

[Research Paper]

FDS의 연소모델에 따른 풀화재의 화염높이 비교

한호식 · 황철홍[†] · 오창보* · 최동원** · 이상규**

대전대학교 소방방재학과, *부경대학교 안전공학과, **한국원자력안전기술원 계통평가실

Comparison of the Flame Height of Pool Fire according to Combustion Models in the FDS

Ho-Sik Han · Cheol-Hong Hwang[†] · Chang Bo Oh* · Dongwon Choi** · Sangkyu Lee**

Department of Fire and Disaster Prevention, Daejeon University

*Department of Safety Engineering, Pukyong National University

**Department of Reactor System, Korea Institute of Nuclear Safety

(Received May 24, 2018; Revised May 24, 2018; Accepted June 7, 2018)

요 약

Large Eddy Simulation (LES) 기반의 Fire Dynamics Simulator (FDS) Version(5와 6)에 따른 아격자 난류 및 연소모델의 변화가 헵탄 풀화재의 평균 화염높이에 미치는 영향이 검토되었다. 화재시뮬레이션을 위한 열발생률은 동일한 조건에서 수행된 실험을 통해 제공되었으며, FDS Version에 따른 평균 화염높이의 예측성능은 기존 상관식과의 비교를 통해 평가되었다. FDS 5와 6에 각각 적용된 Smagorinsky 및 Deardorff 난류 모델은 평균 유동장, 화염형상 및 화염높이에 큰 영향을 주지 않는다. 그러나 평균 화염높이를 포함한 풀화재 특성 차이는 주로 FDS 5와 6에 각각 적용된 혼합분율 및 Eddy Dissipation Concept (EDC) 연소모델 차이로 인하여 발생됨을 확인하였다. 마지막으로 FDS 6에 비해 FDS 5는 상당히 긴 화염높이의 예측결과를 제공하며, 기존 상관식과 보다 일치하는 평균 화염높이 예측이 가능함을 확인하였다.

ABSTRACT

The effect of sub-grid turbulence and combustion models on the mean flame height in a heptane pool fire according to the Fire Dynamics Simulator (FDS) version (5 and 6) based on Large Eddy Simulation (LES) was examined. The heat release rate for the fire simulation was provided through experiments performed under identical conditions and the predictive performance of the mean flame height according to FDS version was evaluated by a comparison with the existing correlation. As a result, the Smagorinsky and Deardorff turbulence models applied to FDS 5 and 6, respectively, had no significant effects on the mean flow field, flame shape and flame height. On the other hand, the difference in pool fire characteristics including the mean flame height was due mainly to the difference in the mixture fraction and Eddy Dissipation Concept (EDC) combustion models applied to FDS 5 and 6, respectively. Finally, compared to FDS 6, FDS 5 provided the predictive result of a significantly longer flame height and more consistent mean flame height than the existing correlation.

Keywords : Fire Dynamics Simulator (FDS), Flame height, Pool fire, Combustion model, Turbulence model

1. 서 론

건축물의 화재 위험성 평가, 화재대응 체계구축 및 성능 위주의 효율적인 화재안전 설계를 위하여 화재시뮬레이션의 활용이 지속적으로 증가되고 있다. 최근 미국 원자력규제위원회(NRC)와 전력연구소(EPRI)를 중심으로 실규모 화

재실험 결과를 통해 다양한 화재모델에 대한 검증 연구(NUREG-1824)가 이루어졌으며, 객관성 확보를 위하여 신뢰성이 검토된 주요 화재모델들의 사용이 권장되었다⁽¹⁾. 이 중 대표적인 Field 모델인 Fire Dynamics Simulator (FDS)⁽²⁾는 비정상 3차원 화재현상의 예측이 가능하며, 화원의 정보 및 다양한 화재조건을 보다 효율적으로 고려할 수 있다

[†] Corresponding Author, E-Mail: chehwang@dju.ac.kr, TEL: +82-42-280-2592, FAX: +82-42-280-2596

© 2018 Korean Institute of Fire Science & Engineering. All right reserved.

는 장점을 갖고 있다. 또한 다른 화재모델과 비교할 때, FDS는 많은 연구자에 의한 실험과의 비교·검증^(3,4) 그리고 개발자의 지속적인 화재모델 개선⁽⁵⁾으로 불확실성이 매우 높은 화재시뮬레이션 결과의 신뢰성이 상대적으로 크다는 장점을 갖고 있다.

최근 FDS는 Version 5⁽⁶⁾에서 6⁽²⁾으로 변경되었으며, 예측 정확도 및 효율성의 관점에서 다양한 서브 모델의 개선이 이루어졌다. 특히 대부분의 에너지를 포함하고 난류수송의 역할을 담당하는 큰 와(Eddy)는 모델 없이 직접 계산하고, 작은 스케일의 와 및 화염 내부의 화학반응은 아격자(Subgrid) 모델로 처리하는 Large Eddy Simulation (LES) 기법이 FDS에 적용되었음을 고려할 때⁽⁷⁾, FDS Version에 따른 아격자 난류모델 및 연소모델의 변경은 수치결과의 상당한 차이를 가져올 것으로 예상된다. 그러나 화재시뮬레이션을 활용한 화재 위험성 평가 및 설계의 과정에서 FDS의 Version에 대한 명확한 기준 및 수치결과의 정량적 차이에 대한 분석이 제시되지 않았으며, 이는 설계자 또는 화재 위험성 평가자의 입장에서 상당한 혼동을 초래할 수 있다⁽⁸⁾.

