원자력발전소의 다중 구획에서 화재특성 예측을 위한 FDS 검증 (Part I: 과환기화재 조건)

문선여 · 황철홍[†] · 박종석* · 도규식*

대전대학교 소방방재학과, *한국원자력안전기술원

Validation of FDS for Predicting the Fire Characteristics in the Multi-Compartments of Nuclear Power Plant (Part I: Over-ventilated Fire Condition)

Sun-Yeo Mun · Cheol-Hong Hwang[†] · Jong Seok Park* · Kyusik Do*

Department of Fire & Disaster Prevention, Daejeon University

*Korea Institute of Nuclear Safety (KINS)

(Received January 30, 2013; Revised April 5, 2013; Accepted April 5, 2013)

요 약

원자력발전소의 강제 환기가 적용된 밀폐된 다중구획에서 실규모 pool 화재를 모사하기 위하여 FDS가 적용되었다. FDS의 예측성능은 수치결과와 OECD/NEA 화재실증실험 국제공동연구 프로젝트(PRISME)를 통해 얻어진 실험결과와의 비교를 통해 평가되었다. 단순한 연소모델의 적용으로 발생하는 FDS의 본질적인 한계를 제외하고 FDS 수행과정에서 발생된 사용자 의존성에 따른 FDS의 예측결과 차이를 명확히 확인하기 위하여, 과환기 화재조건이 본 연구에서 검토되었다. 특히 강제 환기시스템에서 정확한 경계조건의 중요성이 상세하게 논의되었다. 급기 및 배기를 위한 환기구의 경계조건은 구획 내부의 열 및 화학적특성에 큰 영향을 주고 있음을 FDS 결과를 통해 알 수 있었으며, 정확한 경계조건이 부여된 FDS는 원전 타입의 다중 구획 내부의 온도, 열유속 및 화학종 농도를 정량적으로 잘 예측하고 있음을 확인하였다.

ABSTRACT

The Fire Dynamics Simulator (FDS) has been applied to simulate a full-scale pool fire in well-confined and mechanically ventilated multi-compartments representative of nuclear power plant. The predictive performance of FDS was evaluated through a comparison of the numerical data with experimental data obtained by the OECD/NEA PRISME project. To identify clearly the FDS results regarding to the user-dependence in the process of FDS implementation except for the intrinsic limitation of FDS such as simple combustion model, only the over-ventilated fire condition was chosen. In particular, the importance of accurate boundary conditions (B.C.) in mechanically ventilated system were discussed in details. It was known from FDS results that the B.C. on inlet and outlet vents did significantly affect the thermal and chemical characteristics inside the compartments. Finally, it was confirmed that the FDS imposed an accurate ventilation B.C. provided qualitatively good agreement with temperatures, heat fluxes and concentrations measured inside the nuclear-type multi-compartments.

Keywords : Fire Modeling, FDS(Fire Dynamics Simulator), Nuclear Power Plant, Compartment Fire, Mechanical Ventilation System

1. 서 론

원자력발전소의 화재는 방사능 유출과 같은 심각한 사고로 발전할 위험성을 갖고 있기 때문에 2001년 미국 화재방호협회(NFPA)에 의한 경수로 원자력발전소의 성능기반 화재방호기준인 NFPA 805⁽¹⁾를 시작으로, 화재모델링

을 통한 화재위험도 평가 및 화재 대응체계 구축에 많은 노력을 기울이고 있다. 특히 NFPA 805는 화재모델링의 적합성 및 정확성을 확보하기 위하여, 화재모델의 검증 및 확인(verification & validation)과 규제기관이 허용한 화재 모델만이 화재모델링에 사용되도록 요구하고 있다. 또한 최근 미국 원자력규제위원회(NRC)와 미국 전력연구소

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

ISSN: 1738-7167
DOI: <http://dx.doi.org/10.7731/KIFSE.2013.27.2.031>

(EPRI)는 화재모델링의 코드 적용지침서(NUREG-1934)⁽²⁾와 화재모델의 검증 및 확인(NUREG-1824)⁽³⁾ 지침서를 발간하여 원전 화재위험도 평가를 위한 화재모델링 적용 기준안을 제시하였다.

원전화재에 대한 화재모델의 적합성 및 정확성에 대한 평가는 원전 유형의 구획형상 및 화재조건에서 수행된 실험 규모 실험결과와 화재모델링 결과의 비교를 통해 가능할 수 있다. 구획화재에서 화재모델링 검증에 관한 선행연구들은 대부분 축소모형을 대상⁽⁴⁾으로 진행되었으며, 일부 실험 규모 화재실험 및 화재모델 검증은 주거용 건물을 대상⁽⁵⁻⁷⁾으로 이루어졌다. 그러나 원전 구획화재는 가연물의 종류, 기밀성, 구획의 높이 및 환기조건을 포함한 다양한 화재조건이 일반 주거용 구획화재와 큰 차이를 보이기 때문에 정량적으로 서로 다른 화재특성을 보일 수 있다⁽⁸⁾. 예를 들어, 원전 구획의 높이는 약 4 m로서 주거용 구획에 비해 연기전파, 고온 상충부의 열 및 연기 전달특성에 상당한 차이가 발생할 수 있다. 또한 외부로 개방된 개구부가 존재하지 않는 높은 밀폐도로 인하여, 화재 지속시간동안 환기부족화재에 도달할 수 있는 높은 가능성과 점차적인 비정상화재(unsteady fire)로의 변화 가능성을 갖고 있다. 마지막으로 자연환기가 아닌, 강제 환기시스템을 통한 공기 순환방식을 채택하고 있기 때문에 일반적인 구획화재와는 다른 화염 및 연기거동을 보일 수 있다.

