

## 원자력발전소 모터제어반 스위치기어실 화재 모델링 입력변수 불확실성 분석

### Uncertainty Analysis of Fire Modeling Input Parameters for Motor Control Center in Switchgear Room of Nuclear Power Plants

강대일<sup>†</sup> · 양준언 · 유성연\*

Dae-II Kang<sup>†</sup> · Joon-Eon Yang · Seong-Yeon Yoo\*

한국원자력연구원 종합안전평가부, \*충남대학교 기계설계학과  
(2011. 12. 29. 접수/2012. 3. 5. 수정/2012. 4. 13. 채택)

#### 요 약

본 논문에서는 원자력발전소의 모터제어반 스위치기어실 화재 모델링에 대한 입력변수 불확실성 분석을 수행하였다. 화재모델링은 FDS 5.5를 사용하였고 FDS 입력변수 램던 샘플링은 라틴하이퍼큐브 몬테칼로 방법을 이용하였다. 본 연구에서 수행한 입력변수 불확실성 분석 결과를 비교하기 위해 NUREG-1934의 화재모델링 결정론적 불확실성 분석과 민감도 분석 방법을 이용한 분석도 수행하였다. 분석결과, 본 연구의 모터제어반 스위치 기어실 화재 모델링에 대한 입력변수 불확실성 분석방법이 NUREG-1934의 방법보다 보수적인 결과를 얻을 수 있음을 확인하였다.

#### ABSTRACT

This paper presents the uncertainty analysis results of fire modeling input parameters for motor control center in switchgear room of nuclear power plants. FDS (Fire Dynamics simulator) 5.5 was used to simulate the fire scenario and Latin Hyper Cube Monte Carlo simulations were employed to generate random samples for FDS input parameters. The uncertainty analysis results of input parameters are compared with those of the model uncertainty analysis and sensitivity analysis approaches of NUREG-1934. The study results show that the input parameter uncertainty analysis approach may lead to more conservative results than the uncertainty analysis and sensitivity analysis methods of NUREG-1934.

**Key words :** Nuclear power plants, FDS, Uncertainty analysis, Monte Carlo simulation

## 1. 서 론

원자력발전소에서 화재모델링은 화재방호 요건에서 요구되는 안전기기의 이격거리 유지, 다중오동작(multiple spurious operation) 분석, 그리고 화재 확률론적 안전성 평가에서 화재 점화원에 대한 안전 기기들의 영향을 평가시 유용하게 사용할 수 있는 도구이다. 원자력발전소에 대한 성능기반 화재방호 요건이 언급되어 있는 NFPA<sup>1)</sup>(National Fire Protection Association) 805와 화재 확률론적안전성평가(Probabilistic Safety Assessment: PSA) 기술요건이 기술되어 있는 ASME PRA(Probabilistic

Risk Assessment) Standard<sup>2)</sup>는 화재모델링시 불확실성 분석을 수행하라고 언급하고 있다.

모든 과학적 분석결과에는 분석도구의 불완전성과 입력변수의 부정확성 등으로 인해 불확실성이 존재하게 된다. 불확실성(uncertainty)은 추정치가 합당한가에 대한 척도로서 추정한 값이 얼마나 실제와 관련 있는지 또는 나타내는지를 표현<sup>3)</sup>하는 것으로 정량적 표현은 대부분 확률로 표시한다. 불확실성은 크게 입력변수(input parameter) 불확실성, 모델링 불확실성, 완전성(completeness) 불확실성으로 분류할 수 있다.<sup>4,5)</sup> 입력변수 불확실성은 전산 프로그램 사용 시 입력되는 입력 변수들에 관한 불확실성이고, 모델링 불확실성은 물리적 현상을 모델링하고 계산하는 과정에서 나타나는 불

<sup>†</sup>E-mail: dikang@kaeri.re.kr

확실성이다. 완전성 불확실성은 모델링에서 물리적 현상을 충분히 다루지 않을 경우 나타나는 불확실성으로 예를 들면 열전달 해석이 전도와 대류, 그리고 복사 모두를 고려하지 않고 전도만 고려할 경우 나타나는 불확실성이다.