FDS Version에 따른 화재현상 차이를 평가한 선행 연구로서, Hwang 등⁽⁸⁾은 국제 공동연구 프로젝트(PRISME)에서 수행된 다중 구획실 화재실험 결과^(9,10)와의 비교를 통해 FDS Version에 따른 화재현상을 비교하였다. 주요 결과로서 환기부족 화재조건에서는 연소모델에 따른 구획실의 열 및 주요 화학적 특성에 큰 차이가 없으며, 과환기 화재조건에서는 온도 및 농도의 상당한 차이가 발생됨이 확인되었다. 또한 Baek 등⁽¹¹⁾은 환기부족 화재조건을 갖는 구획실 내 프로판 가스화재의 실험결과를 대상으로, 연소모델에 따라 구획실 상층부에서 측정된 CO 농도에는 상당한 차이가 있으나, O₂, CO₂ 및 내부 온도의 차이는 크지 않음을 확인하였다. 위 선행연구들에서는 FDS Version에 따라 변경된 난류모델 그리고 추가적인 서브 수치 및 물리 모델들의 영향이 구체적으로 평가되지 않았다. 그러나 화염면의 두께보다 큰 격자의 크기가 적용되는 LES의 본질적인 특성을 고려할 때, 연소모델의 변화가 화재특성에 가장 큰 영향을 미칠 것으로 판단된다⁽⁷⁾. 결과적으로 구획의 바닥면까지 연층이 하강되고 구획실 내부의 온도가 연층 온도와 유사한 환기부족 화재조건에서는 연소모델에 의한 온도 및 농도의 큰 차이가 확인되지 않았다. 그러나 화염 및 플럼의 경계 또는 고온 상층부와 저온 하층부가 명확히 구분되는 과환기 화재에서는 연소모델에 의한 내부 특정 위치에서의 온도 및 화학종의 농도에 정량적 차이가 있음을 알 수 있다. 과환기 화재에서 구획 내부의 온도 및 농도는 연료 및 공기의 공급 유량을 포함한 다양한 물리적 인자에 의해 영향을 받게 되며, 연소모델에 따른 이들의 차이를 규명하기 위해서는 화염의 가장 기초적인 물리량에 해당하는 화염높이 비교가 가장 우선적인 접근 단계라 할 수 있다. 그럼에도 불구하고 FDS Version에 따른 연소모델의 변화가 화염높이에 미치는 영향에 관한 연구는 찾아보기 어렵다.

화재에서 주로 발생하는 비예혼합화염의 길이는 연료의 종류, 이론 공연비, 화원의 크기 및 연료/공기의 공급 유량(속도) 등에 의해 주로 영향을 받으며, 구획화재의 경우에 플래시오버(Flashover) 및 출화(Exhaust fire) 시기, 상층부의 온도 및 농도에 직접적인 영향을 줄 수 있다. 또한 화염에 근접한 주요 설비 및 건축 구조물의 내화성능 관점에서, 화염높이는 화재안전과 직접적으로 연관된 주요 물리량이라 할 수 있다. 이론적으로 화염높이는 연료 표면에서 혼합분율을 통해 산출되는 양론혼합비(Stoichiometric mixture fraction, Z_{st})의 수직 높이라 할 수 있다. 그러나 상대적으로 작은 Fr 수를 갖는 부력이 지배적인 화재에서의 화염은 주기적으로 진동하기 때문에, 이를 정량화시키기 위한 다양한 평균 화염높이의 정의, 측정법 및 상관식들이 제안되었다⁽¹²⁾. 화재실험에서는 눈에 보이는 화염의 지속시간과 화염의 진동 주기 시간의 비를 의미하는 간헐성(Intermittency)이 0.5가 되는 평균 화염길이의 정의가 주로 적용된다⁽¹³⁾. 이 화염높이는 사람의 눈에 의해 평균된 화염높이와 거의 일치하거나⁽¹⁴⁾, 20% 정도 더 짧은 경향을 보인다고 알려져 있다⁽¹³⁾. 그러나 화염높이의 측정은 주로 카메라 또는 비디오투를 통한 가시화로 이루어지며, 이때 순간적인 화염높이에 해당하는 화염 강도(Luminous intensity)의 기준이 불명확하기 때문에, 물리적 인자의 정량적 수치와 직접적인 연관성을 찾기 어렵다^(15,16). 그 결과 실험결과와의 비교를 통해 화재시뮬레이션의 화염높이 예측 정확도를 정량적으로 평가하는 것은 한계가 있다. 이에 Ma 등⁽¹⁷⁾은 풀화재의 FDS 결과에서 수직 높이의 함수로 국소 열발생률을 적분하고, Zukoski의 상관식⁽¹³⁾과 가장 일치하는 수직높이에 해당하는 총 열발생률의 비율(95.0%~99.9%)을 통해 평균 화염높이를 예측 타당성을 평가하였다.

본 연구에서는 FDS Version에 따른 화염높이의 정량적 차이를 확인하기 위하여, 개방된 공간에서 헵탄 풀화재에 대한 시뮬레이션이 수행되었다. 구체적으로 FDS Version 5와 6의 변경에 따라 수치 해에 가장 큰 영향을 줄 수 있는 아격자 난류 및 연소모델에 대한 영향이 검토되었다. 이때 평균 화염높이와 연관된 주요 인자들로서 시간 평균된 유속, 혼합분율, 단위 체적당 열발생률, 온도분포 및 열유속이 비교되었다. 또한 FDS Version에 따라 예측된 평균 화염높이는 이론 혼합분율(Z_{st}) 및 적분된 열발생률의 비율을 통해 산출된 평균 화염높이와 정량적으로 비교되었다.

2. FDS 개요 및 수치해석 방법

2.1 FDS Version에 따른 난류 및 연소모델

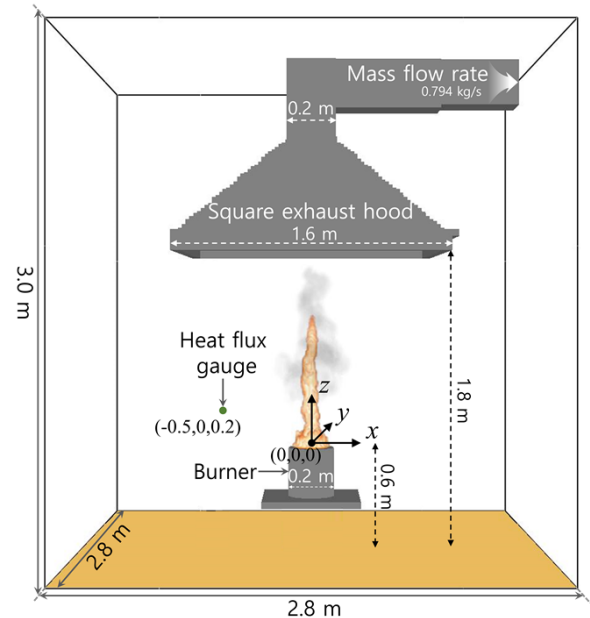
화재의 열 및 연기 유동장 해석을 위한 FDS는 낮은 마하수 근사가 적용된 3차원 비압축성 지배방정식을 기초로, LES 접근을 위하여 공간 여과(Spatial filtering) 과정을 통해 격자 스케일(Grid scale, GS) 성분과 아격자 스케일(Sub-grid scale, SGS) 성분으로 순간적인 물리량을 분리하게 된다. 이

Table 1. Test Cases According to FDS Version Based on Turbulence and Combustion Models