원전 구획화재에 대한 화재모델링의 검증은 최근 OECD/NEA 화재실증실험 국제 공동연구 프로젝트(PRISME)⁽⁹⁾ 결과의 활용을 통해 가능하게 되었다. 위 프로젝트는 원전 조건과 유사한 격실의 크기, 환기조건 및 연료를 고려한 실험 규모 화재실험이다. 실험은 크게 개방된 대기상태에서 pool 화재의 기초특성에 관한 연구(SATURNE test)와 밀폐공간에서 환기율에 따른 화재특성 연구(DIVA test)로 구분되어진다⁽⁹⁾. 이중 PRISME door test⁽¹⁰⁾는 DIVA 실험 설비⁽¹¹⁾를 이용하여 2개 또는 3개 구획 사이의 개방된 출입문을 통한 열 및 연기 전파 메커니즘을 검토하기 위해 수행되었다. 주요 내용으로서 환기율, 화원의 크기, 격실 개수에 따른 연기전파와 전기케이블의 화재손상 여부를 확인하는데 초점을 두고 있다.

이러한 배경 하에 본 연구에서는 원전 유형의 다중 구획에서 수행된 화재 실증실험(PRISME door test)을 대상으로 대표적 화재모델링 tool인 FDS(Fire Dynamics Simulator)의 예측 정확도에 대한 검증을 수행하였다. 단순한 연소모델의 적용으로 발생하는 FDS의 본질적인 한계⁽¹²⁾를 제외하고 사용자 의존성(user dependence)을 최소화시키기 위한 일환으로, 과환기 화재조건이 본 연구에서 검토되었다. 특히 강제 환기시스템이 적용된 밀폐된 구획에서 환기구의 경계조건에 따른 FDS 수치해의 변화에 대한 결과가 상세히 논의되었다. 본 연구결과는 향후 진행될 예정인 원전 화재위험도 평가를 위한 FDS의 물리적 및 수치적 주요 입력변수들의 민감도 및 불확실도 분석을 위한 기준 수치 해

로 제공될 것으로 기대된다.

2. 실증 실험 및 수치해석 방법

2.1 실증 실험방법 및 조건

PRISME door test⁽¹⁰⁾는 Figure 1에서와 같이 5.0 m×6.0 m×4.0 m의 내부 체적을 갖는 2개의 구획과 0.8 m×2.1 m 크기의 개방문으로 연결되어 있는 DIVA 설비⁽¹¹⁾에서 수행되었다. 각 구획의 벽, 바닥 및 천장은 0.3 m 두께의 철근 콘크리트로 구성되었다. 천장은 0.05 m 두께의 락울(rock wool) 패널에 의해 단열되었다. 강제 환기시스템은 Figures 1과 2에서와 같이 각 구획 천장 근처에 설치된 입구(inlet)와 출구(outlet)로 구성되었으며, 공기 및 연소생성물은 모두 x축과 평행인 방향으로 각각 공급 및 배출되었다. 위 그림들에는 생략되었으나 입구 및 출구의 환기구는 구획을 연결하는 각각의 덕트 및 밸브를 통한 환기 네트워크 시스템으로 구성되어 있다. 구획 내부의 가스 및 벽면온도, 열유속(heat flux), 환기구의 체적유량 및 O₂, CO, CO₂, THC, soot을 포함한 화학종의 농도가 실시간 측정되었으며, 각 구획과 개방문, 환기구 등에서 총 289개의 측정이 이루어졌다. 그러나 다중 격실의 화재특성을 나타낼 수 있는 대표적인 물리량 및 측정 위치가 Figure 2에 표기

Figure 1. Perspective view of the DIVA facility for the PRISME door test.

Figure 2. Top view of the two compartments and measurement points.

Figure 3. Fuel mass and mass loss rate per unit area (MLR-PUA) as a function of time.

Figure 4. Volume flow rates measured at the inlet and outlet ducts of room 1 and room 2.

되었으며, 본 논문에서 FDS 결과와 비교·검토되었다.

연료로는 n-dodecane의 이성질체인 TPH(hydrogenated tetra-propylene, $C_{12}H_{26}$)가 사용되었으며, 0.05 m의 두께 및 0.1 m의 깊이를 갖는 0.4 m^2 의 원형 팬(pan)이 구획 중앙, 바닥면으로부터 0.4 m 높이를 갖는 질량 측정시스템 위에 설치되었다. 연료는 초기 16.3 kg이 팬에 공급되었으며, Figure 3에 제시된 바와 같이 점화 후 연료의 질량은

점차적으로 감소되어 약 1900 s에서 모든 연료가 소모되는 연료지배형화재(즉, 과환기화재)가 발생되었음을 확인할 수 있다.

