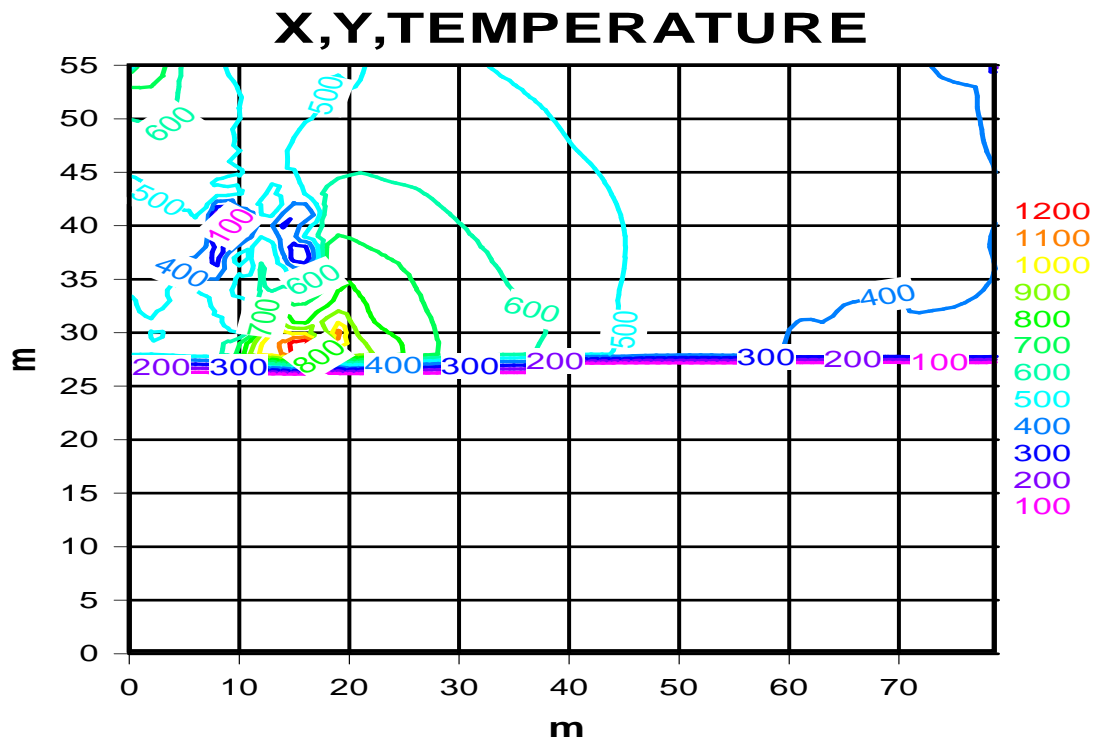
RYSUNEK 7.26: Model hali, kolorem żółtym zaznaczono obszar spalania (1000 m^2) [opracowanie własne].

Do obliczeń pól temperatury w hali użyto program komputerowy FDS (Fire Dynamics Simulator) [144] oparty na modelu polowym pożaru. Przyjęto wielkość komórek siatki obliczeniowej $1 \text{ m} \times 1 \text{ m} \times 1 \text{ m}$. Ognisko pożaru znajdowało się w punkcie o współrzędnych $x = 13 \text{ m}$, $y = 30 \text{ m}$, $z = 0 \text{ m}$.

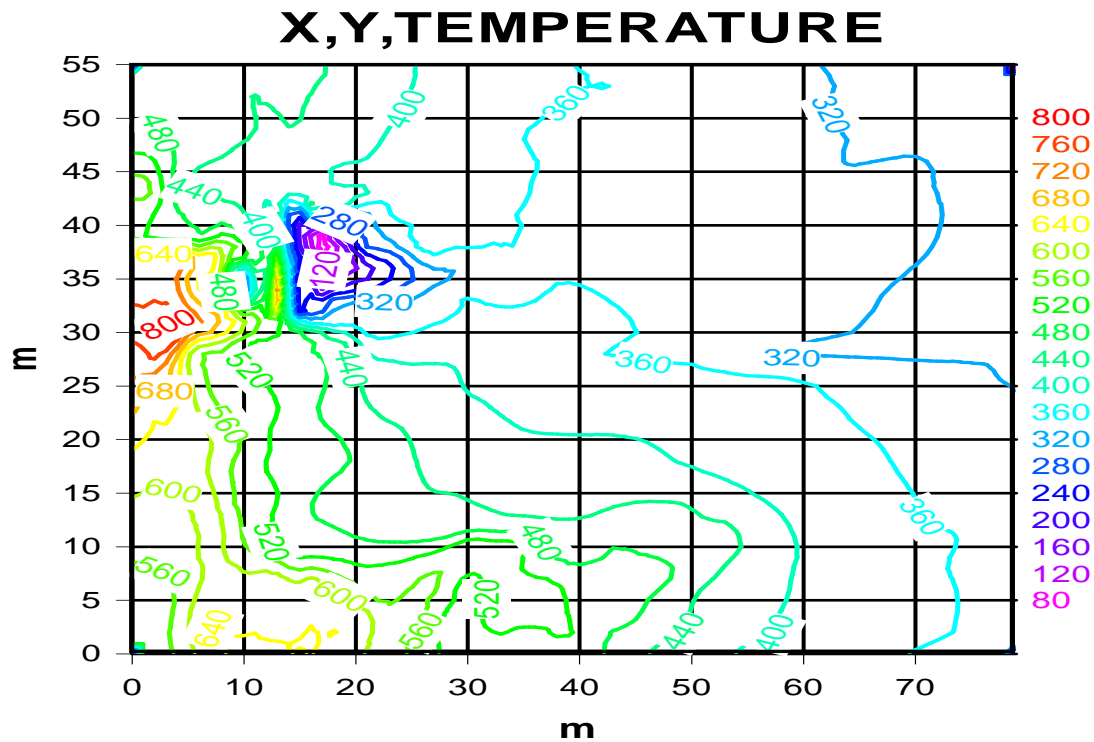
7.3.3. Analiza obliczonego rozkładu temperatury w hali

Dla dobrego zobrazowania rozkładu temperatury budynek przecięto trzema płaszczyznami o równaniach $z = 4 \text{ m}$, $z = 8 \text{ m}$ i $z = 12 \text{ m}$. Wykresy przedstawiają rozkład temperatury co 600 sekund (10 min.) trwania pożaru. Obliczony rozkład temperatury w hali dla płaszczyzny $z = 12 \text{ m}$ przedstawiono na kolejnych wykresach (rys. 7.27 - 7.32).

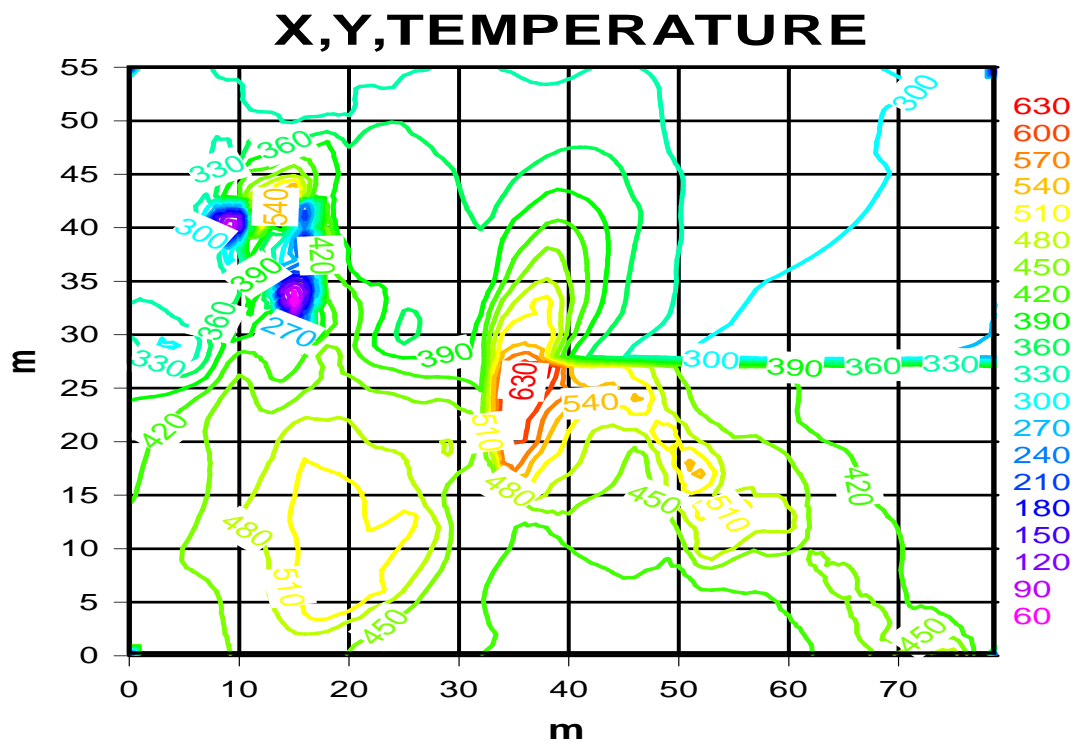
RYSUNEK 7.27: Rozkład temperatury w hali po czasie $t = 10$ min.RYSUNEK 7.28: Rozkład temperatury w hali po czasie $t = 20$ min.



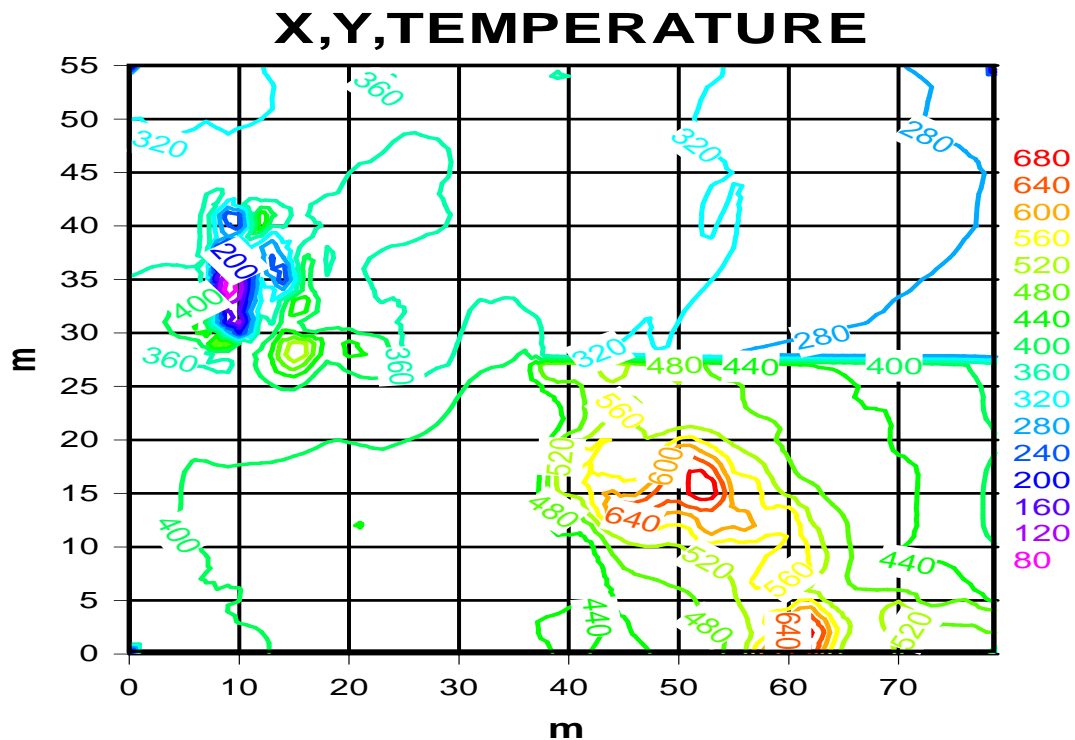
RYSUNEK 7.29: Rozkład temperatury w hali po czasie $t = 30 \text{ min}$.