Case	Version	Turbulence Model	Combustion Model
1	FDS 5	Constant Smagorinsky	Mixture Fraction (MF)
2	FDS 6	Constant Smagorinsky	Eddy Dissipation Concept (EDC)
3	FDS 6	Deardorff	EDC

러한 과정에서 생성되는 SGS 성분들의 항을 종결(Closure) 시키기 위한 추가적인 모델들이 요구된다⁽⁷⁾. FDS Version에 따른 난류모델의 차이는 운동량 방정식의 SGS 응력 텐서항 (특히 Eddy viscosity, μ_t)을 처리하는 과정을 통해 간략히 설명될 수 있다. Version 5에는 평균 격자크기(Δ) 및 GS에서 얻어진 스트레인의 함수로 표현되는 μ_t 를 구하기 위해, 시간과 공간에 대하여 일정한 상수가 적용된 Smagorinsky 모델이 적용되었다^(18,19). 반면에 Version 6에는 스케일 상사모델을 통해 SGS 난류 운동에너지(k_{sgs})를 계산하고, 이를 통해 μ_t 를 산출하는 Deardorff 모델이 적용되었다^(20,21). 즉, Smagorinsky 모델은 SGS 운동에너지의 생성과 소멸이 균형을 이룬다는 가정이 적용된 반면에, Deardorff 모델은 k_{sgs} 로부터 직접 SGS 속도 스케일을 산출하게 된다. 그 결과 난류 유동장의 에너지 전달을 비교적 정확히 고려할 수 있다는 장점을 갖고 있다.

FDS에 적용된 연소모델로서, Version 5에는 혼합분율 (Mixture fraction, MF) 전달 방정식을 통해 계산된 MF과 이론적인 화학종 농도와의 상관관계(State relations)를 통해 주요 반응물과 생성물의 질량분율이 예측된다⁽²²⁾. Version 5의 이전과는 다르게 CO의 생성·소멸 및 국부 소멸(Local flame extinction)을 간략히 모사할 수 있도록 단일 MF 연소 모델에서 다단계 MF 연소모델로 확장한 것이 특징이라 할 수 있다^(3,19). 그러나 연료가 과농한 조건에서 MF와 화학종 농도의 상관관계가 실험결과와 상이한 거동을 보이기 때문에 CO와 같은 불완전 연소생성물의 예측에 상당한 오차가 발생된다는 단점⁽²³⁾이 있다. 또한 다단계 MF 연소모델의 추가적인 확장 시 계산비용의 지속적인 증가는 본질적인 한계라 할 수 있다. Version 6에는 Eddy dissipation concept (EDC) 연소모델이 적용되었으며, 이는 Eddy-dissipation 모델에서 상세한 화학반응식을 고려할 수 있도록 개선된 것이다⁽²⁴⁾. 유한 반응속도(Finite-reaction rate)을 고려할 수 있는 다양한 옵션이 제공되지만, 연료/공기의 반응속도는 무한히 빠르다는 가정(Infinitely fast reaction) 하에 연료/공기의 특성 혼합시간(Characteristic mixing time)에 의해 제어되는 개념(Mixing-controlled)이 기본적으로 적용되었다. 또한 다단계 화학반응식으로 인한 계산비용을 저감시키기 위하여, 개별 화학종 방정식을 모두 고려하지 않고 연료/공기/생성물과 같은 그룹화된 화학종(Lumped species)을 통해 효율적인 화학종 질량분율을 예측하고 있다⁽²¹⁾.

**Figure 1.** Schematic diagram of 3-D computational domain for the n-heptane pool fire.

2.2 수치해석 방법 및 조건

FDS Version에 따른 풀화재의 화염높이 차이를 확인하기 위하여, FDS Version 5.5.3(이하 FDS 5)과 Version 6.1.2(이하, FDS 6)가 적용되었다. Table 1은 본 연구에서 고려된 계산조건을 제시한 것으로서, Case 1은 FDS 5가 사용되었으며, 이때 난류 및 연소모델은 Smagorinsky 및 MF 모델이 각각 적용되었다. Cases 2와 3은 FDS 6이 사용된 것으로 EDC 연소모델은 공통적으로 적용되었으나, 난류모델로 Smagorinsky 및 Deardorff 모델이 각각 적용된 것이다. 서론에서 언급되었듯이, SGS 난류 및 연소모델이 LES의 수치해에 가장 큰 영향을 미칠 수 있음을 고려할 때, Cases 1과 2의 수치결과와 차이는 주로 연소모델, Cases 2과 3은 난류모델 그리고 Cases 1과 3은 최종적으로 FDS Version 5와 6의 차이에 의한 것으로 평가될 수 있다.

Figure 1은 풀화재 시뮬레이션을 수행하기 위한 개략도이며, 2.8 m(x) × 2.8 m(y) × 3.0 m(z)의 계산영역이 적용되었다. 배기 후드에서 측정된 질량유량 0.794 kg/s이 후드 덕트 끝단에 경계조건으로 적용되었다. 직경이 0.2 m인 원형 버너가 사용되었으며, 바닥면으로부터 0.6 m에 위치한 연료 표면의 중앙을 좌표축의 중심으로 하였다. 이때 연료로는 노말-헵탄(n-heptane, C₇H₁₆)이 사용되었다. 또한 FDS

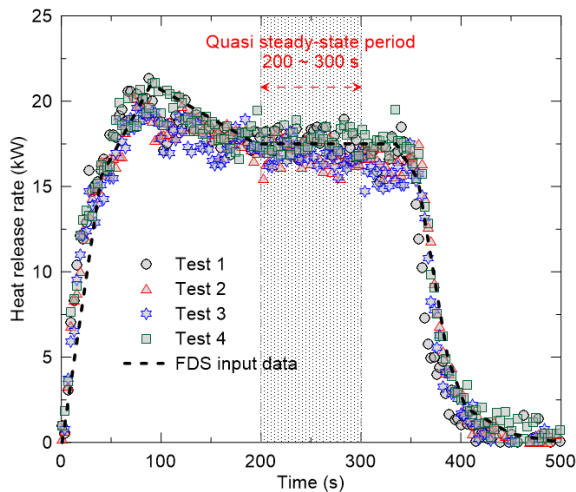


Figure 2. Measured heat release rates as a function of time for the n-heptane pool fire.

Table 2. Combustion Properties of n-heptane

Parameter	Value
Effective Fuel Formula	C ₇ H ₁₆
Heat of Combustion	44,600 kJ/kg
CO Yield, y_{CO}	0.010 kg/kg
Soot Yield, y_{soot}	0.037 kg/kg

Version에 따른 열유속의 차이를 확인하기 위하여 $x = -0.5$ m, $z = 0.2$ m의 화원 근처에 열유속이 비교되었다.