Figure 4는 위에서 언급된 강제 환기시스템의 입구 및 출구에서 측정된 체적유량을 도시한 것이다. 환기시스템은 점화 10분 전에 작동되었으며, room 1과 2의 입구에서는 각각 $570 \text{ m}^3/\text{h}$ 및 $560 \text{ m}^3/\text{h}$ 의 공기가 일정하게 공급되며, 출구에서 역시 각각 $570 \text{ m}^3/\text{h}$ 및 $560 \text{ m}^3/\text{h}$ 의 유량이 외부로 일정하게 배출되었다. 초기 설정값을 기준으로 구획 내부의 환기율(renewal rate)은 room 1과 2에 대해 각각 4.75 h^{-1} 및 4.70 h^{-1} 에 해당된다. 그러나 fan을 이용한 강제 환기시스템은 구획 내부의 압력변화에 따라 체적유량 변화를 동반하게 된다. 예를 들어 Figure 4(a)에서 확인할 수 있듯이, 점화 이후에 열적 팽창효과에 의한 구획 내부의 압력상승으로 입구 공급량은 급격히 감소되며, 약 500 s 이후에 설정값으로 복원된 후, 소화가 발생되는 약 1900 s에 구획 내부의 감소된 압력으로 공급량이 급격히 증가되는 현상을 볼 수 있다. 반면에 Figure 4(b)에서 확인할 수 있듯이, 출구에서는 점화 이후 배기량이 급격히 증가되며 구획 내부의 높은 온도(밀도 감소)로 인하여 체적유량이 초기 설정값에 비해 높게 유지되다가 소화가 발생되는 시점에 급격히 감소되는 결과를 확인할 수 있다.

위 실험결과로부터 밀폐된 구획에서 화재발생으로 인한 강제 환기량의 급격한 변화는 구획 내부의 열 및 화학적 특성 변화를 초래할 수 있음을 예측할 수 있다. 결과적으로 강제 환기시스템이 적용된 구획화재의 모델링 과정에서 정확한 환기구 경계조건의 설정은 화재모델링의 예측 정확도를 평가하기 위해 상당한 주의가 요구된다. 서론에서 언급되었듯이 원전화재의 위험도를 평가하기 위한 화재모델링의 검증을 위해서는 사용자 의존도에 따른 모델링 오차를 최소화시켜야 한다. 이를 위해 본 연구에서는 환기구 경계조건의 설정방법에 따라 FDS의 수치 해에 발생하는 정량적 차이를 검토하고자 한다.

2.2 계산방법 및 조건

원전의 과환기화재 실증실험을 수치모사하기 위하여 LES 기법이 적용된 FDS(ver. 5.5.3, SVN 7031)⁽¹³⁾가 사용되었다. LES에서 순간적인 유동변수는 GS(grid scale) 성분($\tilde{f}$)과 SGS(sub-grid scale) 성분(f'')으로 나뉜다. 이때 GS 성분은 Farve 여과($\tilde{f} = \overline{pf}/\bar{p}$)에 의해 결정되며, ‘over-bar’ 첨자는 공간여과(spatial filter)를 의미한다. 그 결과 낮은 마하수($Ma < 0.3$) 접근법을 이용한 Navier-Stokes 방정식은 다음과 같은 LES 방정식으로 표현된다⁽¹⁴⁾.

$$\frac{\partial \bar{p}}{\partial t} + \nabla \cdot (\bar{p} \tilde{\mathbf{u}}) = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial \bar{p} \tilde{\mathbf{u}}}{\partial t} + \nabla \cdot (\bar{p} \tilde{\mathbf{u}} \tilde{\mathbf{u}}) = -\nabla \bar{p} - \nabla \cdot (\bar{\tau} + \tau^{sgs}) + \bar{p} \mathbf{g} \quad (2)$$

$$\frac{\partial \bar{\rho} \tilde{Y}_i}{\partial t} + \nabla \cdot (\bar{\rho} \tilde{Y}_i \tilde{\mathbf{u}}) = \nabla \cdot (\bar{\rho} \tilde{D}_i \nabla \tilde{Y}_i + \mathbf{J}^{sgs}) + \bar{m}_i \quad (3)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial \bar{\rho} \tilde{h}}{\partial t} + \nabla \cdot (\bar{\rho} \tilde{h} \tilde{\mathbf{u}}) &= \frac{\bar{D} p_o}{\bar{D} t} \\ &+ \nabla \cdot \left(\tilde{k} \nabla \tilde{T} + \sum_i \bar{\rho} \tilde{D}_i \tilde{h}_i \nabla \tilde{Y}_i + \mathbf{q}^{sgs} \right) - \nabla \cdot \bar{\mathbf{q}}_r \end{aligned} \quad (4)$$