원자력발전소의 화재모델링 불확실성 연구는 존 모델(zone model)인 CFAST<sup>6)</sup>(Consolidated Model of Fire Growth and Smoke Transport)에 대해서 주로 수행되어 왔다. CFAST는 화재발생구역을 단순히 고온구역과 저온구역으로 나누어 유동방정식을 풀기에 계산시간이 빠르고 물리적 모델이 단순하다는 이유 때문에 입력변수 불확실성 분석 연구가 많이 수행되어 왔다. 하지만 필드(field) 모델인 FDS<sup>7)</sup>(Fire Dynamics Simulator)는 계산시간이 오랜 걸리고 물리적 모델링이 복잡하다는 등의 이유로 입력변수 불확실성 분석 연구가 제대로 수행되어 오지 않았다. FDS는 미국의 NIST(National Institute of Standards and Technology)에서 개발된 화재모델링 코드로 LES(large eddy simulation) 난류해석 기법을 기반으로 화재 현상 및 소방시설 작동 등을 해석하는데 사용되고 있다.

Siu Kui Aua 등<sup>8)</sup>은 CFAST를 사용한 구역화재모델링에 대해 Subset 시뮬레이션방법을 이용하여 입력변수 불확실성 분석 연구를 수행하고 몬테칼로 시뮬레이션(Monte Carlo Simulation)방법과 비교하였다. 동일한 샘플 수로 화재모델링을 수행할 경우 Subset 시뮬레이션방법은 몬테칼로 시뮬레이션방법보다 효과적인 결과를 얻을 수 있다는 것을 보였다. Rochan 등<sup>9)</sup>은 CFAST를 이용한 구역화재 모델링에 대해 모멘트 방법(moment method)을 이용한 입력변수 불확실성분석 연구를 수행하고 몬테칼로 시뮬레이션 방법과 비교하였다. 모멘트 방법은 많은 횟수의 시뮬레이션을 할 필요가 없어 비교적 계산시간이 빠르고 단순하지만 분포가 상이한 여러 변수들에 대한 불확실성을 고려하지 못하는 단점이 있다. Tom Elicson<sup>10)</sup>은 CFAST를 이용한 원자력발전소의 구역화재에 대해 라틴 하이퍼큐브 샘플링(Latin Hypercube Sampling: LHS)방법을 이용한 몬테칼로 시뮬레이션을 수행하였다. LHS 방법에 의한 몬테칼로 샘플링은 샘플링을 고르게 하는 잇점이 있다. Victor Ontiveros 등<sup>11)</sup>은 베이시안(Bayesian) 방법을 이용해 입력변수 불확실성과 CFAST 코드의 모델링 불확실성, 그리고 실험오차 불확실성을 고려한 불확실성 분석 연구를 수행하였다. Victor Ontiveros 등은 모델링 불확실성 평가시 CFAST내의 고온개스(hot gas) 온도 계산모델 등을 고려하고 시뮬레이션 수는 Wilks 신뢰구간(tolerance interval) 식<sup>3)</sup>을 사용해 수행하였다. Tor Lindström과

David Lund<sup>12)</sup>는 FDS를 이용한 건물의 다중 방(multi-room) 화재모델링에 대해 몬테칼로 방법을 이용한 입력변수 불확실성연구를 수행하였다. 입력변수는 3가지만 선택해 수행하였고 입력변수에 따라 화재모델링 결과가 크게 변화될 수 있음을 보였다.

최근 미국의 원자력규제위원회에서는 화재모델링 지침서인 NUREG-1934<sup>4)</sup>를 발행하면서 결정론적 방식의 모델링 불확실성 방법과 데이터를 소개하고 있다. NUREG-1934에는 화재모델링 입력변수 불확실성 분석 필요성을 언급하였지만, 별도의 입력변수 불확실성 분석 방법론은 제시하지 않고 민감도분석으로 입력불확실성 분석이 대체가능하다고 언급한다. 본 연구에서는 NUREG-1934의 부록 D에 제시된 모터제어반 스위치기어실 화재에 대해 스위치 기어실내의 케이블들이 화재로부터 안전한가 여부를 판단하기 위하여 FDS를 이용한 화재모델링과 불확실성 분석을 수행하였다. 불확실성분석은 입력변수 불확실성 분석과 더불어 NUREG-1934의 모델 불확실성 분석과 민감도분석을 수행하였으며 이들 분석결과들을 서로 비교하였다. 입력변수 불확실성 분석은 기존 연구결과<sup>10,11)</sup>를 바탕으로 LHS를 이용한 몬테칼로 시뮬레이션방법을 사용하였고 시뮬레이션 수는 Wilks 신뢰구간 식<sup>3)</sup>에 따라 정하였다.