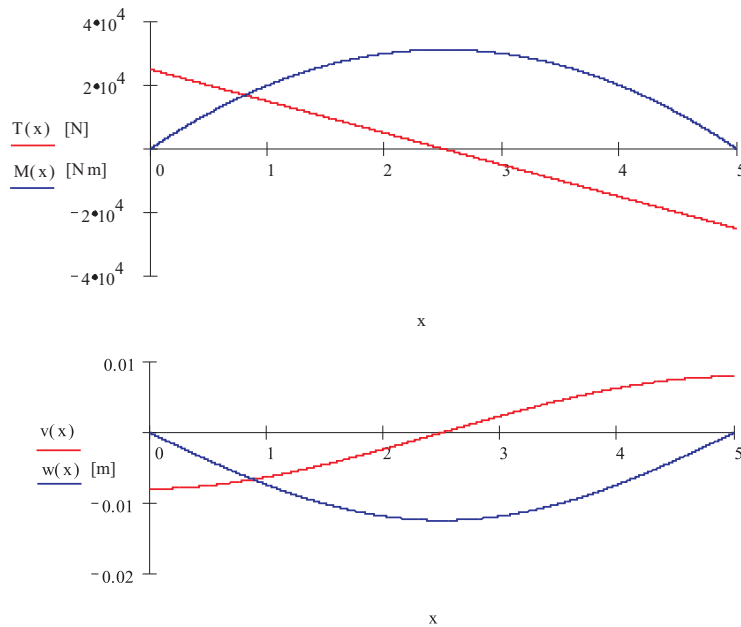
RYSUNEK 7.30: Rozkład temperatury w hali po czasie $t = 40 \text{ min}$.



RYSUNEK 7.31: Rozkład temperatury w hali po czasie $t = 50 \text{ min}$.



RYSUNEK 7.32: Rozkład temperatury w hali po czasie $t = 60 \text{ min}$.



RYСУNEK 7.33: Wykres sił tnących, momentów zginających, kątów obrotu i ugięcia belki.

7.4. Symulacja procesu deformacji jednej z belek nośnych dachu hali

W niniejszym przykładzie wykonano analityczne obliczenia deformacji i naprężeń w belce obustronnie podpartej. Wymiary belki są następujące:

- długość $l=5$ m,
- szerokość $a=5$ cm,
- wysokość belki $h=35$ cm.

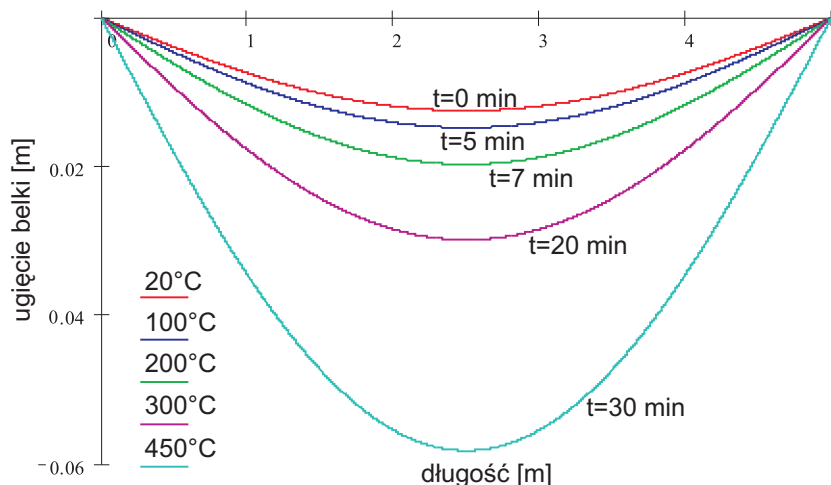
Obciążenie stanowi siła ciągła o wartości $q=10$ kN/m.

Linia ugięcia belki dwustronnie podpartej dana jest wyrażeniem

$$w(x) = \frac{1}{E \cdot I} \left(\frac{-q \cdot x^4}{24} + \frac{q \cdot l \cdot x^3}{12} - \frac{q \cdot l^3 \cdot x}{24} \right) \quad (7.1)$$

Wykres sił tnących, momentów zginających, kątów obrotu oraz ugięcia belki przedstawiono na rys. 7.33.

Wykres ugięcia belki dla szeregu temperatur: 20, 100, 200, 300, 450 °C przedstawiono na rys. 7.34. Odpowiednie temperatury zostały dobrane na podstawie symulacji przebiegu pożaru przeprowadzonej w rozdziale 7.3.2. Wybrana została belka ze środkowej części hali.



RYSUNEK 7.34: Wykres ugięcia belki dla szeregu temperatur (od góry): 20, 100, 200, 300, 450 °C.

W symulacjach pożaru hali założono scenariusz pożaru polegający na osiągnięciu fazy rozwiniętej z maksymalną szybkością wydzielania ciepła równą 100 MW i trwającą 60 min. Rozkłady temperatury określono w trzech płaszczyznach na różnych wysokościach powyżej płaszczyzny podłogi odpowiednio po czasie 10, 20, 30, 40, 50 i 60 minut od początku trwania fazy rozwiniętej pożaru.

Po analizie wyników symulacji wyciągnięto następujące wnioski:

1. Otrzymano znaczne niejednorodności pól temperaturowych od ok. 100 °C do 1000 °C.
2. Pod sufitem hali obserwowano silne ugięcie i rozprzestrzenianie się płomieni turbulentnych.
3. Przy przyjętej liniowej prędkości rozprzestrzeniania się płomienia dla pożaru w rozważanej hali równej 5 m/min., czas objęcia strefy spalania o powierzchni 1000 m² wyniósł ok. 5 min.
4. Największe wartości temperatury otrzymano na wysokości stropu hali bezpośrednio nad ogniskiem pożaru.
5. Po czasie 30 min. od początku spalania i zniszczeniu ściany działowej w hali nastąpiło rozprzestrzenienie gorących gazowych produktów spalania w całej objętości hali i znaczne zmiany rozkładów temperatury.
6. Podczas tego procesu zaobserwowano pojawienie się znacznych wartości temperatury w części B hali, pierwotnie nie objętej pożarem, sięgających nawet 600 °C w płaszczyźnie podsufitowej.
7. Zauważono, że ugięcie belki stalowej, która podpierała dach hali, podgrzanej do

temperatury $200\text{ }^{\circ}\text{C}$ jest o 58 % większe niż belki w temperaturze $20\text{ }^{\circ}\text{C}$. Prowadzić to może do naruszenia stabilności konstrukcji oraz katastrofy budowlanej. Przy $300\text{ }^{\circ}\text{C}$ ugięcie belki stanowi już 240 % ugięcia w temperaturze pokojowej.

8. Pobrano próbki betonu z określonych miejsc konstrukcji hali (słupów żelbetowych). Następnie podczas badań laboratoryjnych poddano analizie ich strukturę określając warunki cieplne, w których znajdowała się konstrukcja w czasie pożaru. Stwierdzono zgodność wyników obliczeń programem FDS z danymi otrzymanymi na drodze analizy laboratoryjnej próbek pobranych z konstrukcji hali. Ponadto analiza naprężeń belki obciążonej cieplnie wykazała, iż możliwe było zawalenie się hali w podanym czasie.

Rozdział 8

Podsumowanie

Przedmiotem rozważań niniejszej pracy było wykorzystanie metod numerycznych (Metody Elementów Skończonych, Metody Różnic Skończonych i Metody Objętości Skończonych) w analizie konstrukcji stalowej narażonej na obciążenie termiczne w czasie pożaru. Przebieg pola temperatur został wyznaczony za pomocą zaawansowanego modelu polowego pożaru. Dokonano sprzężenia dwóch programów: Fire Dynamics Simulator (FDS) i Finite Element Analysis Program (FEAP) konstruując autorski interfejs, umożliwiający przenoszenie danych między wymienionymi programami.

W trakcie badań uwzględniono szereg zjawisk towarzyszących zarówno rozwojowi pożaru, jak i mechanizmowi deformacji i zniszczenia konstrukcji. Niektóre efekty powstające podczas gwałtownego rozwoju pożaru (np. wybicie szyb, zniszczenie ścian działowych) mają duży wpływ na zmianę dynamiki procesu spalania co zostało uwzględnione w pracy.

W trakcie prac nad rozprawą doktorską autor zrealizował w 2005 roku własny projekt badawczy pod tytułem „Numeryczna analiza wytrzymałości konstrukcji stalowych w warunkach pożaru”, sygnatura PN-B-286/1. Wyniki badań zostały opublikowane w [211]. Realizacja projektu wymagała kompleksowej znajomości dwóch rodzajów oprogramowania: Metody Elementów Skończonych (MES) oraz Numerycznej Dynamiki Płynów (ang. CFD - Computational Fluid Dynamics).

Autor w swojej pracy zawodowej zajmuje się badaniem przyczyn powstawania pożarów. Wiele analiz popożarowych zawiera obliczenia rozkładu temperatury konstrukcji, która uległa zniszczeniu. Przykładem takiej analizy jest próba oszacowania pól temperatury w hali magazynowej opisanej w rozdziale 7.3. Obliczenie pól temperatury tradycyjny-

mi, analitycznymi metodami jest bardzo trudne, a w niektórych przypadkach niemożliwe. Połączenie analizy prędkości cząstek powietrza i produktów spalania oraz pól temperatury z analizą wytrzymałości konstrukcji odpowiada na zapotrzebowanie ekspertów do spraw badania skutków pożarów. Doskonałą walidacją wyników obliczeń wytrzymałościowych konstrukcji w warunkach pożaru jest obserwacja pomieszczeń zniszczonych w wyniku oddziaływania wysokiej temperatury. Rozkład temperatury można częściowo określić analizując stan elementów konstrukcyjnych po pożarze. Połączenie obu metod rekonstrukcji pożaru: symulacji numerycznej oraz metody klasycznej - analitycznej daje w efekcie precyzyjne odtworzenie przebiegu pożaru i zdarzeń z nim związanych. Opracowany oraz zaimplementowany algorytm, po niezbędnych poprawkach dotyczących stabilności obliczeń, może być bezpośrednio wykorzystany przez rzeczoznawców, biegłych, inżynierów budownictwa, pożarnictwa i innych.

Brak dostępnych programów do badań konstrukcji budowlanych w trakcie pożaru, zarówno komercyjnych jak i laboratoryjnych, spowodował trudności w walidacji opracowywanego algorytmu. Należało znaleźć w literaturze odpowiedni eksperyment (test pożarowy opisany w rozdziale 4.5), a następnie porównać wyniki analizy numerycznej z rezultatami eksperymentu. Znalezienie oraz wybór odpowiedniego eksperymentu a później opracowanie i testowanie implementacji algorytmu analizy wytrzymałościowej konstrukcji w warunkach pożaru było niezbędnym elementem badań autora i musiało zająć bardzo dużo czasu.

W ramach niniejszej rozprawy autor samodzielnie opracował lub zmodyfikował oraz włączył do programów FEAP oraz FDS następujące nowe elementy:

- interfejs pozwalający na odczyt danych dotyczących pola temperatury, obliczonego za pomocą programu FDS, oraz przypisanie odpowiednich wartości temperatury elementom konstrukcyjnym w programie FEAP,
- modyfikacja prawa konstytutywnego modelu sprężystego oraz sprężysto-plastycznego pozwalająca na uwzględnienie wpływu podwyższonej oraz zmiennej w czasie temperatury na właściwości sprężyste i plastyczne elementów konstrukcji,
- uzupełnienie modelu przewodzenia ciepła o wpływ izolacji na nagrzewanie się i oddawanie ciepła chronionych elementów konstrukcji oraz implementacja odpowiednich podprogramów w programie FEAP,
- automatyczny dobór gęstości dyskretyzacji przestrzeni w programie FDS na podstawie opracowanych kryteriów,
- opracowanie algorytmu eliminacji zniszczonych przez pożar elementów konstrukcyjnych i przegród oraz jego implementacja w programie FDS,

- dobór właściwych wartości parametrów turbulencji i sprawdzenie ich wpływu na poprawność obliczeń,
- opracowanie i implementacja automatycznej kontroli doboru kroku czasowego oraz stabilności rozwiązania w programie FDS.