화재시물레이션을 위한 입력정보로서 가장 중요한 열발생률은 동일한 조건 하에서 수행된 실험을 통해 얻어졌다. 버너에 연료 200 mL를 공급하고, 이때 연료 표면이 버너 상부 림(rim)과 동일한 높이가 되도록 하부에 물을 미리 공급하였다. Figure 2는 실험을 통해 측정된 열발생률을 도시한 것이며, 이를 위해 산소소모법(Oxygen consumption method)이 적용된 칼로리미터가 사용되었다. 약 100 s 근처에서 최대 열발생률(\dot{Q}_{max})은 약 21 kW이며, 200~300 s 사이의 준정상상태 구간에서는 평균 17.5 kW가 측정되었다. 4회의 반복 실험결과는 높은 재현성을 보여주고 있으며, 이들의 시간에 따른 평균값을 최종 화재시물레이션의 입력정보로 활용하였다. 추가적인 연료의 연소물성^(25,26)은 Table 2에 제시되었다.

LES가 적용된 FDS에서 격자의 크기는 순간 물리량을 GS와 SGS로 분류하는 물리적 기준이며, 수치결과에 대한 난류 및 연소모델의 의존성과 직접적으로 연관되기 때문에 매우 중요하다⁽⁷⁾. 화재시물레이션에서 격자의 크기는 일반적으로 특성 화재직경(Characteristics fire diameter, D^*)⁽²⁷⁾ 내부에 4~16개⁽²⁸⁾ 또는 10~20개⁽²⁹⁾의 격자가 설정될 때, 타당한 결과가 제공된다고 알려져 있다. Figure 2에서와 같이 최대 열발생률 21 kW에 해당되는 D^* 는 0.20 m이다. 본

연구에서 적용된 격자 크기는 화염 및 유동이 급격히 변화될 수 있는 영역과 이외의 영역으로 구분되었으며, 각각 $\Delta x = 0.02$ m 및 $\Delta z = 0.04$ m로 선정되었다. 결과적으로 10개의 격자가 D^* 에 포함되었으며, 추가적인 격자 민감도 분석을 통해 적용된 총 격자는 871,500개가 적용되었다.

2.3 평균 화염높이의 비교 방법

FDS Version에 따른 화염높이 예측에 대한 정확성을 평가하기 위하여, Figure 1과 동일한 환경에서 간헐성이 0.5가 되는 평균 화염높이가 측정되었다. 그러나 화염 이미지의 분석과정에서 화염경계에 대한 발광(휘도)의 기준이 불명확하여, 본 연구에서 직접적인 비교는 이루어지지 않았다. 이의 대안으로서, 화염높이에 대하여 기존 상관식의 활용이 검토되었다. 화염높이에 대한 상관식은 주로 열발생률 및 화원 직경의 함수로 표현되며, 일부 복사분율 및 주위온도의 영향까지 포함되어 다양하게 제안되었다⁽¹⁷⁾. 가장 대표적인 상관식으로서 사용하기 편리한 Heskestad의 식⁽³⁰⁾ 및 무차원된 화력(Dimensionless fire power, Q_D^*)의 3가지 영역별로 화염높이를 상세히 분류한 Zukoski의 식⁽¹³⁾이 검토되었다. Q_D^* 은 식 (1)과 같이 표현되며, 여기서 \dot{Q} 는 열발생률(kW), ρ_{∞} , c_p 및 T_{∞} 는 공기의 밀도, 비열 및 온도, 그리고 D 는 화원의 직경을 의미한다.

$$Q_D^* = \frac{\dot{Q}}{\rho_{\infty} c_p T_{\infty} \sqrt{g D} D^2} \quad (1)$$

Heskestad의 표현은 식 (2)와 같으며, Zukoski의 표현은 식 (3)과 같다. 본 연구의 헵탄 풀화재는 준정상상태에서 $\dot{Q} = 17.5$ kW이며, 이때 $Q_D^* = 0.88$ 임을 고려할 때, Heskestad 및 Zukoski의 식에 의한 평균 화염길이(z_f)는 각각 0.53 m와 0.61 m이다. 이들의 정량적 차이는 $0.05 \leq Q_D^* \leq 100$ 의 넓은 범위에서 검토된 기존 상관식들이 $Q_D^* \leq 1.0$ 의 조건에서 상관식에 따라 다소 차이를 보인다는 연구결과⁽¹⁷⁾에서도 확인되었다. 이에 본 연구에서는 임의로 Zukoski의 식에 의한 평균 화염높이를 수치결과와 비교하였다.

$$\frac{z_f}{D} = 3.88 Q_D^{*2/5} - 1.02 \quad (2)$$

$$\frac{z_f}{D} = 3.3 Q_D^{*2/3} \text{ for } 0.15 \leq Q_D^* \leq 1.0 \quad (3)$$

FDS 수치결과를 통한 평균 화염높이는 이론적인 Z_{st} 를 통해 비교되었으나, 상관식과의 직접적인 비교를 위하여 Ma 등⁽¹⁷⁾에 의해 제안된 방법이 동시에 적용되었다. 즉, 반경방향으로 적분된 단위체적당 열발생률을 수직높이의 함수로 표현하고, 이를 수직높이에 따라 적분할 때 총 열발생률의 비율이 95%가 되는 위치를 평균 화염높이로 가정하였다.

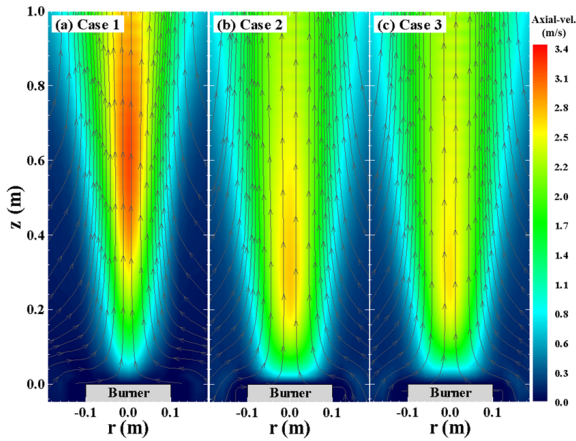


Figure 3. Comparison of mean axial velocities with the change in turbulence and combustion models.