본 논문의 2에서는 NUREG-1934의 결정론적 불확실성 분석과 민감도분석 방법을, 그리고 몬테칼로 시뮬레이션 방법을 기술하였다. 3에서는 모터제어반 스위치 기어실 화재시나리오와 화재모델링 입력변수들을 기술하였다. 4에서는 화재모델링 기본 분석 결과와 불확실성 분석 결과, 그리고 격자 크기에 따른 민감도분석 결과를 기술하였다. 끝으로 5에는 결론을 기술하였다.

## 2. 불확실성분석 방법

### 2.1 NUREG-1934 불확실성 분석과 민감도 분석 방법

NUREG-1934에서는 결정론적 방법에 입각해 화재모델링 불확실성방법을 소개하고 있다. Table 1에는 NUREG-1934에서 제시된 화재모델링 도구들의 확인과 검증(Verification & Validation) 연구결과가 제시되어 있다. Table 1에서  $\delta$ 은 편향인자(bias factor),  $\delta_M$ 은 모델의 상대적 표준편차를  $\delta_E$ 은 실험의 상대적 표준편차를 나타낸다. 점화원의 화재로부터 안전관련 기기나 케이블이 손상되는 정도를 확률로 표시하게 되는데 NUREG-1934에서는 식(1)을 사용한다.

$$P(x > x_c) = \frac{1}{2} \operatorname{erfc} \left( \frac{x_c - \mu}{\sigma \sqrt{2}} \right) \quad (1)$$

**Table 1.** Results of the Verification and Validation Study

Output Quantity	FDT		FIVE		CFAST		FDS		Exp
	$\delta$	$\delta_M$	$\delta$	$\delta_M$	$\delta$	$\delta_M$	$\delta$	$\delta_M$	$\delta_E$
HGL Temperature Rise	1.44	0.25	1.56	0.32	1.06	0.12	1.03	0.07	0.07
HGL Depth	N/A		N/A		1.04	0.14	0.99	0.07	0.07
Ceiling Jet Temp. Rise	N/A		1.84	I.D.	1.15	I.D.	1.04	0.08	0.08
Plume Temp. Rise	0.73	I.D.	0.94	I.D.	1.25	0.28	1.15	I.D.	0.07
Flame Height*	I.D.	I.D.	I.D.	I.D.	I.D.	I.D.	I.D.	I.D.	I.D.
Oxygen Concentration	N/A		N/A		0.91	I.D.	1.08	0.14	0.05
Smoke Concentration	N/A		N/A		2.65	I.D.	2.7	I.D.	0.17
Room Pressure rise	N/A		N/A		1.13	0.37	0.95	0.51	0.2
Target Temp. Rise	N/A		N/A		1.00	0.27	1.02	0.13	0.07
Radiant Heat Flux	2.02	I.D.	1.42	0.55	1.32	0.54	1.1	0.17	0.1
Total Heat Flux	N/A		N/A		0.81	0.47	0.85	0.22	0.1
Wall Temp. Rise	N/A		N/A		1.25	0.48	1.13	0.2	0.07
Wall Heat Flux	N/A		N/A		1.05	0.43	1.04	0.21	0.1

I.D.: 데이터가 충분하지 않음, N/A: 계산 알고리즘이 없음.

\*: FDS를 제외하고 모두 Heskestad Flame Height Correlation 사용.