Na podstawie rozważań zawartych w pracy oraz doświadczeń numerycznych nasuwają się następujące wnioski:

1. Opracowana metoda obliczania deformacji konstrukcji stalowej w warunkach pożaru, bazująca na sprzężeniu dwóch programów, jest sprawnie działającym narzędziem badawczym, które może być wykorzystane przez ekspertów w celu rekonstrukcji przebiegu pożaru.
2. Zaimplementowany algorytm analizy wytrzymałości konstrukcji poddawanej wysokim temperaturom został pozytywnie zweryfikowany poprzez porównanie z eksperymentem opisanym w rozdziale 4.5. Dodatkowo analiza skutków pożaru w hali magazynowej (rozdział 7.3) pozwala sądzić, że połączenie programów FDS oraz FEAP pozwala wiernie odtworzyć przebieg oraz warunki pożaru.
3. Numeryczna symulacja pożaru w budynkach łącznie z analizą naprężeniową i zniszczenia elementów konstrukcyjnych jest istotnym dodatkiem do klasycznych, analitycznych metod odtwarzania przebiegu pożaru. Końcowy system analizujący pożar w budynkach może być nieocenioną pomocą w pracy biegłych sądowych czy firm ubezpieczeniowych.
4. Głównymi wadami systemu FDS-FEAP są ograniczenia wynikające z ilości dostępnej pamięci i stosunkowo duża złożoność obliczeniowa. Ponadto, w trakcie realizacji badań napotkano na inne niedoskonałości opracowanego algorytmu:
 - nie uwzględniony jest wpływ promieniowania na ogrzewanie ścian,
 - zmiany geometrii obiektu (zawalenie się ścian lub stropów) nie mają wpływu na przebieg wymiany gazowej – na szczęście problem nie występuje w tej fazie pożaru, w której powinna przebiegać ewakuacja,
 - niepełny opis turbulencji gazów pożarowych,
 - ze względu na ograniczony rozmiar zadania nie modelowano innych niż plastyczna deformacja rodzajów zniszczenia konstrukcji, takich jak pęknięcie, wyboczenie itd.,
 - nie uwzględniono efektów dynamicznych pracującej czy zawalającej się konstrukcji.
5. Znaczącą niedoskonałością FDS jest duża wrażliwość algorytmu obliczeniowego na

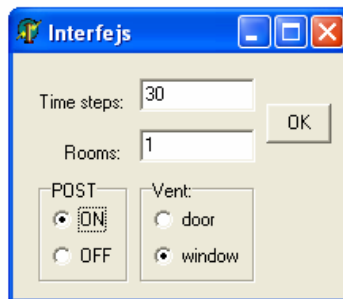
gęstość dyskretyzacji, co zostało szerzej opisane w rozdziale 4.5. Aby uzyskać dobre rezultaty obliczeń osoba korzystająca z programu FDS musi wykazać się doświadczeniem i wyczuciem w doborze siatki i innych parametrów procesu. W związku z dużą wrażliwością rezultatu obliczeń na dyskretyzację powszechne stosowanie programu FDS bez kontroli poprawności obliczeń do symulacji pożarów jest znacznie ograniczone.

6. Część z wymienionych wad została wyeliminowana w trakcie realizacji niniejszej rozprawy poprzez:
 - przeprowadzenie analizy istniejących modeli promieniowania oraz propozycję nowych modeli,
 - uwzględnienie zmiany warunków wymiany gazowej w wypadku stłuczenia szyby, przepalenia drzwi itp.,
 - wprowadzenie mechanizmu automatycznego zagęszczania siatki w przypadku uzyskania zbyt dużych gradientów prędkości w danym kierunku.
7. Część badań, dotycząca wpływu promieniowania na rozkłady temperatur, pozostała w fazie testów. Ich wyniki będą w przyszłości wykorzystane w dalszej pracy naukowej autora.

Dodatek A

Instrukcja użytkowania systemu FDS2FEAP

Poniżej zawarto opis połączenia i opis cech ogólnych systemu FDS2FEAP. Interfejs użytkownika tego programu pokazano na rys. A.1.



RYSUNEK A.1: Wygląd interfejsu programu FDS2FEAP

Konstruowanie pliku wejściowego do programu FDS

Pierwszym krokiem do rozpoczęcia obliczeń jest sporządzenie tekstowego pliku wejściowego, który dostarczy modelowi FDS wszystkich niezbędnych informacji opisujących rozważany scenariusz pożaru. Najważniejsze parametry wejściowe określają rozmiary każdego prostopadłościennego obiektu (konstrukcji ścian, materiałów palnych, otworów wentylacyjnych), zagęszczenie siatki i inne parametry geometryczne. Następnie definiuje się miejsce rozpoczęcia pożaru (usytuowanie palnika) i jego moc (HRR) oraz warunki brzegowe. Należy również sprecyzować żądane parametry wynikowe, które program umieści w plikach wyjściowych. Dane wejściowe są zapisywane w pliku tekstowym, który odwołuje się do nazw określonych gotowych rekordów danych. Każda linia tego pliku zaczyna się znakiem „&”, po którym występuje nazwa odpowiedniej grupy danych (HEAD, GRID,

VENT), a po spacji lub przecinku lista parametrów związanych z tą grupą. Każda lista kończy się znakiem „/”. Użytkownik wyszczególnia tylko te wartości parametrów, które zamierza zmienić w stosunku do domyślnych. Przykładowa struktura pliku wejściowego pokazana jest poniżej.

```
&HEAD CHID='sample',TITLE='A Sample Input File' /

&GRID IBAR=24,JBAR=24,KBAR=48 /

&PDIM XBAR0=-.30,XBAR=0.30,YBAR0=-.30,YBAR=0.30,ZBAR=1.2 /

&TIME TWFIN=10. /

&MISC RADIATION=.FALSE. /

&SURF ID='burner',HRRPUA=1000. /

&OBST XB=-.20,0.20,-.20,0.20,0.00,0.05, SURF_IDS='burner','INERT','INERT' /

&VENT CB='XBAR' ,SURF_ID='OPEN' /

&VENT CB='ZBAR' ,SURF_ID='OPEN' /

&SLCF PBY=0.,QUANTITY='TEMPERATURE' /

&BNDF QUANTITY='HEAT_FLUX' /
```

Parametry w pliku wejściowym mogą być zarówno liczbami całkowitymi (IBAR=24), rzeczywistymi (XBAR=0.30), tablicami liczb rzeczywistych (XB=-.20,0.20,...), łańcuchami znakowymi (CHID='sample'), tablicami tekstowymi (SURF_IDS = 'burner' 'INERT' 'INERT') oraz wartościami logicznymi (RADIATION=.FALSE.). Parametry logiczne mogą przyjmować wartości .TRUE. lub .FALSE. (kropki są zgodne z konwencją języka programowania Fortran). Łańcuchy tekstowe, wyszczególnione w podręczniku użytkownika, powinny być stosowane dokładnie tak jak zostały podane - znaczenie ma wielkość liter i znaki separujące. W nazwach parametrów mogą być zastosowane zarówno kropki, spacje jak i linie podkreślające. Komentarze mogą być włączone do pliku poza obszarem zaczynającym się od znaku „&” i kończącym się znakiem „/”. Model FDS rozróżnia ma-

łe i wielkie litery w pliku wejściowym. Użytkownik powinien stosować dokładne nazwy parametrów podane w podręczniku użytkownika, każda zmieniona lub błędnie wpisana nazwa nie zostanie odpowiednio zinterpretowana przez program. Niezalecane jest zakładanie nowego pliku wejściowego, należy natomiast skorzystać z jednego z gotowych plików załączonych do pakietu FDS i odpowiednio go zmodyfikować. Pożądane jest, aby użytkownik planując nowy scenariusz pożaru, najpierw wybrać wcześniej sporządzony plik wejściowy, który odzwierciedla podobny przypadek, zrobił niezbędne zmiany i wykonał analizę z podziałem na niewielką ilość elementów po to, by sprawdzić poprawność zaprojektowania modelu. Najlepszym rozwiązaniem jest rozpoczęcie analizy od relatywnie małego pliku wejściowego, który opisuje podstawowe założenia problemu, bez zbędnych detali mogących utrudniać wykrycie błędów w modelu. Pierwsze przybliżenia problemu powinny być realizowane z zastosowaniem rzadkiej siatki, aby czasy obliczeń były mniejsze niż 1 godzina, wtedy wprowadzanie poprawek do modelu jest najsprawniejsze.

Opis działania programu FDS2ASCII

Program FDS2ASCII służy do konwersji plików wynikowych modelu FDS (Slice, Plot3D i Boundary) do postaci plików tekstowych (ASCII), które mogą być użyte później do innych zastosowań. Plik `fds2ascii.exe` jest integralną częścią pakietu FDS i Smokeview. Program wyświetla kolejno zapytania m. in. odnośnie nazw plików wejściowego i wynikowego oraz przedziału czasowego, dla którego uśrednia temperaturę w poszczególnych węzłach konstrukcji. Generowane pliki tekstowe mają czytelną postać, zawierają informacje o współrzędnych poszczególnych węzłów i ich temperaturze w stopniach Celsjusza.

Procedury wywoływane w programie FDS2FEAP

Program FDS2FEAP jest interaktywny i działa w trybie tekstowym. Zawiera szereg procedur i funkcji wewnętrznych opisanych poniżej. Procedury wywoływane są w programie sekwencyjnie.

wybor - funkcja umożliwiająca wybór z klawiatury wartości liczbowej; po naciśnięciu klawisza cyfry, kod klawisza jest przekształcany na wartość liczbową,

frame - procedura, której zadaniem jest wprowadzenie do pliku wejściowego bloku danych definiującego element belkowy i dokonywanie podziału na elementy skończone; wartościami wejściowymi są współrzędne początkowe i końcowe belki oraz numer materiału,

shell - procedura wprowadzająca do pliku wejściowego blok danych definiujący element powłokowy i dokonująca podziału na elementy skończone; wartościami wejściowymi są współrzędne dwóch przeciwległych wierzchołków elementu oraz numer materiału; sto-

sowana do modelowania belek o przekroju dwuteowym i rurowym,

shells - procedura analogiczna jak shell; stosowana do modelowania stropu,

slup - procedura służąca do definiowania belek zorientowanych pionowo; w zależności od potrzeby odwołuje się do procedury frame (słupy definiowane jako elementy ramy) lub shell (słupy o przekroju rurowym definiowane jako odpowiednio połączone płyty),

rygiel - procedura służąca do definiowania belek zorientowanych poziomo; w zależności od potrzeby odwołuje się do procedury frame (rygiel definiowany jako elementy ramy) lub shell (rygiel o przekroju dwuteowym definiowany jako odpowiednio połączone płyty),

strop - procedura definiująca strop w postaci elementów płytowych w taki sposób, aby były one prawidłowo połączone z podtrzymującymi strop belkami dwuteowymi,

cboun_cdisp - procedura blokująca i nadająca odpowiednie wartości temperatury kolejnym węzłom; procedura wczytuje dane (informacje o współrzędnych węzłów i temperaturze) z plików wygenerowanych przez program FDS2ASCII, przekształca je i umieszcza w odpowiednich miejscach pliku wejściowego do programu FEAP,

p4 - funkcja obliczająca czwartą potęgę liczby; pomocna przy obliczaniu momentów bezwładności przekrojów.