3. 결과 및 고찰

FDS Version에 따른 난류 및 연소모델의 차이가 평균 화염높이에 미치는 영향을 검토하기 위하여, 축방향 유속, 혼합분율, 단위 체적당 열발생률, 온도 및 열유속이 비교되었다. 이들 물리량은 Figure 2에서와 동일하게 200~300 s의 준정상상태 구간에 대한 시간 평균값이 적용되었다. Figure 3은 평균 축방향 유속을 비교한 결과이다. 화재공간의 유속은 본질적으로 연료/공기의 이론 혼합분율에 해당되는 화염면의 위치, 열발생률 및 온도 등과 직접적으로 연관되는 물리량이므로, 축방향 유속의 단면분포 비교는 FDS Version에 따른 난류 및 연소모델의 영향 검토를 위해 가장 기본적인 접근이라 할 수 있다. Table 1에 제시된 바와 같이 FDS 5가 사용된 Case 1은 난류 및 연소모델로서 Smagorinsky 및 MF 모델이 각각 적용된 것이다. FDS 6이 사용된 Cases 2와 3은 동일한 EDC 모델이 적용되었으나, 난류모델로는 Smagorinsky 및 Deardorff 모델이 각각 적용된 것이다. 풀화재의 평균 축방향 유속분포를 살펴보면, Case 1은 부력에 의한 주위 공기의 유입 및 고온으로 인한 열적 팽창으로 버너 중심($r = 0.0$ m)과 $z = 0.6$ m 근처에서 최대값을 보이고 있다. Cases 2와 3은 매우 유사한 축방향 유속의 단면 분포를 보이고 있으나, Case 1과는 정량적으로 상당한 차이를 갖는다. 즉, 동일한 EDC 연소모델 및 다른 난류모델이 적용된 Cases 2와 3의 결과로부터, 난류모델이 축방향 유속분포에 미치는 영향은 크지 않음을 알 수 있다. 동시에 FDS 5와 6의 기본 모델들이 적용된 Case 1과 Case 3의 차이는 주로 연소모델에 의해 발생된 것으로 판단될 수 있다.

Figure 3의 결과를 보다 정량적으로 분석하기 위하여, Figure 4는 $z = 0.0, 0.3, 0.6$ m의 높이에서 축방향 유속을 비교한 것이다. 연료 표면 높이에 해당되는 $z = 0.0$ m를 살펴보면, Case 1은 버너 표면($-0.1 \text{ m} \leq r \leq 0.1 \text{ m}$)에서 다소 낮은 유속을 갖으며, 주위 공기가 유입되는 축방향 유속 역시 상대적으로 낮음을 볼 수 있다. 반면에 Cases 2와 3은

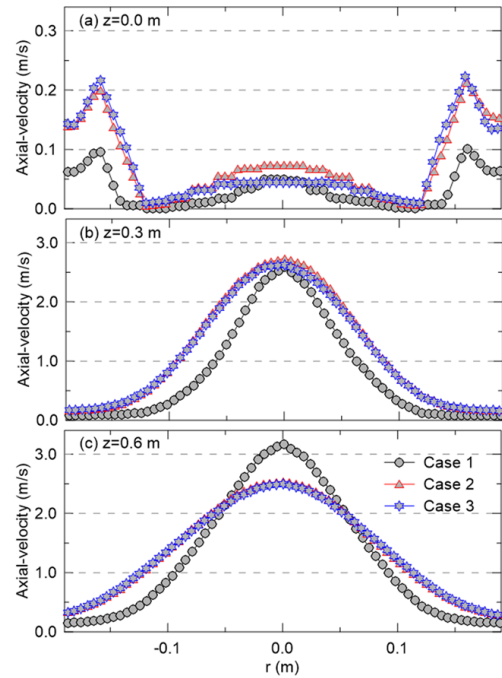


Figure 4. Comparison of mean axial velocities with different axial locations.

다른 난류모델이 적용되었음에도 불구하고 반경방향으로 동일한 유속분포를 갖고 있다. 또한 Case 1과 비교할 때, 버너 상부에서는 정량적으로 유사한 값을 갖지만, 주위류의 유속은 상대적으로 크게 예측되었다. 이후 $z = 0.3$ m에서 Case 1은 반경방향으로 보다 좁은 영역에서 유속이 증가되었으며, $z = 0.6$ m에서는 $r = 0.0$ m 근처에서 가장 높은 유속을 보이고 있다. Cases 2와 3은 하류 영역에서도 정량적으로 동일한 분포를 보이고 있으며, Case 1에 비해 $r = 0.0$ m 근처를 제외하고 상대적으로 넓은 영역에서의 높은 유속분포를 보여주고 있다. 일반적으로 화염면 근처의 열적 팽창에 의한 유속증가 현상을 고려할 때, Case 1과 Cases 2 및 3의 화염면의 분포가 다를 수 있음을 미리 예측할 수 있다. 또한 Figure 3에서 확인된 바와 FDS Version에 따른 축방향 유속분포에 가장 큰 변화는 연소모델의 차이에 의해 발생되었음을 재확인할 수 있다.

Figure 5는 국부 혼합기 중에서 연료 유동으로부터 시작된 성분(또는 원소)의 질량분율로 정의되는 혼합분율 (Mixture fraction, MF)의 평균 분포를 도시한 것이다. 연료/공기의 양론혼합비에서 산출되는 $MF(Z_{st})$ 는 이론적인 화염면을 의미하며, 노말-헵탄의 경우에 0.0622의 값을 갖는다. 참고로 MF 연소모델이 적용되는 FDS 5에서는 MF 전달방정식의 해를 통해 MF가 직접 계산되지만, FDS 6의 Cases 2와 3은 국부적인 연료와 생성물의 질량분율을 통해 2차적으로 산출된 것이다. Case 1을 살펴보면, 상대적으로 좁은 반경방향 및 긴 하류방향에 분포된 MF를 볼 수 있다. 그 결과 버너 표면에서 Z_{st} 의 최대 높이에 해당되는 이론적 평

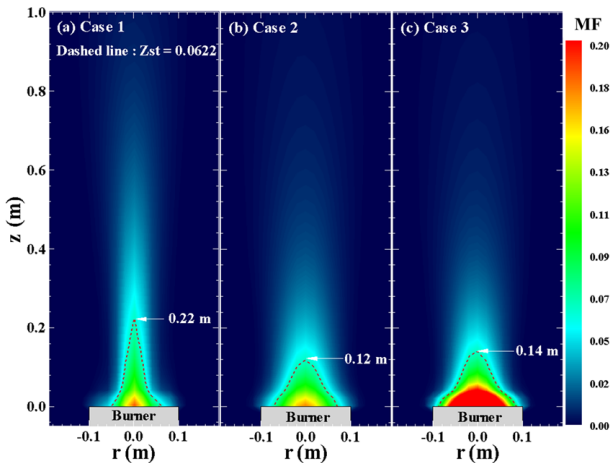


Figure 5. Comparison of mean mixture fractions with the change in turbulence and combustion models (a dashed line indicates mean flame surface).