$$\bar{p} = p_o \bar{W} / R \tilde{T} \quad (5)$$

위 식에서 공간 여과과정에서 발생되는 τ^{sgs} , $\mathbf{J}^{sgs}$ 와 $\mathbf{q}^{sgs}$ 는 SGS 성분 효과를 나타내는 응력텐서, 화학종 및 열 유속(flux)을 의미하며, 위 방정식들을 종결(closure)하기 위하여 추가적인 모델이 요구된다. SGS 항들의 모델링을 위해서는 SGS의 특성 길이 및 시간 규모의 정보가 요구된다. 길이 규모는 격자의 크기, 즉 $\bar{\Delta} = (\Delta x \Delta y \Delta z)^{1/3}$ 으로 하였으며, 시간 규모는 SGS에서 에너지의 생성과 소멸사이에 평형상태가 존재한다는 가정이 적용된 original Smagorinsky의 모델¹⁵⁾에 의해 결정되었다. 이때 SGS의 에디(eddy) 점성계수에 포함되는 상수 C_s 는 0.2로 고정되었다.

지배방정식의 차분을 위하여 공간에 대해서는 유한체적법을 이용한 2차 정확도의 중심 차분법이 사용되었다. 시간적분에 대해서는 전체적으로 2차 정확도를 갖는 양해법(explicit) 예측-교정자법이 적용되었다. 또한 열유속($\bar{\mathbf{q}}_r$)은 복사열전달 방정식의 유한체적법¹⁶⁾을 통해 고려되었다. FDS ver. 5에서는 화염의 국부적인 소염, CO의 생성·소멸을 간략히 고려하기 위하여, 단일 혼합분을 모델에서 3단계 혼합분을 모델로 개선되었다. 그러나 화염하류영역에서 발생하는 추가적인 CO 생성량을 고려하기 위하여, 연료와 CO의 질량비로 표현되는 생성량(yield) 값은 선행실험의 측정값인 0.010으로 설정하였다. 또한 soot 생성량 값 역시 선행실험결과를 이용하여 0.116으로 설정하였다¹⁷⁾.

화원에 대한 입력값은 Figure 3에 제시된 단위 면적당 질량손실율을 통해 이루어졌으며, 이때 TPH 연료의 연소열(heat of combustion)은 42,000 kJ/kg⁽¹⁸⁾으로 설정되었다. 비록 실험에서는 원형 팬이 사용되었으나, FDS는 직선으로 형성된 격자계(rectilinear grid system)만을 허용하기 때문에 동일 면적의 정사각형 화원으로 대체하였다. 팬 형상의 변화는 화염 및 plume에 의해 유입되는 외부 공기의 와동구조 변화를 동반하여 부력이 지배적인 난류화염의 동적특성에 큰 영향을 미친다고 알려져 있다.¹⁹⁾ 그러나 FDS에 적용된 혼합분율 모델은 본질적으로 화염면 근처의 난류특성을 해상(resolve)하기 어려운 한계를 갖기 때문에, 다중 구획의 열 및 화학적특성 검토를 위한 본 연구 결과에는 큰 영향이 없을 것으로 판단된다.

2.3 격자 민감도 분석

Figure 5는 적절한 균일 격자크기의 선정을 위하여 Figure 4의 실제 환기조건이 적용되었을 때 room 1의 천

Figure 5. Grid sensitivity analysis through the comparison of gas and wall temperatures of room 1.

장 근처에서 가스온도와 벽면온도에 대한 실험 및 계산결과를 비교한 것이다. 각 그림의 측정 위치는 Figure 2를 통해 확인될 수 있으며, 괄호안의 숫자는 z방향의 높이를 의미한다. Figure 5(a)는 고온 상층부의 온도를 타나낸 것으로서, 격자크기가 0.2 m에서 0.1 m로 감소됨에 따라 수치결과는 실험결과를 잘 예측하고 있음을 볼 수 있다. Figure 5(b)는 중간 높이에서 측정된 벽면온도로서 가스온도에 비해 섭동이 매우 작으며, 격자크기가 0.1 m로 감소됨에 따라 실험결과를 매우 잘 예측하고 있음을 확인할 수 있다. 일반적으로 FDS가 적용되는 화재모델링에서 격자크기의 선정은 식(6)에 의해 정의된 특성 화염직경(characteristics fire diameter, D^*)을 통해 이루어진다⁽²⁰⁾.

$$D^* = \left(\frac{\dot{Q}}{\rho_\infty c_p T_\infty \sqrt{g}} \right)^{2/5} \quad (6)$$

선행 실험에서는 밀폐된 구획으로 인하여 발열량이 직접 측정되지 않았으나, 완전연소를 기준으로 산정된 최대 발열량은 약 600 kW이며, 이때 D^* 는 약 0.8 m에 해당된다. 내에 10개($\bar{\Delta}=0.08$ m)에서 20개(0.04 m)의 격자가 할당되어야 적절한 해상도를 갖는다는 기존 연구결과⁽²¹⁾를 고려할 때, 본 계산에 적용된 격자크기 0.1 m는 상당히 크다고 할 수 있다. 그러나 기존의 격자 선정방법은 개방된 공간에서 부력이 지배적인 화재 plume을 대상으로 하였으며, 본 연구에서와 같이 강제 환기로 인하여 부력이 지배적인

제트(jet) 형태의 plume이 생성되지 않는 경우, 동일한 기준을 적용하기 어렵다. 특히 강제 환기조건에서는 난류유동이 격자크기에 큰 영향을 줄 것으로 예상되며, 본 연구에서와 같이 단계적 격자크기 변화를 통한 실험값으로의 수렴방법이 보다 효율적이라 판단된다. 또한 구조물 및 측정 위치의 격자 매칭(grid matching)을 고려하여 0.1 m로 선정된 최종 격자크기는 타당한 것으로 판단된다. 그 결과 적용된 총 격자수는 254,400개로서 8개 CPU를 이용한 병렬계산에서 total CPU time은 12.7 h가 소요되었다.