Interfejs FDS2FEAP generuje plik wejściowy do programu FEAP zgodnie z następującym schematem:

a) nagłówek o postaci:

```
FEAP
0 0 0 ndm ndf nen
```

gdzie:

ndm - rozmiar zadania (ilość wymiarów),
 ndf - maksymalna ilość stopni swobody w węźle,
 (np. 3 przemieszczenia + 3 momenty + temperatura = 7),
 nen - maksymalna ilość węzłów w jednym elemencie.

b) ciąg definicji elementów z podziałem na elementy skończone:

```
BLOCK
dla elementów typu FRAME:
CART r-inc 0 0 0 mat
dla elementów typu SHELL:
```

CART r-inc s-inc t-inc 0 0 mat

gdzie:

r-inc, s-inc i t-inc - ilość elementów skończonych na odpowiednich kierunkach,

mat - numer materiału.

c) komenda blokująca stopnie swobody w węzłach leżących na określonej płaszczyźnie:

EBOUN

i-coor xi-value (ibc(j),j=1,ndf)

gdzie:

i-coor - płaszczyzna, na której znajdują się węzły (1 - x = . . . , 2 - y = . . . , 3 - z = . . .),

xi-value - wartość powyższej funkcji opisującej płaszczyznę,

ibc(j) - kody odpowiedzialne za blokadę kolejnych stopni swobody (wartość 0 lub 1).

d) komenda zadająca stałą wartość temperatury w węzłach leżących na określonej płaszczyźnie:

EDISP

i-coor xi-value (d(j),j=1,ndf)

gdzie:

$d(1 \dots ndf-1) = 0$,

d(ndf) - wartość stałej temperatury.

e) komenda zadająca siły w węzłach leżących na określonej płaszczyźnie:

EFORC

i-coor xi-value (f(j),j=1,ndf)

gdzie:

f(j) - składowe sił przyłożonych do odpowiednich węzłów.

f) ciąg definicji materiałów:

MATE mat

FRAME / SHELL (belka, płyta)

ELASTIC ISOTROPIC E ν

PLASTIC MISES Y_0 (opcjonalnie dla modelu sprężysto-plastycznego)

THERMAL ISOTROPIC α 0

FOURIER ISOTROPIC K c

DENSITY MASS ρ

dla elementów typu FRAME:

CROSS SECT A I_{xx} I_{yy} I_{xy} J_{zz}

REFE VECT v(1) v(2) v(3)

dla elementów typu SHELL:

THICK 0 κ

g) komenda służąca do eliminacji powtarzających się i nachodzących na siebie węzłów:

TIE

h) komenda:

ORDER

i) część wykonywalna:

BATCH

j) komenda powodująca wejście programu w tryb interaktywny:

INTE

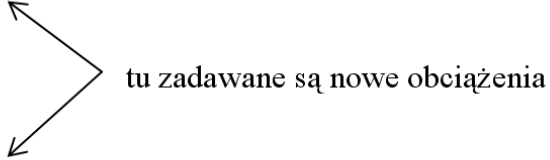
Użycie programu FEAP

W celu poprawnego skonstruowania pliku wejściowego do programu FEAP w analizie pożaru zastosowano informacje zawarte w instrukcji dołączonej do programu w rozdziale poświęconym obciążeniom zmiennym w czasie ("Time Dependent Loading") [197].

Zadane obciążenia konstrukcji (również termiczne) mogą być zmieniane podczas procesu obliczeniowego. Jest to realizowane przez specyfikowanie nowych obciążeń w poszczególnych węzłach dla każdego kroku czasowego przy pomocy ciągu odpowiednich komend w części wykonywalnej pliku wejściowego (BATCH) oraz bezpośrednio za nią, jak na poniższym schemacie


```
BATCh
...
LOOP,time,steps
  MESH
  ...
NEXT
...
END

FORCe
...
END
FORCe
...
END
```



tu zadawane są nowe obciążenia

Zbiór nowych obciążeń występuje i jest uwzględniany w każdym kroku czasowym. Użycie komendy MESH wewnątrz cyklu obliczeniowego pozwala na zmianę danych w dowolnym węźle lub elemencie. Nie jest jednak możliwe zwiększenie rozmiaru zadania przez dodanie nowego węzła lub elementu. Istnieje możliwość zmiany obciążenia w węzłach, przemieszczeń, kodów odpowiadających za warunki brzegowe itp. Parametry materiału mogą zostać zmodyfikowane, ale nie model materiału (np. ze sprężystego na sprężysto-plastyczny) w czasie procesu obliczeniowego.

Dodatek B

Kod programu FDS2FEAP

```
unit Unit1;
interface
uses
  Windows, Messages, SysUtils, Classes, Graphics, Controls, Forms, Dialogs,
  StdCtrls, ExtCtrls;

type
  TForm1 = class(TForm)
    Label1: TLabel;
    Label2: TLabel;
    Edit1: TEdit;
    Edit2: TEdit;
    Button1: TButton;
    RadioGroup1: TRadioGroup;
    RadioGroup2: TRadioGroup;
    procedure Button1Click(Sender: TObject);
  private
    { Private declarations }
  public
    { Public declarations }
  end;
```

```
var
```

```
  Form1: TForm1;  
  f2:textfile;
```

```
implementation
```

```
{ $R *.DFM }
```

```
procedure slup(x,y,z1,z2:real);
```

```
begin
```

```
  writeln(f2,'BLOC');  
  writeln(f2,'CART 1 1 ',round((z2-z1)/0.2),' 0 0 1');  
  writeln(f2,'1',x-0.1:5:1,y-0.1:5:1,z1:5:1);  
  writeln(f2,'2',x+0.1:5:1,y-0.1:5:1,z1:5:1);  
  writeln(f2,'3',x+0.1:5:1,y+0.1:5:1,z1:5:1);  
  writeln(f2,'4',x-0.1:5:1,y+0.1:5:1,z1:5:1);  
  writeln(f2,'5',x-0.1:5:1,y-0.1:5:1,z2:5:1);  
  writeln(f2,'6',x+0.1:5:1,y-0.1:5:1,z2:5:1);  
  writeln(f2,'7',x+0.1:5:1,y+0.1:5:1,z2:5:1);  
  writeln(f2,'8',x-0.1:5:1,y+0.1:5:1,z2:5:1);  
  writeln(f2)
```

```
end;
```

```
procedure sufit(x1,x2,y1,y2,z:real);
```

```
begin
```

```
  writeln(f2,'BLOC');  
  writeln(f2,'CART ',round((x2-x1)/0.2),' ',round((y2-y1)/0.2),' 1 0 0 1');  
  writeln(f2,'1',x1:5:1,y1:5:1,z-0.2:5:1);  
  writeln(f2,'2',x2:5:1,y1:5:1,z-0.2:5:1);  
  writeln(f2,'3',x2:5:1,y2:5:1,z-0.2:5:1);  
  writeln(f2,'4',x1:5:1,y2:5:1,z-0.2:5:1);  
  writeln(f2,'5',x1:5:1,y1:5:1,z:5:1);  
  writeln(f2,'6',x2:5:1,y1:5:1,z:5:1);  
  writeln(f2,'7',x2:5:1,y2:5:1,z:5:1);  
  writeln(f2,'8',x1:5:1,y2:5:1,z:5:1);  
  writeln(f2)
```

```
end;
```

```

procedure sciana(x1,x2,y1,y2,z1,z2:real);
begin
  writeln(f2,'BLOC');
  writeln(f2,'CART ',round((x2-x1)/0.2),' '
    ,round((y2-y1)/0.2),' ',round((z2-z1)/0.2),' 0 0 1');
  writeln(f2,'1',x1:5:1,y1:5:1,z1:5:1);
  writeln(f2,'2',x2:5:1,y1:5:1,z1:5:1);
  writeln(f2,'3',x2:5:1,y2:5:1,z1:5:1);
  writeln(f2,'4',x1:5:1,y2:5:1,z1:5:1);
  writeln(f2,'5',x1:5:1,y1:5:1,z2:5:1);
  writeln(f2,'6',x2:5:1,y1:5:1,z2:5:1);
  writeln(f2,'7',x2:5:1,y2:5:1,z2:5:1);
  writeln(f2,'8',x1:5:1,y2:5:1,z2:5:1);
  writeln(f2)
end;
procedure pom(x1,x2,y1,y2,z1,z2:real);
begin
  slup(x1+0.1,y1+0.1,z1,z2-0.2);
  slup(x2-0.1,y1+0.1,z1,z2-0.2);
  slup(x1+0.1,y2-0.1,z1,z2-0.2);
  slup(x2-0.1,y2-0.1,z1,z2-0.2);
  sufit(x1,x2,y1,y2,z2);
  if 1+form1.radiogroup2.itemindex=1 then
  begin
    sciana(x1,x1+4,y1+0.6,y1+0.8,z1,z2-0.2);
    sciana(x1+4,x1+4.8,y1+0.6,y1+0.8,z1+2,z2-0.2);
    sciana(x1+4.8,x2,y1+0.6,y1+0.8,z1,z2-0.2)
  end;
  if 1+form1.radiogroup2.itemindex=2 then
  begin
    sciana(x1,x1+2,y1+0.6,y1+0.8,z1,z2-0.2);
    sciana(x1+2,x1+3.2,y1+0.6,y1+0.8,z1,z1+0.6);
    sciana(x1+2,x1+3.2,y1+0.6,y1+0.8,z1+1.8,z2);
    sciana(x1+3.2,x2,y1+0.6,y1+0.8,z1,z2-0.2)
  end;
end;
end;

```

```
function bezp(l:string):string;
var b:string;
    i:integer;
begin
    b:='';
    for i:=1 to length(l) do if l[i]=',' then b:=b+' ' else b:=b+l[i];
    bezp:=b
end;

procedure POST;
begin
    if form1.radiogroup1.itemindex=0 then writeln(f2,'PLOT,POST')
end;

procedure TForm1.Button1Click(Sender: TObject);
var i,t:integer;
    plik,l:string;
    f1:textfile;
begin
    plik:='c:\Program Files\Microsoft Visual Studio\
        MyProjects\feap\Release\test.txt';
    assignfile(f2,plik);
    rewrite(f2);
    writeln(f2,'FEAP');
    writeln(f2,'0 0 0 3 4 8');
    writeln(f2);
    writeln(f2,'NOPRINT');
    writeln(f2);

    for i:=1 to strtoint(edit2.text) do
        pom(0,5.2,-0.8,4.6,2.6*(i-1),2.6*i);

    writeln(f2,'EBOU');
    writeln(f2,'3 0.0 1 1 1');
    writeln(f2);
```

```
writeln(f2,'CBOU,ADD');
plik:='c:\nist\fds\samples4\roomfire'+
      inttostr(radiogroup2.itemindex+1)+'\roomfire4_0030.csv';
if not fileexists(plik) then
begin
  messagedlg('Problem ze zbiorem danych !',mtwarning,[mbok],0);
  closefile(f2);
  halt
end;
assignfile(f1,plik);
reset(f1);
readln(f1,1);readln(f1,1);
repeat
  readln(f1,1);
  l:='NODE '+bezp(copy(1,1,38))+ ' 0 0 0 1';
  writeln(f2,l)
until eof(f1);
closefile(f1);
writeln(f2);

writeln(f2,'EFOR');
for i:=1 to strtoint(edit2.text) do
writeln(f2,'3',2.6*i:5:1,' 0 0 -5000');
writeln(f2);

writeln(f2,'MATE 1');
writeln(f2,'SOLID');
writeln(f2,'ELASTIC STVK 2.1E11 0.3');
writeln(f2,'THERMAL ISOTROPIC 1.2E-5 0.0');
writeln(f2,'FOURIER ISOTROPIC 58.0 1.0');
writeln(f2,'DENSITY MASS 7850');
writeln(f2,'MIXED');
writeln(f2,'FINITE');
writeln(f2);
writeln(f2,'END');
writeln(f2);
```

```
writeln(f2,'TIE');
writeln(f2);
writeln(f2,'ORDER');
writeln(f2,'0 0 0 1');
writeln(f2);
writeln(f2,'BATCH');
writeln(f2,'PLOT,PERS');
POST;
writeln(f2,'PLOT,MESH');
writeln(f2,'PLOT,BOUN');
POST;
writeln(f2,'DT,,30');
writeln(f2,'TRAN,BACK');
writeln(f2,'PLOT,DEFO');
writeln(f2,'PLOT,SCAL,10');
writeln(f2,'LOOP,,',edit1.text);
writeln(f2,'MESH');
writeln(f2,'TIME');
writeln(f2,'LOOP,,3');
writeln(f2,'TANG,,1');
writeln(f2,'NEXT');
writeln(f2,'PLOT,WIPE');
writeln(f2,'PLOT,HIDE');
writeln(f2,'PLOT,RANG,0,1000');
POST;
writeln(f2,'PLOT,CONT,4');
POST;
writeln(f2,'DISP,ALL');
writeln(f2,'NEXT');
writeln(f2,'END');
writeln(f2);

i:=1;
repeat
  t:=i*30;
  plik:=inttostr(t);
```

```
while length(plik)<4 do plik:='0'+plik;
plik:='c:\nist\fds\samples4\roomfire'+
    inttostr(radiogroup2.itemindex+1)+'\roomfire4_'+plik+'.csv';
if fileexists(plik) then
begin
    assignfile(f1,plik);
    reset(f1);
    readln(f1,1);readln(f1,1);
    write(f2,'CDIS');
    writeln(f2,' ! time=',t);
    repeat
        readln(f1,1);
        l:='NODE,'+copy(1,1,39)+',,'+copy(1,39,13);
        writeln(f2,l)
    until eof(f1);
    writeln(f2);
    writeln(f2,'END');
    writeln(f2);
    closefile(f1)
end;
i:=i+1
until not fileexists(plik) or (i>strtoint(edit1.text));
writeln(f2,'INTE');
closefile(f2)
end;

end.
```