위의 식(1)에서  $x_c$ 는 손상 기준치,  $\mu(=M/\delta)$ .  $M$ 은 모델 예측치는 예측되는 실제의 값 평균이고,  $\sigma(=\delta_M(M/\delta))$ 는 예측되는 값의 표준 편차이다. 식(1)에서 오차여 함수(complementary error function)는 식(2)처럼 표시 된다.

$$\operatorname{erfc}(x) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_x^{\infty} e^{-t^2} dt = 2\Phi(-x\sqrt{2}) \quad (2)$$

위의 식(2)에서  $\Phi(x)$ 는 정규 누적 분포함수(normal cumulative distribution function)이다.

식(1)에서  $P$ 는 물리적 변수  $x$ 가 물리적 변수 기준치인  $x_c$ 를 넘을 확률을 나타낸다. 기준치가 케이블이 손상되는 값을 나타낸다고 할 경우  $P$ 는 케이블이 손상될 확률을 나타낸다. 예를 들어 케이블 손상 열속 기준치가  $11 \text{ kW/m}^2$ 이고 FDS를 이용한 평가대상 케이블의 최대 전체 열속(total heat flux)이  $9 \text{ kW/m}^2$ 라고 할 경우, 모델링 불확실성을 고려한 케이블 손상확률 평가는 다음처럼 계산된다.  $M = 9 \text{ kW/m}^2$ 이고 Table 1에서 FDS의 전체 열속에 대한 편향인자 값이 0.85이므로, 예측되는 실제의 열속 평균은  $\mu = M/\delta = 9/0.85 \cong 10.588 \text{ kW/m}^2$ 이고, 열속의 표준편차는  $\sigma = \delta_M(M/\delta) = 0.22 * 10.588 \cong 2.33 \text{ kW/m}^2$ 이다. 실제 열속을  $q$ 라 하면  $q$ 가 기준치 열속  $11 \text{ kW/m}^2$ 를 넘을 확률은 식(1)을 이용해 다음과 같이 계산된다.

$$P(q > 11) = \frac{1}{2} \operatorname{erfc}\left(\frac{11 - 10.588}{2.33\sqrt{2}}\right) \cong 0.4298$$

FDS를 이용한 예측된 열속이 케이블 손상 기준치를 넘지 않은 것으로 나타났지만 모델링 불확실성을 고려하면 실제 열속의 약 43%가 기준치를 넘는 것으로 나타났다. 즉, 케이블 손상확율은 0.43이 된다. 이러한 결과를 얻었을 경우, 위에서 예를 든 케이블이 접화원으로부터 화재에 안전한가 여부를 판단하는데 필요한 확률 값에 대한 기준이 필요하다. 하지만 NUREG-1934에는 확률 값에 기준은 제시하지 않고 있다.

입력변수 불확실성 평가방법에 대해서는 NUREG-1934의 방법에 제시되어 있지 않다. 다만, NUREG-1934에서는 입력변수 불확실성을 고려하는 방안으로 민감도 분석을 제안하고 있다. 동 보고서에서는 화재모델링으로 케이블 온도와 열속을 평가할 경우 열방출율(heat release rate)이 제일 중요한 변수라고 하면서, 해석적(analytic)으로 열속 증가와 열방출율 증가 평가는 식(3)의 사용을 제안한다.

$$\frac{\Delta \dot{q}}{\dot{q}} \cong \frac{4\Delta \dot{Q}}{3\dot{Q}} \quad (3)$$

식(3)의 의미는 모델입력변수인 열방출율( $\dot{Q}$ )의 상대적인 변화( $\Delta \dot{Q}$ )가 0.15일 경우에 열속변화( $\Delta \dot{q}$ )는 0.2

라는 의미이다. 케이블의 경우, 열속변화( $\Delta \dot{q}$ )는 케이블 손상 열속 기준치와 모델 예측치와의 차이이다. 열방출을 상대적인 변화( $\Delta \dot{Q}$ )는 케이블을 손상시키기에 추가적으로 필요한 열방출율이다.