3. 결과 및 검토

원전 유형의 밀폐된 다중 구획에서 강제 환기시스템이 적용된 과환기화재의 온도 및 유동분포를 이해하기 위하여, Figure 6은 실제 환기조건이 적용된 조건에서 $y=3.0$ m를 기준으로 최대발열량 도달 시간 이후 500 s 동안 시간 평균된 온도, 속도벡터, 유선(stream line) 및 O_2 의 체적분율을 도시한 것이다. Figure 6(a)의 온도 및 속도분포를 살펴보면, 일반적인 단일 구획에서 과환기화재와 매우 유사한 거시적 특성을 보여주고 있다. 각 구획별 흡기 및 배기구가 설치되었음에도 불구하고 room 1에서 발생한 연기가 room 2로 전달되고 있다. 또한 고온 plume의 상승으로 인해 야기되는 주위 공기의 유입으로 인하여 출입문 하부를 통해 room 2에서 room 1을 향하는 유동이 발생되었음을 볼 수 있다. 그러나 외부로 개방된 환기부를 갖는 단일 구획화재와는 다르게 출입문을 통해 공급되는 유량이 매우 작기 때문에 화염 및 plume이 출입문의 반대방향으로

Figure 6. Distributions of temperature, streamline and O_2 volume fraction at $y=3.0$ m averaged during 500 s after maximum HRR.

기울어지는 현상⁽²²⁾은 확인되지 않는다. Figure 6(b)는 O_2 체적분율의 분포를 나타낸 것으로, room 1에 설치된 배기구를 통해 많은 연소생성물이 배출되기 때문에 room 2의 O_2 농도는 외부와 유사한 값을 보이고 있다. 그 결과 room 2는 단일 구획화재에서 마치 외부 공간과 유사한 역할을 갖게 된다. 이는 O_2 16%의 등곡선을 통해서도 확인될 수 있다. 그럼에도 불구하고 밀폐된 다중 구획에서의 화재는 개방된 단일 구획에서의 화재와 상당한 차이점을 보이고 있다. 즉, 단일 구획화재에서는 온도와 O_2 의 분포가 정량적 측면에서 정반대의 현상을 보이는 반면에, 밀폐된 다중 구획에서는 천장 부분의 높은 온도에 비해 O_2 는 매우 넓은 공간에서 유사한 농도 분포(O_2 16% 기준)를 갖는다. 이는 천장 부에 설치된 흡기 및 배기구를 통한 강제 환기시스템의 영향으로 설명될 수 있다. 즉 Figure 2에서 확인

Figure 7. Comparisons of gas temperatures with the change in ventilation flow in room 1, door and room 2.

되듯이 역상의 Z 모양을 갖는 환기 유동으로 인하여, 고온 상층부의 연소생성물과 외기의 혼합축진으로 넓은 O_2 분포를 갖게 된다. 반면에 상온으로 유입되는 외기와 외기의 급격한 열전달로 천장 근처를 제외한 하부에서는 급격하게 감소된 온도값을 갖게 됨을 짐작할 수 있다. 마지막으로 다수의 sink와 source 점을 갖는 유선분포를 통해 강제 환기 유동으로 인한 매우 복잡한 3차원 유동이 구획 내에서 발생되고 있음을 예측할 수 있다. 위 결과로부터 강제 환기 시스템이 적용된 밀폐된 다중구획에서의 과환기화제는 개방된 단일 구획화재에서의 열 및 화학적 특성과는 상당한 차이가 있음을 확인할 수 있다.