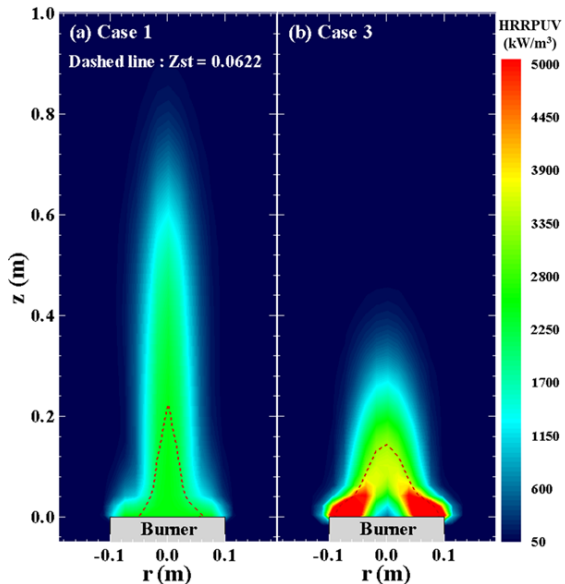


Figure 6. Comparison of mean HRRPUV according to FDS version.

균 화염높이는 0.22 m로 확인된다. 반면에 Cases 2와 3의 MF 분포는 비교적 유사한 분포를 보이지만, 연료 표면 근처에서는 상당한 차이를 보여주고 있다. 구체적으로 Case 2는 연료 표면에서 MF의 급격한 감소를 보이지만, Case 3는 비교적 높은 MF의 분포를 보여주고 있다. Figures 3~4에서 확인된 바와 같이 $z = 0.0$ m에서 축방향 유속은 동일하지만, 난류모델의 변화로 인한 연료/공기 혼합도의 차이가 발생된 것으로 추측된다. 그림에도 불구하고 Cases 2와 3의 이론적 평균 화염높이는 각각 0.12 m 및 0.14 m로 매우 유사한 결과를 보여주고 있다. 위 결과로부터 FDS의 난류모델의 변경은 연료 표면 근처에서 연료/공기 혼합도에 영향을 주지만, 화염면의 분포 또는 화염높이에는 큰 영향을 주

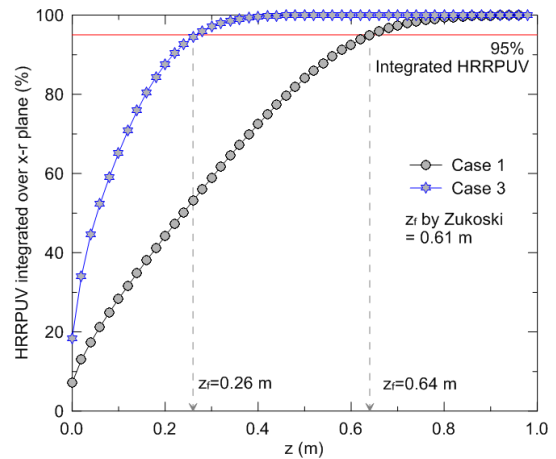


Figure 7. Percentages of HRRPUV integrated over x-r plane as a function of axial location.

지 않음을 알 수 있다. 따라서 이후부터는 FDS Version에 따른 화재특성 비교를 위하여, Cases 1과 3의 직접적인 비교가 수행되었다.

Figure 6은 FDS 5와 6의 기본(Default) 난류 및 연소모델이 각각 적용된 Cases 1과 3에 대하여, 평균 단위 체적당 열발생률을 비교한 것이다. 상대적으로 좁은 반경의 화염 폭 및 긴 화염높이가 예측되는 Case 1의 경우에 이론 화염면을 따라 비교적 균일한 열이 발생됨을 볼 수 있다. 이는 Z_{st} 를 기준으로 MF와 화염온도 및 생성물 질량분율의 상관관계를 통해 열발생률을 산출하는 MF 연소모델의 개념을 통해 이해될 수 있다. 반면에, 무한 반응속도의 개념 하에 연료/공기의 혼합시간에 의해 반응속도가 제한되는 EDC 모델의 경우, 연료와 공기가 순간적으로 혼합될 수 있는 버너 림(Rim) 근처에서 대부분의 열이 발생되고 있음을 볼 수 있다. 즉, EDC 연소모델이 고려될 때 이 영역에서 감소된 연료/공기의 혼합시간으로 국부적인 반응속도가 크게 증가되었음을 예상할 수 있다. 그 결과 이론적 화염높이를 비교해보면, EDC 연소모델이 적용된 FDS 6는 MF 연소모델이 적용된 FDS 5에 비하여 상당히 짧게 예측되었다.

서론에서 언급되었듯이, Z_{st} 을 기반으로 하는 이론적 평균 화염높이는 화염 발광을 통해 측정되는 화염높이와 직접적으로 비교되기 어렵다. 따라서 FDS Version에 따른 화염높이의 예측성능을 평가하기 위하여, Ma 등⁽¹⁷⁾이 제안한 방법을 통해 Zukoski의 상관식⁽¹³⁾과 비교하였다. Figure 7은 단위 체적당 열발생률을 축 방향 길이만의 함수가 되도록 반경방향에 대하여 적분한 후에, 추가적으로 수직 높이에 따라 적분한 결과를 도시한 것이다. 그림에서 Cases 1과 3은 각각 $z = 0.7$ m와 0.3 m 이내에서 100%에 근접한 모든 열이 방출되었음을 볼 수 있다. 이때 Ma 등의 방법과 유사하게 적분된 열발생률의 95%가 되는 위치를 화염높이로 가정한다면, Cases 1과 3의 평균 화염높이는 각각 0.64 m와 0.26 m에 해당되며, 약 2.8배의 큰 차이를 보이고 있다. 식

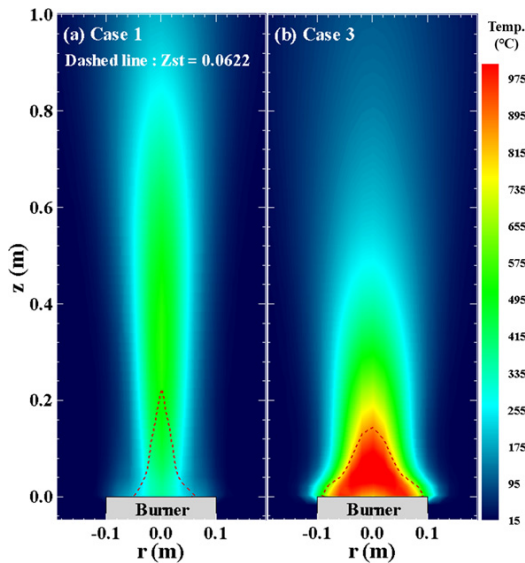


Figure 8. Comparison of mean temperature according to FDS version.