**2.2 몬테칼로 시뮬레이션 방법**

몬테칼로 시뮬레이션 방법에는 크게 임의적(random)으로 표본을 샘플링하는 고전적인 몬테칼로 샘플링방법과 최근에 많이 사용되는 방법으로, 분포에서 샘플링을 일정하게 하는 라틴 하이퍼큐브 샘플링<sup>3,10)</sup>(Latin Hypercube Sampling: LHS) 방법이 있다. 일반적으로 몬테칼로 방법을 사용하면 수천 번의 샘플링을 실시해야 하기 때문에 컴퓨터 시뮬레이션시간이 오래 소요되는 FDS를 사용하는 경우 불확실성 분석이 불가능할 수 있다. 이러한 경우 Wilks의 신뢰구간(tolerance interval) 식<sup>3,13-15)</sup>을 이용하면 많은 횟수의 샘플링을 하지 않고서도 의미 있는 불확실성 분석결과를 얻을 수 있다. Wilks 식은 원자력발전소 안전성 평가분야에서 불확실성 분석시 사용하고 있는 방법이다.<sup>13-15)</sup> 샘플 크기 N인  $S_1$ 의 확률수준  $\beta$ 에 대한 신뢰구간 $\gamma$ 의 신뢰하한치 L과 신뢰상한치 U를 생각하면 무한히 큰 샘플  $S_2$ 에서 X의 비율이 적어도 L과 U 사이에 있을 확률  $\beta$ 는 다음 식으로 얻을 수 있다.<sup>3)</sup>

$$P\left(\int_L^U f(x)dx \geq \gamma\right) = \beta \tag{4}$$

위의 식(4)에서 f(x)는 랜덤변수 X의 확률밀도 함수이다. 기존 연구결과에 의하면 양측 허용구간을 고려할 경우 최소 샘플 수 N과 확률수준  $\beta$ , 신뢰구간 $\gamma$ 의 관계는 다음과 같다.

$$\beta = 1 - \gamma^N - N(1 - \gamma)\gamma^{N-1} \tag{5}$$

위의 식(5)에 따른 샘플크기는 Table 2<sup>3)</sup>와 같다. 93회의 컴퓨터 시뮬레이션을 통해 온도 추정을 하여 가장

높은 온도  $T_H$ 와 가장 낮은 온도  $T_L$ 를 얻었다면, 컴퓨터 시뮬레이션을 통해 얻을 수 있는 온도의 95%가  $T_H$ 와  $T_L$  사이에 있을 신뢰구간이 95%라는 의미이다. 단순히 높은 온도나 높은 열속(heat flux)만이 관심을 가질 경우에는 단측 신뢰구간을 사용하는데 이 경우에는 샘플링 개수를 더 적게 사용할 수 있다.

**3. 화재 모델링 시나리오**

**3.1 설계사양과 화재시나리오**

원자력발전소의 스위치기어실에는 동력구동기기의 전원공급이나 제어와 관련된 차단기가 일반적으로 캐비닛 형태로 있다. 분석대상 모터제어반 스위치기어실<sup>4)</sup>은 Figure 1처럼 서로 다른 높이의 직사각형 형태로 가로 17.1 m, 세로 8.5 m, 높이 3.0 m/9.1 m로 2개의 캐비닛이 있고 3개의 케이블 트레이가 있다. 그 외 주요 설계사양은 다음과 같다:

- 건물구조
  - 격실 바닥, 천정, 벽은 콘크리트 두께 0.6 m
  - Cabinet은 1.5 mm 강철
  - 격실 온도 20 °C, 대기압
- 케이블: XPE/XLPE 열경화성(thermal-set) 제어케이블,
  - XPE 구성물질: C<sub>2</sub>H<sub>4</sub>, XLPE 구성물질: C<sub>4</sub>H<sub>5</sub>Cl
  - 케이블 직경: 0.015 m
  - 케이블 재킷두께: 0.002 m
  - 단위길이당 질량: 0.4 kg/m
- 화재감지기: 2개의 연기감지기(4.9%/m, UL 등급)
- 환기: 2개의 강제식 공급/배출 환기구가 있으며 각각의 체적유속(volume flow rate)은 0.735 m<sup>3</sup>/s