Figure 7은 다중 구획 내의 대표적 측정위치에서 시간에 따른 가스온도 측정값과 수치결과들을 비교·도시한 것이다. 환기구의 경계조건 설정(또는 정확도)에 따른 FDS 수치해의 변화특성을 검토하기 위하여 2개의 강제 환기조건 설정방법이 비교되었다. 첫째는 구획 내 화재(압력 및 밀도변동)로 인해 야기되는 체적유량변화를 고려하지 않고, 점화전에 설정된 고정된 환기 유량이 적용된 조건으로서 'constant flow ventilation'으로 표기하였다. 두 번째는 Figure 4에 제시된 바와 같이 시간에 따른 공급 및 배기구 실제 유량을 직접 경계조건으로 적용한 것으로서 'variable flow ventilation'으로 표기하였다. Figure 7(a)는 room 1에서 측정된 가스온도로서, 천장 근처의 3.85 m와 바닥 근처의 0.05 m의 결과를 비교·도시한 것이다. 먼저 천장 근처에서 고정된 환기조건인 경우, 점화 초기에는 실험결과를 적절하게 예측하고 있으나 500 s 이후에는 실험과의 오차가 점차적으로 증가되어 약 15 % 이상의 과소예측을 보이고 있다. 반면에 실제 환기조건인 경우, 화재 지속시간동안 실험결과를 매우 정확하게 예측하고 있음을 볼 수 있다. 바닥 근처에서도 실제 환기조건은 실험결과를 잘 예측하고 있는 반면에, 고정 환기조건은 온도의 큰 섭동이 발생되는 결과를 보여주고 있다. Figure 7(b)는 개방된 출입구($z=2.05$ m)에서 가스온도를 비교·도시한 결과이다. Room 1에서의 결과와 유사하게 고정된 환기조건은 시간 증가에 따라 실험과의 오차가 점차적으로 증가되어 약 20 % 이상의 과소예측을 보이는 반면에, 실제 환기조건은 상당히 정확한 예측결과를 보여주고 있다. Figure 7(c)는 room 2 중앙에서의 가스온도를 나타낸 것으로서, 천장 근처에서는 환기 경계조건 설정방법에 상관없이 두 조건 모두 실험결과를 잘 예측하고 있지만, 바닥 근처에서는 고정된 환기조건이 보다 큰 오차를 보이고 있다. 위 결과로부터 fan 설비 및 덕트를 통해 운전되는 강제환기 시스템에서 화재 발생으로 인한 구획 내부의 압력 및 밀도 변동으로 야기되는 환기 체적유량의 정확한 경계조건의 설정은 구획 내의 가스온도 예측에 매우 큰 영향을 주고 있음을 확인할 수 있다.

Figure 8은 다중 구획의 벽면에서 측정 및 예측된 온도를 비교·도시한 것이다. Figure 8(a)는 room 1의 벽면 높이에 따른 온도를 비교한 결과이다. $z=0.40$ m에서는 환기

Figure 8. Comparisons of wall temperature with the change in ventilation flow in room 1, door and room 2.

설정조건에 상관없이 모든 수치결과가 실험결과를 잘 예측하고 있다. 그러나 고정된 환기조건인 경우 높이 및 시간이 증가할수록 실험과의 오차는 점차적으로 증가됨을 볼 수 있다. 천장에 가까운 $z=3.55$ m의 경우에 최대 약 25 %의 과소 예측결과를 보여주고 있다. 반면에 실제 유량 조건인 경우, 500 s 근처에서 최대 약 7 %의 낮은 예측결과를 갖지만, 시간이 증가함에 따라 점차적으로 실험결과에 수렴되고 있음을 알 수 있다. Figure 8(b)는 출입구 위의 벽면에서의 온도를 도시한 것으로서, 고정된 환기조건은 초기 점화단계 이후부터 실험과의 오차가 점차적으로 증가된다. 반면에 실제 환기조건은 전 시간구간에서 실험결과를 매우 정확하게 예측하고 있음을 알 수 있다. Figure 8(c)는 room 2의 바닥면의 온도를 도시한 것으로서, 실험결과에서 최대온도가 32 °C로 낮고, 강제 환기유동 및 room

Figure 9. Comparisons of total heat fluxes with the change in ventilation flow in room 1 and 2.

1으로의 유입되는 유동으로 인하여 매우 불규칙한 온도분포를 보이고 있다. 실제 환기조건이 적용된 경우는 평균적으로 실험결과를 잘 예측하고 있다. 다만, 실험결과에서 관측되는 불규칙한 온도분포는 예측하지 못하고 있으며, 이는 본 연구에서 적용된 격자가 벽면 근처의 국소 난류유동구조를 해상하지 못하기 때문으로 판단된다. 고정된 환기조건이 적용된 경우에는 전체적으로 실험결과를 과대예측하고 있으며, 상부에서의 과소예측과는 반대 경향의 오차가 발생되고 있음을 알 수 있다.

Figure 9는 room 1과 2의 천장(3.95 m)에서 측정 및 예측된 총 열유속(total heat flux)를 비교·도시한 결과이다. 다량의 soot이 존재하는 구획 내에서 정확한 열유속을 측정 및 예측하는 것은 일반적으로 상당한 어려움이 있다고 알려져 있다⁽²³⁾. 그럼에도 불구하고 room 1에 해당되는 Figure 9(a)에서 고려된 두 가지의 환기조건 모두 실험결과를 평균적으로 잘 예측하고 있으며, 실제 환기조건이 고정된 환기조건에 비해 보다 정확한 예측결과를 보이고 있다. 그러나 room 2의 결과에 해당되는 Figure 9(b)에서는 두 가지의 환기조건이 동일한 결과를 보이며, 실험과는 상당한 차이를 보이고 있다. 이에 대한 명확한 원인은 확실치 않지만, 근접한 측정위치의 가스온도(Figure 7(c), TG_L2_CC(3.85 m))의 결과에서 환기조건에 따른 차이가 거의 없으며, 실험결과를 매우 정확히 예측하고 있음을 고려할

Figure 10. Comparisons of major species with the change in ventilation flow in room 1.