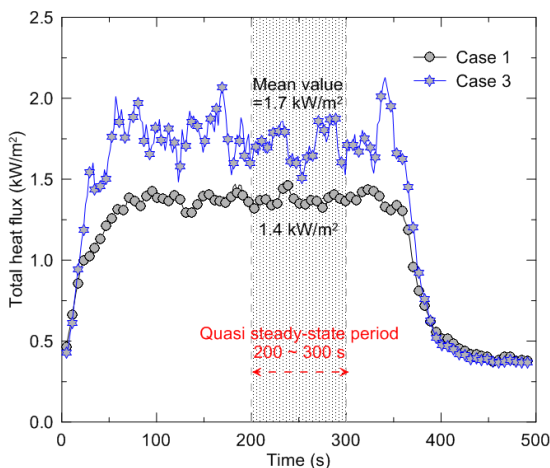


Figure 9. Comparison of total heat fluxes according to FDS version.

(3)에서와 같이 Zukoski의 상관식에 의한 평균 화염높이가 0.61 m임을 고려할 때, 결과적으로 EDC 연소모델이 적용된 FDS 6에 비해 MF 연소모델이 적용된 FDS 5가 기존 상관식을 보다 근접하게 예측하고 있음을 알 수 있다.

Figure 8은 FDS 5(Case 1)와 6(Case 3)을 통해 예측된 평균 온도분포를 도시한 것이다. FDS Version에 따라 Figure 6에 제시된 열발생률과 매우 유사한 분포를 확인할 수 있다. 참고로 부력에 의해 진동하는 풀화재의 온도장을 시간 평균값을 도시함으로써, 순간적인 화염온도에 비해 상당히 낮은 온도분포가 산출되었음을 볼 수 있다. MF 연소모델이 적용된 Case 1은 긴 화염높이로 인하여 하류까지 높은 온도분포를 갖는 반면에, EDC 연소모델이 적용된 Case 3은 버너 림 근처에서 증가된 반응속도로 인하여 연료 표면 근처에 상대적으로 높은 온도분포를 보여주고 있다.

Figure 9는 FDS 5(Case 1)와 6(Case 3)에 대하여 버너 근처의 수직 높이 $z = 0.2$ m (Figure 1 참조)에서 예측된 총열유속(Total heat flux)을 비교한 것이다. 점화 및 소화단계를 제외하고, Case 3은 Case 1에 비해 높은 열유속을 보여주고 있다. 준정상상태의 시간 평균값을 살펴보면, Case 1은 1.4 kW/m^2 이며 Case 3은 1.7 kW/m^2 로서 정량적 차이를 보여주고 있다. 이는 Figures 6과 8에서 언급되었듯이, EDC 모델이 고려된 Case 3이 상대적으로 버너 상부의 급격한 반응속도 및 짧은 화염높이를 갖기 때문이다. 위 결과를 통해 확인된 FDS Version에 따른 화염높이 및 화염면 위치에 대한 정량적 차이는 화염에 근접한 주요 설비의 열적 위험성 및 구조물의 내화성능 평가에 상당한 차이를 가져올 수 있다. 이에 화재시물레이션의 목적에 따라 FDS Version의 선택 및 결과 차이에 대한 적절한 고려가 필수적으로 동반되어야 할 것으로 판단된다.

마지막으로 FDS Version에 따른 화염높이 예측 정확도에 대한 보다 구체적인 평가를 위해서는 화염 중심축을 따라 측정된 온도 및 CO2와 같은 주요 화학종의 농도에 대한 직접 비교가 요구되며, 이는 향후 연구를 통해 수행될 예정이다.

4. 결 론

LES가 적용된 Fire Dynamics Simulator (FDS)의 Version (5와 6)에 따른 아격자 난류 및 연소모델의 변화가 험탄 풀화재의 평균 화염높이에 미치는 영향이 검토되었다. 화재시물레이션의 주요 입력정보인 단위 면적당 열발생률은 동일한 조건의 실험을 통해 제공되었으며, FDS Version에 따른 평균 화염높이의 예측성능은 기존의 상관식과의 비교를 통해 평가되었다. 주요 결과는 다음과 같다.

FDS 5와 6에 각각 적용된 Smagorinsky 및 Deardorff 난류 모델은 평균 유동분포의 변화에 영향을 주지 않으며, 버너 림 근처에서 연료 및 공기 혼합도에 미치는 영향은 화염면의 형상 및 화염높이에는 큰 영향을 주지 않는다. 그러나 혼합분율(MF) 및 EDC 연소모델의 차이는 평균 유속, 열발생률, 온도 및 열유속에 직접적인 영향을 미치는 것으로 확인되었다.

MF 연소모델이 적용된 FDS 5는 화염면을 따라 비교적 균일한 평균 열발생률 및 온도분포를 예측하는 반면에, 연료/공기 혼합시간에 의해 반응속도가 제한되는 EDC 연소모델이 적용된 FDS 6는 버너 림 근처에서 급격한 열발생률 및 높은 온도를 예측하고 있다. 그 결과 FDS 5는 FDS 6에 비해 상당히 긴 이론적 화염높이 예측결과를 제공한다. MF 전달방정식을 통해 직접 화염면의 위치를 계산하는 FDS 5는 FDS 6에 비해 평균 화염높이를 기존 상관식에 보다 근접하게 예측할 수 있음을 확인하였다.

위 결과를 통해 화염높이가 화재위험성에 직접적인 영향을 미칠 수 있는 과환기 구획화재, 천장 및 화원 근처의

주요 설비에 대한 위험성 그리고 건축 구조물의 내화성능 평가를 위해서는 FDS Version에 따른 수치결과의 분석 및 활용에 세심한 주의가 요구됨을 확인하였다.