Spis ważniejszych oznaczeń

Kropka ($\dot{}$) nad zmienną oznacza zależność parametru od czasu. Podwójny apostrof po zmiennej ($\ddot{}$) oznacza, że parametr podawany jest w odniesieniu do jednostki powierzchni (m^2), natomiast potrójny apostrof ($\dddot{}$) odpowiednio do jednostki objętości (m^3).

C_s	stała Smagorinskiego (LES)
c_p	ciepło właściwe pod stałym ciśnieniem
c_v	ciepło właściwe przy stałej objętości
e	energia wewnętrzna
E	moduł Younga
g	przyspieszenie ziemskie
\mathbf{g}	wektor grawitacji $(0, 0, -g)$
$h = e + p/\rho$	entalpia
I	intensywność promieniowania
k	przewodność cieplna
l	wymiar charakterystyczny
\dot{m}''	właściwa masowa szybkość spalania
\dot{m}_b'''	szybkość wydzielania masy wszystkich produktów spalania
Nu	liczba Nusselta
Pr	liczba Prandtla
p	ciśnienie
$\dot{\mathbf{q}}''$	wektor strumienia ciepła
\dot{q}''	szybkość wydzielania ciepła z jednostki powierzchni
\dot{q}_r''	gęstość strumienia radiacyjnego
\dot{q}_c''	gęstość strumienia konwekcyjnego
\dot{q}'''	szybkość wydzielania ciepła z jednostki objętości
q_s	ciepło spalania
\dot{Q}	szybkość wydzielania ciepła (moc pożaru)
$\Re = c_p - c_v$	stała gazowa

Re	liczba Reynoldsa
Sc	liczba Schmidta
T	temperatura
t	czas
u_{ch}	prędkość charakterystyczna
$\mathbf{u} = (u, v, w)$	wektor prędkości
$\mathbf{x} = (x, y, z)$	wektor pozycji
y_s	generacja dymu
ε	współczynnik emisyjności
ϕ	współczynnik konfiguracji
μ	lepkość dynamiczna
$\nu = \mu/\rho$	lepkość kinematyczna
ρ	gęstość
τ_{ij}	tensor naprężenia lepkościowego
σ	stała Stefana-Boltzmana
σ_0	granica plastyczności

Bibliografia

1. *ENV1991-2-2: Eurokod 1 „Podstawy projektowania i oddziaływania na konstrukcję”* ("Basis of design and actions on structures") część 2.2 „Oddziaływania na konstrukcję w warunkach pożarowych” ("Actions on structures exposed to fire").
2. *ENV1993-1-2: Eurokod 3 „Projektowanie konstrukcji stalowych”* ("Design of steel structures") część 1.2 „Projektowanie odporności ogniowej konstrukcji stalowych” ("Structural fire design").
3. *ENV1994-1-2: Eurokod 4 „Projektowanie konstrukcji kompozytowych stalowo-żelbetowych”* ("Design of Composite Steel and Concrete Structures") część 1.2 „Projektowanie odporności ogniowej konstrukcji stalowych” ("Structural fire design").
4. *PN-EN ISO 13943:2002 Bezpieczeństwo pożarowe - terminologia.*
5. *Rozporządzenie Ministra Infrastruktury z dnia 12 kwietnia 2002 r. w sprawie warunków technicznych, jakim powinny odpowiadać budynki i ich usytuowanie (Dz. U. nr 75 z 2002 r., poz. 690) z późniejszymi zmianami.*
6. *Rozporządzenie Ministra Spraw Wewnętrznych i Administracji z dnia 21 kwietnia 2006 r. w sprawie ochrony przeciwpożarowej budynków, innych obiektów budowlanych i terenów (Dz. U. nr 80 z 2006 r., poz. 563).*
7. *Ustawa z dnia 7 lipca 1994 r. Prawo Budowlane.*
8. *Technical Publication ASTM STP 464.* ASTM (American Society for Testing and Materials), Philadelphia, 1968.
9. *Fire resistance tests - Elements of building construction. International Standard ISO 834.* International Standards Organization, 1975.
10. *Standard Methods of Fire Test of Building Construction and Materials, E 119-83.* ASTM (American Society for Testing and Materials), 1983.
11. *Dyrektywa Nr 89/106/EEC Rady Wspólnot Europejskich w sprawie zbliżania ustaw i aktów wykonawczych Państw Członkowskich dotyczących wyrobów budowlanych.* ITB, 1994.

12. *Dokument Interpretacyjny do Dyrektywy 89/106/EEC dotyczącej wyrobów budowlanych*
Wymaganie podstawowe nr 2 „Bezpieczeństwo podstawowe”. ITB, 1995.
13. *SMARTFIRE V2.0 User Guide and Technical Manual, Doc Rev 1.0*. FSEG, The University
of Greenwich, Greenwich (W. Brytania), 1998.
14. *FLUENT User's Guide*. Fluent Inc., Lebanon, NH (St. Zjednoczone), 2005.
15. *Kameleon FireEx 99 User Manual*. SINTEF Energy Research report TRF5119, Trondheim
(Norwegia), 2005.
16. *PHOENICS User's Guide*. CHAM Technical Report TR/326, Londyn, 2006.
17. *Flow-3D User's Manual*. Flow Science Inc., Santa Fe, NM (St. Zjednoczone), 2007.
18. PN ISO 9705. Ochrona przeciwpożarowa - badania ogniowe - badanie wyrobów powierzch-
niowych w pomieszczeniu pełnej skali. 1999.
19. M. Abramowicz, R. G. Adamski. *Bezpieczeństwo pożarowe budynków, Część I*. SGSP,
Warszawa, 2002.
20. H. M. Ali, P. E. Senseny, R. L. Alpert. Lateral displacement and collapse of single-story
steel frames in uncontrolled fires. *Engineering Structures*, 26(5):593–607, 2004.
21. H. M. Ali, P. E. Senseny, R. L. Alpert. Clearance between single-story steel frames and
firewalls. *Journal of Structural Engineering*, 131(1):21–33, 2005.
22. Y. Anderberg. *Behaviour of steel at height temperatures. Preliminary report*. RILEM-
Committee 44-PHT, 1982.
23. Y. Anderberg. Modelling steel behaviour. *Fire Safety Journal*, 13(1):17–26, 1988.
24. J. Arteaga-Gomez, R. Löhner, J. Rojek, E. Onate. Advances in the coupling of feffo with
simpact. *Coupled Problems 2007, Computational Methods for Coupled Problems in Science
and Engineering*, 2007.
25. V. Babrauskas. A closed-form approximation for postflashover compartment fire tempera-
tures. *Fire Safety Journal*, 4:63–73, 1981.
26. V. Babrauskas, R. B. Williamson. Post-flashover compartment fires: Basis of a theoretical
model. *Fire and Materials*, 2:39–53, 1978.
27. J. Badur. *Pięć wykładów ze współczesnej termomechaniki płynów*. Dostępne pod adresem:
<http://www.imp.gda.pl/struktura/o2/z3/publications/>, 2005.

28. D. Barhaghi, L. Davidson. Large-eddy simulation of mixed convection-radiation heat transfer in a vertical channel. *Int. Journal of Heat and Mass Transfer*, 52:3918–3928, 2009.
29. H. R. Baum, K. B. McGrattan, R. G. Rehm. Three dimensional simulations of fire plume dynamics. *Journal of the Heat Transfer Society of Japan*, (35):45–52, 1997.
30. A. N. Beard. Reliability of computer models. *Journal of Applied Fire Science*, 3(3):273–279, 1993-94.
31. A. N. Beard. Limitations of fire models. *Journal of Applied Fire Science*, 5(3):233–243, 1996.
32. Z. Bednarek. Charakter i mechanizmy zniszczenia stali w wysokich temperaturach. *Zeszyty Naukowe SGSP*, 1(7):81–94, 1990.
33. M. Bodenstein. Zur kinetik des chlorknallgases. *Journal of Physical Chemistry*, (85):329, 1913.
34. A. Bogusławski, S. Drobnia, A. Tyliczszak. Turbulencja – od losowości do determinizmu. *Modelowanie Inżynierskie*, 36:41–48, 2008.
35. S. Bratina, B. Čas, M. Saje, I. Planinc. Numerical modelling of behaviour of reinforced concrete columns in fire and comparison with eurocode 2. *International Journal of Solids and Structures*, 42(21-22):5715–5733, 2005.
36. R. L. Brockenbrough. *Investigation of Heat Curved Girders*. American Association of State Highway Officials Annual Meeting, Minneapolis, 1969.
37. J. C. Bruch, G. Zyvoloski. Transient two-dimensional heat conduction problems solved by the finite element method. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 8:481–494, 1974.
38. E. G. Butcher, G. K. Bedford, P. J. Fardell. *Further experiments on temperatures reached by steel in buildings. Symposium No. 2, Behaviour of Structural Steel in Fire, Paper No. 1*. H. M. Stationery Office, Londyn, 1968.
39. E. G. Butcher, T. B. Chitty, L. A. Ashton. *The temperatures attained by steel in building fires. Fire Research Technical Paper No. 14*. H. M. Stationery Office, Londyn, 1966.
40. A. J. Camroux, E. R. Galea, C. J. Bailey. Structural response of steel and composite materials during fires. *FSEG report*, 1995.
41. J. Carlsson. Fire modelling using cfd - an introduction for fire safety engineers. *Report 5025, Lund Institute of Technology, Lund University*, 1999.