때, 총 열유속 측정에 대한 불확실도가 오차의 주요 원인으로 추측된다.

Figure 10은 room 1의 천장에서 측정된 O_2 , CO_2 및 CO 의 체적분율을 도시한 결과이다. 먼저 실험결과를 살펴보면, 점화 이후 O_2 가 급격히 감소되는 반면에 CO_2 및 CO 는 증가되는 결과를 보여주고 있다. 실제 환기조건이 고려된 경우, O_2 , CO_2 및 CO 는 실험결과를 매우 정확하게 예측하고 있다. 반면에 고정된 환기조건이 고려된 경우에 O_2 는 약 30% 이상 과대예측하며, CO_2 와 CO 는 각각 약 60%와 40%의 과소 예측되는 큰 오차를 보여준다. 점화 단계에서 실제 환기량에 비해 많은 양의 외기가 공급됨으로 인하여 O_2 의 체적분율은 크게 과대 예측되며, CO_2 와 CO 의 체적분율은 크게 과소 예측되는 결과를 갖게 된다. 물론 이러한 결과는 과대 예측된 O_2 가 반응에 참여하지

Figure 11. Comparisons of major species with the change in ventilation flow in room 2.

못하는 과환기화재조건으로서 발생한 것으로, 환기 부족 화재에서는 오히려 과대/과소의 상반된 경향이 발생될 수 있을 것으로 판단된다. 고정된 환기조건으로 인한 화학종의 부정확한 예측결과는 room 2에서 화학종의 체적분율을 도시한 Figure 11에서도 동일하게 확인될 수 있다. Figure 6에서 확인되었듯이, room 2에서는 추가적인 반응이 발생되지 않기 때문에 이곳에서의 화학종 농도에 대한 오차는 주로 강제 환기유량의 차이로 인한 구획 내부의 속도장에 의해 발생되었음을 짐작할 수 있다. 실제 환기조건이 적용된 경우 room 1과 유사한 정확도를 갖고 실험결과를 잘 예측하고 있는 반면에, 고정된 환기조건인 경우에는 정량적으로 유사한 오차 범위에서 O_2 의 과대예측과 CO_2 와 CO 의 과소 예측현상을 확인할 수 있다. 구획화재에서 화학종은 반응에 의해 생성되어 측정위치까지 전달 및 추

가적인 생성·소멸과정을 경험하게 된다. 따라서 정확한 예측을 위해서는 구획 내부의 온도, 속도 및 열전달에 대한 정확한 모사가 동반되어야 한다. 그러나 고정된 환기조건인 경우 구획 내부로 공급되는 환기량의 오차로 인하여 연료/공기의 혼합 및 반응, 질량 및 열전달 특성들이 실제 현상과 큰 차이를 갖게 되어 결과적으로 실험결과를 예측하는데 큰 오차를 발생시키고 있다.

위 결과로부터 원전 유형의 밀폐된 다중 구획에서 강제 환기시스템이 적용된 과환기 화재의 정확한 모델링을 위해서는 흡기 및 배기구의 경계조건 설정이 매우 중요하다는 결론을 얻을 수 있다. 최근 FDS 적용 타당성 검토에 관한 연구는 주로 적용된 모델기법의 한계 및 주요 수치 및 물리적 입력변수(발열량, 가연물 및 벽면 재료의 물성치 등)의 부정확한 정보에 의해 야기되는 수치해의 불확실성에 초점을 맞추고 있다. 그러나 본 연구결과에서와 같이 강제 환기시스템이 경계조건 변화에 따른 구획 내의 온도 및 농도의 정량적 오차는 불확실한 정보의 입력변수에 의해 발생하는 오차보다 오히려 클 수 있음에 상당한 주의가 요구된다.

4. 결 론

원자력발전소 화재안전성 평가체계의 신뢰도 구축을 위한 FDS의 활용 및 검증에 위하여, 국제공동 화재실증실험인 PRISME door test를 대상으로 강제 환기가 적용된 밀폐된 구획에서 환기 경계조건의 정확도가 수치결과에 미치는 영향을 검토하였다. 주요 결과는 다음과 같다.

(1) 강제 환기시스템이 적용된 밀폐된 다중 구획의 과환기화재는 거시적으로는 개방된 단일 구획화재와 유사한 열 및 속도분포를 보이지만, 고온 상층부의 혼합 및 열전달특성의 차이로 인하여 국부적인 열 및 화학적분포는 큰 차이를 갖는다.

(2) 적절한 격자계와 정확한 강제 환기구의 경계조건이 설정된 경우, 다중 구획 내의 모든 위치에서 시간에 따른 온도, 열유속 및 화학종의 농도를 매우 정확하게 예측할 수 있음을 확인하였다. 그러나 화재 지속시간 동안 구획 내부의 압력 및 밀도 변동으로 야기되는 강제 환기량의 체적변화를 정확히 고려하지 못한 경우에는 고온 상층부의 온도는 평균 15~20% 이상 과소예측되며, 수직 방향의 높이가 증가함에 따라 예측오차는 점차적으로 증가함을 확인할 수 있다. 화학종의 농도는 온도에 비해 더욱 큰 오차를 보이며, 정량적으로 30~60%의 과대 및 과소 예측결과를 갖는다.