NUREG-1934에서 제시된 화재 시나리오는 캐비닛 A에서 화재가 발화된다. 화재가 시작된 캐비닛A의 상부에는 공기 환기구가 있다. 낮은 천정에는 캐비닛 바로 위에 케이블 A가, 옆에는 케이블 B가 있고 높은 천정에는 케이블 C가 있다. 평가대상은 캐비닛 A의 화재로 인해 케이블 A, B, C의 손상여부이다. 케이블 손상은 케이블 열속이 11 kW/m<sup>2</sup>이면 손상된다고 정하였다. NUREG-1934에서는 캐비닛 A 열방출율(heat release rate)이 12분내에 최대치 702 kW/m<sup>2</sup>가 되기까지 초고속(Ultra-fast)으로 성장하고, 이 값이 8분 동안 지속되며 이후 12분내에 선형적으로 감소된다. 대부분의 원자력발전소에 대한 화재모델링은 화재모델링 목적이 원자력발전소의 안전성과 밀접히 연관되기 때문에 화재성장은 초고속으로 가정하고 열방출율도 보수적인 값을 사용한다. NUREG/CR-6850<sup>16)</sup>의 표 G-1에는 전기

**Table 2.** Minimum Number of Calculations N for One-Sided and Two-Sided Statistical Tolerance Limits

$\beta \rightarrow$ $\gamma \downarrow$	One-sided Statistical Tolerance Limit			Two-sided Statistical Tolerance Limit		
	0.90	0.95	0.99	0.90	0.95	0.99
0.90	22	45	239	38	77	383
0.95	29	59	299	46	93	473
0.99	44	90	459	64	130	663

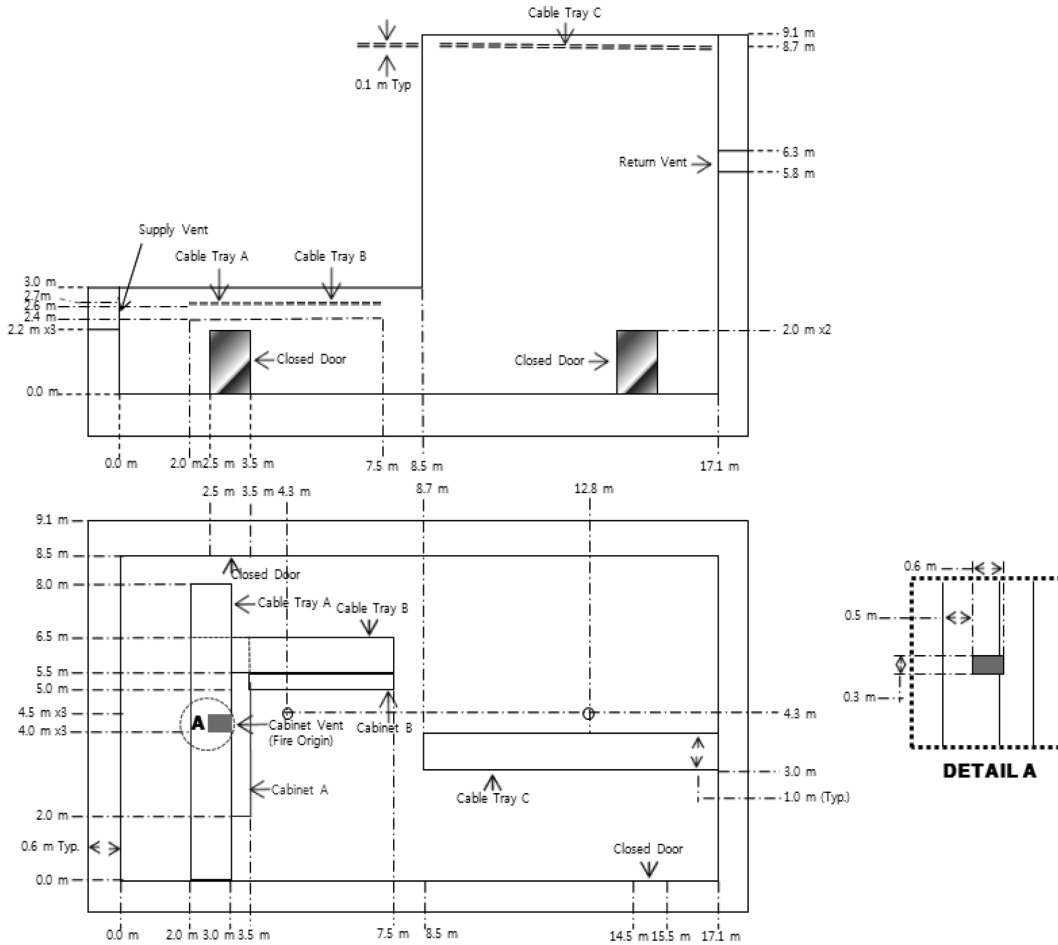


Figure 1. Geometry of the motor control center in switchgear room.