후 기

본 연구는 원자력안전위원회의 재원과 한국원자력안전재단의 지원을 받아 수행한 원자력안전연구사업의 연구결과입니다(No. 1305001).

References

1. NRC and EPRI, "Verification and Validation of Selected Fire Models for Nuclear Power Plant Applications", NUREG-1824 and EPRI 1011999, Final Report (2007).
2. K. McGrattan, S. Hostikka, R. McDermott, J. Floyd, C. Weinschenk and K. Overholt, "Fire Dynamics Simulator: User's Guide", NIST SP 1019, Sixth Edition, NIST, Gaithersburg, MD (2015).
3. C. H. Hwang, A. Lock, M. Bundy, E. Johnsson and G. H. Ko, "Studies on Fire Characteristics in Over- and Underventilated Full-scale Compartment", *Journal of Fire Science*, Vol. 28, pp. 459-486 (2010).
4. S. Y. Mun, C. H. Hwang, J. S. Park and K. Do, "Validation of FDS for Predicting the Fire Characteristics in the Multi-Compartments of Nuclear Power Plant (Part I: Over-ventilated Fire Condition)", *Journal of Korean Institute Fire Science & Engineering*, Vol. 27, No. 2, pp. 31-39 (2013).
5. K. McGrattan, S. Hostikka, R. McDermott, J. Floyd, C. Weinschenk and K. Overholt, "Fire Dynamics Simulator, Technical Reference Guide, Volume 3: Validation", NIST SP 1018, Sixth Edition, NIST, Gaithersburg, MD (2014).
6. K. McGrattan, B. Klein, S. Hostikka and J. Floyd, "Fire Dynamics Simulator (Version 5): User's Guide", NIST SP 1019-5, NIST, Gaithersburg, MD (2007).
7. C. H. Hwang, "Large Eddy Simulation of Turbulent Premixed Flames in a Practical Combustor", Ph.D. Dissertation, Inha University (2006).
8. Daejeon University/KINS, "Development of Evaluation Criteria and Demonstration Application for Fire Modeling of Nuclear Power Plant", KINS/HR-1422 (2015).
9. J. M. Such, C. Casselman, M. Forestier and H. Pretrel, "Description of the PRISME Experimental Program", DPAM/DIR-2005-117 (2005).
10. Le Saux W., "PRISME Door Programme-PRS_D1 Test Report", DPAM/SEREA-2007-015, PRISME-017 (2007).
11. B. N. Baek, C. B. Oh, C. H. Hwang and H. S. Yun, "Evaluation of the Prediction Performance of FDS Combustion Models for the CO Concentration of Gas Fires in a Compartment", *Fire Science and Engineering*, Vol. 32, No. 1, pp. 7-15 (2018).
12. B. McCaffrey, "Flame Height" in SFPE Handbook, 2nd Edition, National Fire Protection Association (1995).
13. E. E. Zukoski, "Properties of Fire Plume" in *Combustion Fundamentals of Fire*, Academic Press (1995).
14. B. Karlsson and J. G. Quintiere, "Enclosure Fire Dynamics", CRC Press LLC (2000).
15. L. Audouin, G. Kolb, J. L. Torero and J. M. Most, "Average Centerline Temperature of a Buoyant Pool Fire Obtained by Image Processing of Video Recordings", *Fire Safety Journal*, Vol. 24, pp. 167-187 (1995).
16. J. L. Consalvi, Y. Pizzo, B. Porterie and J. L. Torero, "On the Flame Height Definition for Upward Flame Spread", *Fire Safety Journal*, Vol. 42, pp. 384-392 (2007).
17. T. G. Ma and J. G. Quintiere, "Numerical Simulation of Axi-symmetric Fire Plumes: Accuracy and Limitations", *Fire Safety Journal*, Vol. 38, pp. 467-492 (2003).
18. J. Smagorinsky, "General Circulation Experiments with the Primitive Equations. I. The Basic Experiment", *Monthly Weather Review*, Vol. 91, No. 3, pp. 99-164 (1963).
19. K. McGrattan, S. Hostikka, J. Floyd, H. Baum and R. Rehm, "Fire Dynamics Simulator (Version 5): Technical Reference Guide", NIST SP 1018-5, NIST, Gaithersburg, MD (2007).
20. J. W. Deardorff, "Stratocumulus-capped Mixed Layers Derived from a Three-dimensional Model", *Boundary-Layer Meteorology*, Vol. 18, pp. 495-527 (1980).
21. K. McGrattan, S. Hostikka, R. McDermott, J. Floyd, C. Weinschenk and K. Overholt, "Fire Dynamics Simulator, Technical Reference Guide, Volume 1: Mathematical Model", NIST SP 1018-1, Sixth Edition, NIST, Gaithersburg, MD (2015).
22. R.W. Bilger, "Turbulent Diffusion Flames", *Annual Review of Fluid Mechanics*, Vol. 21, pp. 101-135 (1989).
23. G. H. Ko, A. Hamins, M. Bundy, E. L. Johnsson, S. C. Kim and D. B. Lenhart, "Mixture fraction Analysis of Combustion Products in the Upper Layer of Reduced-scale Compartment Fires", *Combustion and Flame*, Vol. 156, pp. 467-476 (2009).
24. T. Poinot and D. Veynante, "Theoretical and Numerical Combustion", 2nd Edition, Edwards (2005).
25. V. Babrauskas, "Heat Release Rates" in SFPE Handbook, 3rd Edition, National Fire Protection Association (2002).
26. A. Tewarson, "Generation of Heat and Chemical Compounds in Fires" in SFPE Handbook, 3rd Edition, National Fire Protection Association (2002).

27. A. Bounagui, N. Benichou, C. McCartney and A. Kashef, "Optimizing the Grid Size Used in CFD Simulations to Evaluate Fire Safety in Houses", In: 3rd NRC Symposium on Computational Fluid Dynamics, High Performance Computing and Virtual Reality, Ottawa, pp. 1-8 (2003).
28. NRC and EPRI, "Nuclear Power Plant Fire Modeling Analysis Guidelines", NUREG-1934 and EPRI 1023259, Final Report (2012).
29. K. McGrattan, J. Floyd, G. Forney, H. Baum and S. Hostikka, "Improved Radiation and Combustion Routines for a Large Eddy Simulation Fire Model", In: Fire Safety Science-Proceedings of the Seventh International Symposium, Worcester, MA, pp. 827-838 (2003).
30. G. Heskestad, "Luminous Heights of Turbulent Diffusion Flame", Fire Safety Journal, Vol. 5, pp. 103-108 (1983).