42. H. S. Carslaw, J. C. Jaeger. *Conduction of heat in solids, 2nd ed.* Oxford University Press, 1969.
43. H. Chen, J. Y. R. Liew. Explosion and fire analysis of steel frames using mixed element approach. *Journal of Engineering Mechanics*, 131(6):606–616, 2005.
44. W. K. Chow, Y. Y. Chan. Computer simulation of the thermal fire resistance of building materials and structural elements. *Construction and Building Materials*, 10(2):131–140, 1996.
45. W. K. Chow, L. Meng. Analysis of key equations in a two - layer zone model and application with symbolic mathematics in fire safety engineering. *Journal of Fire Sciences*, 22(2):97–124, 2004.
46. G. M. E. Cooke. An introduction to the mechanical properties of structural steel at elevated temperatures. *Fire Safety Journal*, 13(1):45–54, 1988.
47. R. Courant, K. Friedrichs, H. Lewy. On the partial difference equations of mathematical physics, tłumaczenie z "Über die partiellen differenzgleichungen der mathematischen physik", *mathematische annalen* 100 (1928), 32-74. *IBM Journal*, strony 215–234, 1967.
48. G. Cox. *Compartment Fire Modeling. w G. Cox, editor. Combustion Fundamentals of Fire.* Academic Press, Londyn, 1995.
49. G. Cox, R. Chitty, S. Kumar. Fire modelling and the king's cross fire investigation. *Fire Safety Journal*, 15:103–106, 1989.
50. G. Cox, S. Kumar. Field modelling of fire in forced ventilated enclosures. *Combustion Science and Technology*, 52(7):7–23, 1987.
51. L. Davidson. *An Introduction to Turbulence Models.* Department of Thermo and Fluid Dynamics, Chalmers University of Technology, Goteborg (Szwecja), 2003.
52. F. D. DeFalco. *An investigation of modern structural steels at fire temperatures. Ph. D. Thesis.* University of Connecticut, Storrs, CT (St. Zjednoczone), 1974.
53. Ch. S. Desai, J. F. Abel. *Introduction to the finite element method. A numerical method for engineering analysis.* VNR (Van Nostrand Reinhold Company), Londyn, 1972.
54. J. Donea. On the accuracy of finite element solutions to the transient heat conduction equation. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 8:103–110, 1974.
55. D. Drysdale. *An introduction to fire dynamics.* Wiley and Sons, Nowy Jork, 1985.
56. W. Dzieniszewski. *Stany termiczne ustrojów o wielokomórkowych strukturach w procesach przedzenia ciepła.* IPPT PAN, 1994.

57. A. Y. Elghazouli, B. A. Izzuddin, A. J. Richardson. Numerical modelling of the structural fire behaviour of composite buildings. *Fire Safety Journal*, 35(4):279–297, 2000.
58. J. W. Elsner. *Turbulencja przepływów*. PWN, Warszawa, 1987.
59. J. Ewer, E. R. Galea, M. K. Patel, S. Taylor, B. Knight, M. Petridis. Smartfire: An intelligent cfd based fire model. *Journal of Fire Protection Engineering*, 10(1):13–27, 1999.
60. J. Fangrat. Rozwój pożaru w pomieszczeniu. rozprzestrzenianie płomienia przez okładziny ścienne i sufitowe. *Zeszyty Naukowe Politechniki Krakowskiej, Seria: Inżynieria Ładowa*, (71), 2001.
61. J. E. Floyd. *Comparison of CFAST and FDS for Fire Simulation with the HDR T51 and T52 Tests*. NIST, Gaithersburg, MD (St. Zjednoczone), 2002.
62. K. L. Foote, P. J. Pagni, N. J. Alvares. Temperature correlations for forced-ventilated compartment fires. *Fire Safety Science. Proceedings of the First International Symposium, Berkeley*, strony 135–148, 1985.
63. G. P. Forney. *Modeling And Visualizing Fire Without Getting Burned*. MCSD Seminar, NIST, Gaithersburg, MD (St. Zjednoczone), 2005.
64. G. E. Forsythe, W. R. Wasow. *Finite difference methods for partial differential equations*. Wiley and Sons, 1960.
65. P. A. Friday, F. W. Mowrer. *Comparison of FDS Model Predictions with FM/SNL Fire Test Data*. NIST, Gaithersburg, MD (St. Zjednoczone), 2001.
66. R. Friedman. Quantification of threat from a rapidly growing fire in terms of relative material properties. *Fire and Materials*, 2(1):27–33, 1978.
67. R. Friedman. An international survey of computer models for fire and smoke. *Journal of Fire Protection Engineering*, 4(3):81–92, 1992.
68. M. Fujimoto, F. Furumura, T. Ave. Stress relaxation of structural steel at high temperatures. *Transactions of the Architectural Institutes of Japan*, (306):157–163, 1981.
69. M. Fujimoto, F. Furumura, T. Ave. Primary creep of structural steel (sm58q) at high temperatures. *Transactions of the Architectural Institutes of Japan*, (319):147–155, 1982.
70. F. Furumura, T. Ave. Effect of step-wise change of temperature on primary creep of structural steel. *Transactions of the Architectural Institutes of Japan*, (339):165–173, 1984.
71. F. Furumura, T. Ave, W. J. Kim, T. Okabe. Nonlinear elasto-plastic creep behavior of structural steel under continuously varying stress and temperature. *Journal of Structural and Construction Engineering*, (353):92–102, 1985.

72. E. Galea. On the field modelling approach to the simulation of enclosure fires. *Journal of Fire Protection Engineering*, 1(1):11–22, 1989.
73. M. Gizejowski. Dokładniejszy model zachowania się stali w podwyższonych temperaturach. *Inżynieria i Budownictwo*, (2-3):5–59, 1987.
74. D. Gross, A. Robertson. *Program research at NBS in fire growth*. The Combustion Institute, Pittsburgh, 1955.
75. M. E. Gurtin. Variation principles for linear value problems. *Quart. Appl. Math.*, 22:252–256, 1964.
76. A. Hamins, K. B. McGrattan, K. R. Prasad, A. Maranghides, T. McAllister. Experiments and modeling of unprotected structural steel elements exposed to a fire. *Fire Safety Science. Proceedings. Eighth (8th) International Symposium. International Association for Fire Safety Science (IAFSS)*, strony 189–200, 2005.
77. L. H. Han. Fire performance of concrete filled steel tubular beam-columns. *Journal of Constructional Steel Research*, 57(6):697–711, 2001.
78. T. Z. Harmathy. Ten rules of fire endurance rating. *Fire Technology*, 1(2):68–84, 1965.
79. T. Z. Harmathy. A comprehensive creep model. *Journal of Basic Engineering, ASME*, 89(3):496–502, 1967.
80. T. Z. Harmathy. A new look at compartment fires. part i and part ii. *Fire Technology*, 8(3,4):196–217, 326–351, 1972.
81. T. Z. Harmathy. *Properties of building materials at elevated temperatures*. National Research Council Canada, 1983.
82. T. Z. Harmathy. Postflashover fires - an overview of the research at the national research council of canada. *Fire Technology*, 22(3):210–233, 1986.
83. T. Z. Harmathy, J. R. Mehaffey. Post-flashover compartment fires: A review. *Fire and Materials*, 7(2):49–61, 1983.
84. T. Z. Harmathy, W. W. Stanzak. Elevated-temperature tensile and creep properties of some structural and prestressing steels. *Special Technical Publication*, (464):136–208, 1970.
85. J. Hietaniemi, S. Hostikka, J. Vaari. *FDS simulation of fire spread - comparison of model results with experimental data*. VTT Building and Transport, Espoo (Finlandia), 2004.
86. J. O. Hirschfelder, i inni. *Molecular theory of gases and liquids*. Wiley, Nowy Jork, 1954.
87. K. C. Hottel. *Radiative Transfer*. McGraw-Hill, Nowy Jork, 1931.

88. J. Hua, J. Wang, K. Kumar. Development of a hybrid field and zone model for fire smoke propagation simulation in buildings. *Fire Safety Journal*, 40:99–119, 2005.
89. Z. Huang, I. Burgess, R. Plank, C. Bailey. Comparison of bre simple design method for composite floor slabs in fire with non-linear fe modelling. *Fire and Materials*, 28(2-4):127–138, 2004.
90. Z. Huang, I. W. Burgess, R. J. Plank. The influence of shear connectors on the behaviour of composite steel-framed buildings in fire. *Journal of Constructional Steel Research*, 51(3):219–237, 1999.
91. Z. Huang, I. W. Burgess, R. J. Plank. Three-dimensional analysis of composite steel-framed buildings in fire. *Journal of Structural Engineering*, 126(3):389–397, 2000.
92. T. Hughes, L. Mazzei, K. Jansen. Large eddy simulation and the variational multiscale method. *Computing and Visualization in Science*, 3:47–59, 2000.
93. T. J. R. Hughes, L. Mazzei, K. E. Jansen. Large eddy simulation and the variational multiscale method. *Computing and Visualization in Science*, 3:47–59, 2000.
94. S. H. Ingberg. Tests of the severity of building fires. *Quarterly, National Fire Protection Association*, 22(1):43–61, 1928.
95. C. K. Iu, S. L. Chan. A simulation-based large deflection and inelastic analysis of steel frames under fire. *Journal of Constructional Steel Research*, 60(10):1495–1524, 2004.
96. C. K. Iua, S. L. Chanb, X. X. Zhaa. Nonlinear pre-fire and post-fire analysis of steel frames. *Engineering Structures*, 27:1689–1702, 2005.
97. D. C. Jeanes. Application of the computer in modelling fire endurance of structural steel floor system. *Fire Safety Journal*, 9(1):119–135, 1985.
98. V. Jerath, K. J. Cole, C. I. Smith. *Elevated temperature tensile properties of structural steels manufactured by the British Steel Corporation, Report T/RS/1189/11/80/C*. BSC Teesside Laboratories, 1980.
99. A. Jowsey, J. L. Torero, A. Usmani, B. Lane, S. Lamont. Determination of fire induced collapse mechanisms of multi-storey steel framed structures. *4th European Conference on Steel and Composite Structures*, 2005.
100. M. Karcz, J. Badur. An alternative two-equation turbulent heat diffusivity closure. *Int. J. Heat and Mass Transfer*, 48:2013–2022, 2005.
101. B. Karlsson, J. Quintiere. *Enclosure fire dynamics*. CRC Press, Waszyngton, 2000.

102. B. Karlsson, J. G. Quintiere. *Ceiling jet temperatures and velocities, w Enclosure Fire Dynamics*. CRC Press, Nowy Jork, 1995.
103. K. Kawagoe. *Fire behaviour in rooms. Report No. 27*. Building Research Institute, Ministry of Construction, Tokio, 1958.
104. K. Kawagoe. *Estimation of fire temperature-time curve in rooms. Research Paper No. 29*. Building Research Institute, Tokio, 1967.
105. K. Kawagoe, T. Sekine. *Estimation of fire temperature-time curve in rooms. B.R.I. Occasional Report No. 11*. Building Research Institute, Ministry of Construction, Tokio, 1963.
106. L. Kerrison, E. R. Galea, M. K. Patel. A two-dimensional numerical investigation of the oscillatory flow behaviour in rectangular fire compartment with a single horizontal ceiling vent. *Fire Safety Journal*, 30:357–382, 1998.
107. B. R. Kirby, R. R. Preston. High temperature properties of hot rolled, structural steels for use in fire engineering design studies. *Fire Safety Journal*, 13(1):27–37, 1988.
108. M. Kleiber. *Wprowadzenie do Metody Elementów Skończonych*. PWN, Warszawa, 1989.
109. M. Kleiber. *Komputerowe Metody Mechaniki Ciał Stałych*. PWN, Warszawa, 1995.
110. M. Kleiber, H. Antunez, T.D. Hien, P. Kowalczyk. *Parameter sensitivity in Nonlinear Mechanics*. John Wiley Sons, 1997.
111. A. Kolbrecki, M. Konecki. *Zagrożenie ludzi dymem i toksycznymi produktami spalania w pożarach budynków. Etap IIIa, IIIb, IVa. Praca nauk.-bad. ITB, CPBR 6.4*. ITB, Warszawa, 1988-1990.
112. A. Kolbrecki, M. Konecki. *Rozwój pożaru i zasady ewakuacji. Bezpieczeństwo pożarowe budynków. Praca naukowo-badawcza ITB, temat NP-45/02*. ITB, Warszawa, 2003-2006.
113. M. Konecki. Problemy modelowania rozwoju pożaru w pomieszczeniu. *Archiwum Spalania*, 2(1):67–91, 2002.
114. M. Konecki. Modelowanie - narzędzie inżynierii bezpieczeństwa pożarowego. *Zeszyty Naukowe SGSP*, (30):69–83, 2003.
115. M. Konecki. *Wpływ szybkości wydzielania ciepła i emisji dymu na rozwój pożaru w układzie pomieszczeń*. SGSP, Warszawa, 2007.
116. M. Konecki, N. Tuśnio. The multi-zone model for predicting the compartment fire environment. *17-th International Symposium on Combustion Processes, University of Technology, Poznań*, strony 148–153, 2001.