(3) 원자력발전소의 화재위험성 평가를 위한 FDS의 성공적인 수행을 위해서는 사용자 의존성에 의한 오차를 최소화시키는 전략적 모델링 수행이 필수적으로 선행되어야 한다. 본 연구결과는 향후 화재모델링의 수치 및 물리적 주요 입력변수들의 민감도 및 불확실도 평가를 위한 기준

조건으로 활용될 수 있을 것으로 기대된다.

후 기

본 연구는 2012년도 한국원자력안전기술원의 원자력안전(원자력안전규제기술) 연구개발사업을 위한 위탁과제로 수행되었으며, 이에 감사드립니다.

참고문헌

1. NFPA, "Performance-Based Standard for Fire Protection for Light Water Reactor Electric Generating Plant", NFPA 805, 2001 Edition (2003).
2. U.S. NRC and EPRI, "Nuclear Power Plant Fire Modeling Analysis Guidelines", NUREG-1934/EPRI 1023259, Final Report (2012).
3. U.S. NRC and EPRI, "Verification and Validation of Selected Fire Models for Nuclear Power Plant Applications", NUREG-1824/EPRI 1011999, Final Report (2007).
4. M. Bundy, A. Hamins, E. L. Johnsson, S. C. Kim, G. H. Ko and D. Lenhart, "Measurement of Heat and Combustion Products in Reduced-scale Ventilation-limited Compartment Fires", NIST Technical Note 1483, NIST, Gaithersburg, MD (2007).
5. C. H. Hwang, A. Lock, M. Bundy, E. Johnsson and G. H. Ko, "Effects of Fuel Location and Distribution on Full-scale Underventilated Compartment Fires", Journal of Fire Science, Vol. 29, pp. 21-52 (2011).
6. A. Lock, M. Bundy, E. L. Johnsson, A. Hamins, G. H. Ko, C. H. Hwang, P. Fuss and R. Harris, "Experimental Study of the Effects of Fuel Type, Fuel Distribution and Vent Size on Full-scale Underventilated Compartment Fires in an ISO 9705 Room", NIST TN 1603, NIST, Gaithersburg, MD (2008).
7. C. H. Hwang, "Effects of Change in Heat Release Rate on Unsteady Fire Characteristics in a Semi-closed Compartment", Journal of Korean Institute of Fire Science & Engineering, Vol. 26, No. 2, pp. 75-83 (2012).
8. L. Audouin, "Functional Specification for the Test Matrix in PRISME Door Experiments", Technical Note SEMIC-2006-146 - PRISME-2006-07, IRSN (2006).
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_D3 Test Report", DPAM/SEREA-2006-342, PRISME-014 (2006).
11. Le Saux W., "Description of the DIVA Facility", DPAM/SEREA-2006-157, PRISME-2006-008 (2006).
12. J. E. Floyd and K. B. McGrattan, "Extending the Mixture Fraction Concept to Address Under-Ventilated Fires", Fire Safety Journal, Vol. 44, pp. 291-300 (2009).
13. K. McGrattan, S. Hostikka, J. Floyd, H. Baum and R. Rehm, "Fire Dynamic Simulator (Version 5): Technical Reference Guide", NIST SP 1018-5, NIST, Gaithersburg, MD (2007).
14. W. Mell, A. Maranghides, R. McDermott and S. L. Manzello, "Numerical Simulation and Experiments of Burning Douglas Fir Trees", Combust. Flame, Vol. 156, pp. 2023-2041 (2009).
15. J. Smagorinsky, "General Circulation Experiments with the Primitive Equations", Monthly Weather Review, Vol. 91, No. 3, pp. 99-164 (1963).
16. G. D. Raithby and E. H. Chui, "A Finite-Volume Method for Predicting Radiant Heat Transfer in Enclosures with Participating Media", Journal of Heat Transfer, Vol. 112, No. 2, pp. 415-423 (1990).
17. H. Pretrel, "PRISME Source Program-Analysis Report", NT SEREA-2005-015 (2005).
18. L. Audouin, L. Chandra, J.-L. Consalvi, L. Gay, E. Gorza, et al., "Quantifying Differences between Computational Results and Measurements in the Case of a Large-scale Well-confined Fire Scenario", Nuclear Engineering and Design, Vol. 241, pp. 18-31 (2011).
19. X. Jiang and K. H. Luo, "Dynamics and Structure of Transitional Buoyant Jet Diffusion Flames with Side-wall Effects", Combustion and Flame, Vol. 133, pp. 29-45 (2003).
20. 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 (2003).
21. 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).
22. 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).
23. S. Y. Mun and C. H. Hwang, "Performance Evaluation of FDS for Predicting the Unsteady Fire Characteristics in a Semi-Closed ISO 9705 Room", Journal of Korean Institute of Fire Science & Engineering, Vol. 26, No. 3, pp. 21-28 (2012).