117. E. S. Korhonen. Natural fire modelling of large spaces. Praca magisterska, Helsinki University of Technology, 2000.
118. M. Kosiorek. Wpływ rodzaju wyrobu na charakterystyki mechaniczne stali st3s w podwyższonych temperaturach. *Prace ITB*, (2), 1983.
119. M. Kosiorek. Charakterystyki mechaniczne stali budowlanych w podwyższonych temperaturach. *Prace ITB*, (2), 1984.
120. M. Kosiorek, J. A. Pogorzelski, Z. Laskowska, K. Pilich. *Odporność ogniowa konstrukcji budowlanych*. Arkady, Warszawa, 1988.
121. S. Kumar, R. Chitty. Predicting thermal conditions in a steel compartment adjacent to a fire in an off-shore structure. *Symposium on Computational and Experimental Methods in Mechanical and Thermal Engineering, Gent (Belgia)*, strona 213, 1998.
122. S. Lamont, A. S. Usmani, D. D. Drysdale. Heat transfer analysis of the composite slab in the cardington frame fire tests. *Fire Safety Journal*, 36(8):815–839, 2001.
123. S. Lamont, A. S. Usmani, M. Gillie. Behaviour of a small composite steel frame structure in a “long-cool” and a “short-hot” fire. *Fire Safety Journal*, 39(5):327–357, 2004.
124. Z. Laskowska. *Stan graniczny nośności stalowych belek stropowych w warunkach pożaru, rozprawa doktorska*. ITB, Warszawa, 2004.
125. M. Law. Measurements of balcony smoke flow. *Fire Safety Journal*, 24:189–195, 1995.
126. M. Law. A review of formulae for t-equivalent. *Fire Safety Science. Proceedings of the Fifth International Symposium*, strony 985–996, 1997.
127. R. M. Lawson. Fire engineering design of steel and composite buildings. *Journal of Constructional Steel Research*, 57:1233–1247, 2001.
128. G.-Q. Li, S.-C. Jiang. Prediction to nonlinear behavior of steel frames subjected to fire. *Fire Safety Journal*, 32:347–368, 1999.
129. T. T. Lie. *Fire and buildings*. Applied Science Publishers Limited, Essex (W. Brytania), 1972.
130. T. T. Lie. Characteristic temperature curves for various fire severities. *Fire Technology*, 10(4):315–326, 1974.
131. T. T. Lie. *Structural Fire Protection*. American Society of Civil Engineers, Nowy Jork, 1992.

132. J. Y. R. Liew, L. K. Tang, Y. S. Choo. Advanced analysis for performance-based design of steel structures exposed to fires. *Journal of Structural Engineering*, 128(12):1584–1593, 2002.
133. J. Y. R. Liew, L. K. Tang, T. Holmaas, Y. S. Choo. Advanced analysis for the assessment of steel frames in fire. *Journal of Constructional Steel Research*, 47(1):19–45, 1998.
134. T. C. H. Liu. Effect of connection flexibility on fire resistance of steel beams. *Journal of Constructional Steel Research*, 45(1):99–118, 1998.
135. T. C. H. Liu. Fire resistance of unprotected steel beams with moment connections. *Journal of Constructional Steel Research*, 51(1):61–77, 1999.
136. T. C. H. Liu. Moment-rotation-temperature characteristics of steel/composite connections. *Journal of Structural Engineering*, 125(10):1188–1197, 1999.
137. T. G. Ma, J. G. Quintiere. Numerical simulation of axi-symmetric fire plumes: accuracy and limitations. *Fire Safety Journal*, 38:467–492, 2003.
138. S. E. Magnusson, S. Thelandersson. *Temperature-time curves of complete process of fire development. Theoretical study of wood fuel fires in enclosed spaces*. Civil Engineering and Building Construction Series No. 65, Acta Polytechnica Scandinavica, Sztokholm, 1970.
139. S. E. Magnusson, S. Thelandersson. A discussion of compartment fires. *Fire Technology*, 10(3):228–246, 1974.
140. J. H. Mammoser, F. Battaglia. A computational study on the use of balconies to reduce flame spread in high-rise apartment fires. *Fire Safety Journal*, 39:277–296, 2004.
141. B. J. McCaffrey, J. G. Quintiere, M. F. Harkleroad. Estimating room temperatures and the likelihood of flashover using fire data correlations. *Fire Technology*, (17,18):98–119, 1981.
142. K. McGrattan. *Computational Fluid Dynamics and Fire Modeling*. NIST, Fall, 2001.
143. K. McGrattan. *Verification and Validation of Selected Fire Models for Nuclear Power Plant Applications, Volume 7: Fire Dynamics Simulator (FDS)*. U. S. Nuclear Regulatory Commission, Office of Nuclear Regulatory Research (RES), Rockville, MD (St. Zjednoczone), 2007.
144. K. McGrattan, Simo Hostikka, Jason Floyd. *Fire Dynamic Simulator (Version 5) Technical Reference Guide, Special Publication 1019-5*. NIST, Gaithersburg, MD (St. Zjednoczone), 2009.

145. K. McGrattan, i inni. *Fire Dynamics Simulator (Version 5) Verification and Validation Guide*. NIST, Gaithersburg, MD (St. Zjednoczone), 2007.
146. F. Mehl, W. Arndt. Der feuerwiderstand von stahlstützen. *Wissenschaftliche-technische Beilage. Der Zeitschrift unser Brandschutz*, (5), 1973.
147. L. M. R. Mesquita, P. A. G. Piloto, M. A. P. Vaz, P. M. M. V. Real. Experimental and numerical research on the critical temperature of laterally unrestrained steel i beams. *Journal of Constructional Steel Research*, 61(10):1435–1446, 2005.
148. M. Molki, N. Panahshahi, M. Rossow, S. K. Gumidelli. The response of framed steel structures to fire. *Heat Transfer Engineering*, 28:343–356, 2007.
149. P. J. Moss, G. C. Clifton. Modelling of the cardington lbt f steel frame building fire tests. *Fire and Materials*, 28(2-4):177–198, 2004.
150. J. Murzewski, T. Domański. Sprężysto-plastyczne własności stali konstrukcyjnych w podwyższonych temperaturach. *VIII Międzynarodowa Konferencja Naukowo-Techniczna „Konstrukcje metalowe”, Gdańsk*, strony 139–146, 1989.
151. S. R. Najjar, I. W. Burgess. A nonlinear analysis for three-dimensional steel frames in fire conditions. *Engineering Structures*, 18(1):77–89, 1996.
152. I. Nakaya, K. Akita. A simulation model for compartment fires. *Fire Safety Journal*, 5(2):157–165, 1983.
153. H. E. Nelson. *Application of Fire Growth Models to Fire Protection Problems, SFPE Handbook of Fire Protection Engineering*. NFPA, Massachusetts (St. Zjednoczone), 1992.
154. J. S. Newman, Y. Xin. Characterization of room environments in growing endosure fires. *Fire Safety Journal*, (39):239–253, 2004.
155. V. Novozhilov. Computational fluid dynamics modeling of compartment fires. *Progress in Energy and Combustion Science*, 27(6):611–666, 2001.
156. K. Odeen. *Theoretical study of fire characteristics in enclosed spaces. Bulletin 10*. Division of Building Construction, Royal Institute of Technology, Sztokholm, 1963.
157. S. M. Olenick, D. J. Carpenter. An updated international survey of computer models for fire and smoke. *Journal of Fire Protection Engineering*, 13(2):87–110, 2003.
158. J. Ostrowska-Maciejewska. *Mechanika Ciał Odkształcalnych*. PWN, Warszawa, 1994.
159. R. D. Peacock, P. A. Reneke, R. W. Bukowski, V. Babrauskas. Defining flashover for fire hazard calculations. *Fire Safety Journal*, 32:331–345, 1999.

160. O. Pettersson. Structural fire protection, report of group session 5.2 cib w14 commission meeting, copenhagen, may 1978. *Fire and Materials*, 4:1–16, 1980.
161. O. Pettersson. Structural fire behavior - developments, trends. *Fire Safety Science. Proceedings of the First International Symposium*, 1986.
162. O. Pettersson. *The Parametric Temperature-Time Curves According to ENV 1991-2-2: 1995 E - A Summary Evaluation, ISO/TC92/SC2/WG2 Document N261*. 1996.
163. W. Piórczyński. *Badanie parametrów pożaru z uwzględnieniem własności materiałów palnych i mechanizmu procesu spalania, Rozprawa doktorska*. SGSP, Warszawa, 1997.
164. M. Pofit-Szczepańska. *Badanie właściwości palnych materiałów wykończeniowych w rzeczywistej skali pożaru, Praca Naukowo - Badawcza ITB, CPBR 6.4, cel 29, temat 3*. ITB, Warszawa, 1990.
165. K. Prasad, H. R. Baum. Coupled fire dynamics and thermal response of complex building structures. *Proceedings of the Combustion Institute*, 30:2255–2262, 2005.
166. J. Quintiere. Growth of fire in building compartments. *Fire Standards and Safety*, ASTM STP 614:131–167, 1977.
167. J. G. Quintiere. Fundamentals of enclosure fire "zone" models. *Journal of Fire Protection Engineering*, 1(3):99–119, 1989.
168. R. G. Rehm, H. R. Baum. Equations of motion for thermally driven, buoyant flows. *Journal of Research of the National Bureau of Standards*, 83(3):297–308, 1978.
169. P. A. Rubini. Sofie – simulation of fires in enclosures. *5th International Symposium on Fire Safety Science*, 1997.
170. Y. Sakumoto, T. Yagamuchi, M. Ohashi, H. Saito. High-temperature properties of fire-resistant steel for buildings. *Journal of Structural Engineering*, 118(2):392–407, 1992.
171. A. M. Sanad, S. Lamont, A. S. Usmani, J. M. Rotter. Structural behaviour in fire compartment under different heating regimes — part 2: (slab mean temperatures). *Fire Safety Journal*, 35(2):117–130, 2000.
172. K. Satoh, T. Kurioshi. Three-dimensional numerical simulations of fires in aircraft passenger compartments. *24th Jap. Aviation Symp.*
173. V. Schneider. *WinKobra 4.6 – User's Guide*. I.S.T. Intefrierte Sischerheits-Technik GmbH, Frankfurt/M. (Niemcy), 1999.
174. N. Semenov. *Chemical kinetics and chain reactions*. Clarendon Press, Oxford, 1935.

175. S. Simcox, N. S. Wilkes, I. P. Jones. Computer simulation of the flows of hot gases from the fire at king's cross underground station. *Fire Safety Journal*, 18:49–73, 1992.
176. D. H. Skinner. Determination of high temperature properties of steel. *BHP Technical Bulletin*, 16(2):10–21, 1972.
177. D. H. Skinner. Runaway temperature - a design criterion based on the high temperature properties of steel. *BHP Technical Bulletin*, 16(2):22–37, 1972.
178. W. Skowroński. *Problemy nośności i pelzania konstrukcji stalowych w pożarach, Studia i Monografie z. 62*. WSI w Opolu, Opole, 1992.
179. W. Skowroński. *Teoria bezpieczeństwa pożarowego konstrukcji metalowych*. PWN, Warszawa, 2001.
180. J. Smagorinsky. General circulation experiments with the primitive equations. i. the basic experiment. *Monthly Weather Review*, 3(91):99–164, 1963.
181. W. Sosnowski. *Numeryczna symulacja, analiza wrażliwości i optymalizacja nieliniowych procesów deformacji konstrukcji*. Wydawnictwo Akademii Bydgoskiej, Bydgoszcz, 2003.
182. R. V. Southwell. *Relation methods in theoretical physics*. Oxford University Press, 1946.
183. L. Słowański, J. Grabowski, M. Kosiorek. Wpływ temperatury na właściwości mechaniczne stali 34gs do zbrojenia betonu. *Inżynieria i Budownictwo*, (4):157–161, 1971.
184. L. Słowański, J. Gumplowicz. Wpływ temperatury na podstawowe właściwości mechaniczne drutów stalowych gładkich do konstrukcji sprężonych. *Inżynieria i Budownictwo*, (2):69–72, 1969.
185. L. Słowański, W. Zieliński. Wpływ temperatury na podstawowe charakterystyki mechaniczne stali 18g2. *Inżynieria i Budownictwo*, (4):178–180, 1973.
186. M. Spearpoint. Predicting the temperatures of steel members in the cardington fire tests using the thelma finite element model. *Fire Technology*, 37(2):109–128, 2001.
187. B. Staniszewski. *Wymiana ciepła. Podstawy teoretyczne*. PWN, Warszawa, 1980.
188. J. Stanke. Prüfung und beurteilung des brandverhaltens von stahlstützen, ein beiträge zur theorie des baulichen brandschutzes. *Fortschrift-Berichte des VDJ - Zeitschriften Reihe 5*, (10), 1970.
189. W. W. Stanzak, T. Z. Harmathy. The effect of deck on the temperature of failure in fire tests of steel beams. *Fire Technology*, 4(4):265, 1968.

190. K. D. Steckler, J. G. Quintiere, W. J. Rinkinen. *Flow Induced by Fire in a Compartment, NBSIR 82-2520*. National Bureau of Standards, Gaithersburg, MD (St. Zjednoczone), 1982.
191. D. W. Stroup. *Using Field Modelling to Simulate Enclosure Fires, SPFE Handbook of Fire Protection Engineering*. NFPA, Quincy (St. Zjednoczone), 1997.
192. Z. Sychta. Spowolnienie procesu rozkładu termicznego i spalania materiałów, podstawowym warunkiem bezpieczeństwa pożarowego obiektów technicznych. *Prace Naukowe Politechniki Szczecińskiej*, (570), 2002.
193. W. Szczepiński. *Mechanika plastycznego płynięcia*. PWN, Warszawa, 1978.
194. J. Szmelter, M. Dacko, S. Dobrociński, M. Wieczorek. *Programy metody elementów skończonych*. Arkady, Warszawa, 1973.
195. L. Tall. *The Strength of Welded Built-up Columns, Fritz Laboratory Report No. 249.10*. Lehigh University, Bethlehem, Pa., 1961.
196. T. Tanaka. A model of multiroom fire spread. *Fire Science and Technology*, (3):105–211, 1983.
197. R. L. Taylor. *FEAP - A Finite Element Analysis Program, User Manual*. Departament od Civil and Environmental Engineering, University of California, Berkeley (St. Zjednoczone), 2002.
198. A. Teodorczyk. Program komputerowy do obliczania dopuszczalnego czasu ewakuacji. *BIT KGSP*, (1):41–53, 1988.
199. A. Tewarson. *Generation of Heat and Chemical Compounds in Fire. SFPE Handbook of Fire Protection Engineering*. NFPA, Massachusetts (St. Zjednoczone), 1988.
200. P. Thomas, L. Nilsson. *Fully developed compartment fires: new correlations of burning rates; F.R Note Nr. 979*. 1981.
201. P. H. Thomas. Flashover and instabilities in fire behaviour. *Combustion and Flame*, 38, 1980.
202. P. H. Thomas. Testing products and materials for their contribution to flashover in rooms. *Fire and Materials*, 5:103, 1981.
203. P. H. Thomas. *The growth of fire-ignition to full involvement, w G. Cox, Combustion fundamentals of fire*. Academic Press, Londyn, 1995.

204. P. H. Thomas, A. J. M. Heselden. *Fully-developed fires in single compartments. Fire Research Note No. 923*. Building Research Establishment, Fire Research Station, Borehamwood (W. Brytania), 1972.
205. P. H. Thomas, A. J. M. Heselden, M. Law. *Fully-developed compartment fires; Two kinds of behaviour. Fire Research Technical Paper No. 18*. H. M. Stationery Office, Londyn, 1967.
206. P. H. Thomas, L. Nilsson. *Fully Developed Compartment Fires: New correlations of Burning Rates; Fire Research Station, F. R. Note No. 979*. Borehamwood (W. Brytania), 1973.
207. W. S. Toh, K. H. Tan, T. C. Fung. Strength and stability of steel frames in fire: Rankine approach. *Journal of Structural Engineering*, 127(4):461–469, 2001.
208. Y. Tsuchiya, K. Sumi. Computation of the behaviour of fire in an enclosure. *Combustion and Flame*, strony 16,131, 1971.
209. N. Tuśnio. Numeryczna analiza wytrzymałości konstrukcji stalowych w warunkach pożaru dla różnych układów materiałów palnych. *V Międzynarodowa Konferencja - Bezpieczeństwo Pożarowe Budowli, Miedzeszyn*, 2005.
210. N. Tuśnio, W. Sosnowski. Badanie odporności ogniowej konstrukcji stalowej z wykorzystaniem metody elementów skończonych. *IV Międzynarodowa Konferencja - Bezpieczeństwo Pożarowe Budowli, Częstochowa*, 2002.
211. N. Tuśnio, W. Sosnowski. Fire dynamic phenomena coupled with thermo-elastoplastic process of building destruction by fire, computational methods for coupled problems in science and engineering. *Coupled Problems 2005 (konferencja ECCOMAS), Santorini (Grecja)*, 2005.
212. H. Tuovinen. Validation of ceiling jet flows in a large corridor with vents using the cfd code jasmine. *Fire Technology*, 32(1):25–49, 1996.
213. L. Twilt. Strength and deformation properties of steel at elevated temperatures: Some practical implications. *Fire Safety Journal*, 13(1):9–15, 1988.
214. T. Uddin, Ch. G. Culvar. Effects of elevated temperature on structural members. *Journal of the Structural Division*, ST 7:1532–1549, 1975.
215. A. S. Usmani. Stability of the world trade center twin towers structural frame in multiple floor fires. *Journal of Engineering Mechanics*, 131(6):654–657, 2005.
216. J. C. Valente, I. C. Neves. Fire resistance of steel columns with elastically restrained axial elongation and bending. *Journal of Constructional Steel Research*, 52(3):319–331, 1999.

217. D. W. Walton, P. H. Thomas. *Estimating Temperatures in Compartment Fires. SFPE Handbook of Fire Protection Engineering*. NFPA, Massachusetts (St. Zjednoczone), 1992.
218. Y. C. Wang. The effects of frame continuity on the behaviour of steel columns under fire conditions and fire resistant design proposals. *Journal of Constructional Steel Research*, 41(1):93–111, 1997.
219. Y. C. Wang. Composite beams with partial fire protection - unprotected structural steel-1. *Fire Safety Journal*, 30(4):315–332, 1998.
220. Y. C. Wang. An analysis of the global structural behaviour of the cardington steel-framed building during the two bre fire tests. *Engineering Structures*, 22(5):401–412, 2000.
221. T. E. Waterman. Room flashover - criteria and synthesis. *Fire Technology*, 4:25–31, 1968.
222. R. A. Waters. Stansted terminal building and early atrium studies. *Journal of Fire Protection Engineering*, 1(2):63–76, 1989.
223. S. Welch, A. Ptchelintsev. Cfd predictions of heat transfer to a steel beam in a fire. *Second International Seminar on Fire-and-Explosion Hazards of Substances and Venting of Deflagrations, Moskwa*, 1997.
224. G. Williams-Leir. Analytical equivalents of standard fire temperature curves. *Fire Technology*, 9(2):132–136, 1973.
225. G. Williams-Leir. Creep of structural steel in fire: analytical expressions. *Fire and Materials*, 7(2):73–78, 1983.
226. E. L. Wilson. *A digital computer program for steady-state temperature analysis of plane or axisymmetric bodies, Report No. TD-44*. California, 1965.
227. E. L. Wilson, K. J. Bathe, F. E. Peterson. Finite element analysis of linear and non-linear heat transfer. *2nd International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology, Berlin, V*, 1973.
228. E. L. Wilson, R. E. Nickell. Application of the finite element method to heat conduction analysis. *Nuclear Engineering and Design*, 4:276–286, 1966.
229. S. Wiśniewski, T. Wiśniewski. *Wymiana ciepła*. WNT, 2009.
230. J. Wolanin. Model strefowego rozwoju pożaru wewnętrznego. *Zeszyty Naukowe SGSP*, (1):35–42, 1983.
231. J. Wolanin, Z. Bednarek, i inni. *Analiza przyczyn i okoliczności rozwoju pożaru pawilonu „A” na terenie Stałej Wystawy Budownictwa. Ekspertyza popożarowa*. SGSP, Warszawa, 1994.

232. J. Wolanin, i inni. *Matematyczno-komputerowy model kryminalistycznych badań przyczyn i okoliczności pożarów*. MSW, Warszawa, 1989.
233. J. Wolanin, i inni. *Analiza przyczyn i okoliczności rozwoju pożaru Hali Widowiskowo-Sportowej Stoczni Gdańskiej. Ekspertyza Popożarowa*. SGSP, Warszawa, 1995.
234. M. B. Wong. Elastic and plastic methods for numerical modelling of steel structures subject to fire. *Journal of Constructional Steel Research*, 57(1):1–14, 2001.
235. Ch. Xiaojun, Y. Lizhong, D. Zhihua, F. Weicheng. A multi-layer zone model for predicting fire behavior in a fire room. *Fire Safety Journal*, 40:267–281, 2005.
236. K. T. Yang, L. C. Chang. *UNSAFE-1: A Computer Code for Buoyant Flow in an Enclosure, NBS GCR 77-84*. National Bureau of Standards (obecnie: National Institute of Standards and Technology), Gaithersburg, MD (St. Zjednoczone), 1977.
237. G. H. Yeoh, i inni. On numerical comparison of enclosure fire in a multi-compartment building. *Fire Safety Journal*, 38:85–94, 2003.
238. E. H. Yui, C. M. Fleischmann, A. H. Buchanan. Experimental study of fire compartment with door opening and roof opening. *Fire and Materials*, 29(5):315–334, 2005.
239. A. V. Lykow, I. A. Michajlov. *Teorija teplo i massoperenosa*. Gosenergoizdat, Moskwa, 1983.
240. H. X. Yu, J. Y. R. Liew. Considering catenary action in designing end-restrained steel beams in fire. *Advances in Structural Engineering*, 8(3):309–324, 2005.
241. J. C. Zhao. Application of the direct iteration method for non-linear analysis of steel frames in fire. *Fire Safety Journal*, 35(3):241–255, 2000.
242. J. C. Zhao, Z. Y. Shen. Experimental studies of the behaviour of unprotected steel frames in fire. *Journal of Constructional Steel Research*, 50(2):137–150, 1999.
243. O. C. Zienkiewicz. *Metoda elementów skończonych*. Arkady, Warszawa, 1972.
244. O. C. Zienkiewicz, Y. K. Cheung. Finite elements in the solution of field problems. *The Engineer*, 24:507–510, 1964.
245. O. C. Zienkiewicz, P. C. Jain, E. Onate. Flow of solids during forming and extrusion. some aspects of numerical solutions. *International Journal of Solids and Structures*, 14:14–28, 1978.
246. O. C. Zienkiewicz, C. J. Parekh. Transient field problems: Two-dimensional and three-dimensional analysis by iso-parametric finite elements. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 2:61–71, 1970.

247. O. C. Zienkiewicz, R. L. Taylor. *The Finite Element Method; I, II, III*. BH, 2000.