화재에 대한 열방출을 분포가 제시되어 있는데 702 kW/m<sup>2</sup>는 감마분포( $\alpha = 0.7, \beta = 216$ ) 98퍼센타일(percentile)에 해당되는 값이다. 캐비닛 A에서 발화된 화재는 케이블 A나 B로 확대되어 2차 발화가능성이 있지만 NUREG-1934에서는 고려하지 않았다. 이러한 가정은 케이블 A와 B 모두가 열경화성 케이블이기 때문에 합리적인 가정으로 판단된다. NUREG-1934에서는 감지기의 작동에 대한 소방대의 개입을 분석에서는 고려하지 않았다.

3.2 입력변수

FDS 프로그램밍은 Fire PRA Workshop<sup>17)</sup>에서 제공된 프로그램을 수정하여 사용하였다. FDS 5.5(SVN No. 7031)를 이용하여 계산하였으며 격자(Grid) 크기는 약 0.15m를 사용하였다. FDS를 이용하여 분석시

격자 크기의 적절성에 대한 평가는 화재특성직경(fire characteristic diameter)에 대한 격자 크기의 비로 평가된다. 특성 지름을  $D^*$ , 격자 크기를  $\delta x$ 라고 할 경우 이전 화재모델링 확인과 검증 연구에서 사용했던 화재 특성직경에 대한 격자 크기 비,  $D^*/\delta x$ 는 4에서 16이었다.<sup>7)</sup> 특성 지름  $D^*$ 는 다음 식으로 계산된다.

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

여기서,  $\dot{Q}$ 는 열방출율(kW),  $\rho_{\infty}$ 는 공기밀도(kg/m<sup>3</sup>),  $c_p$ 는 공기비열(kJ/kg/K),  $T_{\infty}$ 는 공기온도(K),  $g$ 는 중력가속도(m/s<sup>2</sup>)이다.

격자 크기를 0.15m로 할 경우  $D^*/\delta x$ 의 값은 5.5로 평가되어 격자 크기의 적절성은 확인이 되었다. FDS를 이용한 화재모델링시 사용한 입력변수 및 불확실성

**Table 3.** Nominal Value and Uncertainty Distribution of Input Parameters

Parameter Description	Nominal Value	Parameter Uncertainty	Uncertainty Distribution	References
Concrete Wall				
Specific Heat	0.75 kJ/kg/K	$\sigma = 0.15, \sigma/\mu = 20\%$	Normal	[4]
Conductivity	1.6 W/m <sup>2</sup> /K	$\sigma = 0.32, \sigma/\mu = 20\%$	Normal	[4]
Density	2,400 Kg/m <sup>3</sup>	$\sigma = 480, \sigma/\mu = 20\%$	Normal	[4]
Emissivity	0.9	$\sigma = 0.18, \sigma/\mu = 20\%, \max = 1$	Normal	[4, 7]
Cabinet-Steel				
Specific Heat	0.465 kJ/kg/K	Ramp Input $C_p = 0.425 + 7.73 \cdot 10^{-4} \cdot T - 1.69 \cdot 10^{-6} \cdot T^2 + 2.22 \cdot 10^{-9} \cdot T^3$ (20~600 °C range) $C_p = 0.666 + 13.002 / (738 - T)$ (600~750 °C range)	Not Applicable	[18]
Conductivity	54 W/m <sup>2</sup> /K	Ramp Input, Conductivity = $54 - 0.0333 \cdot T$ (20~800 °C range)	Not Applicable	[18]
Density	7,850 Kg/m <sup>3</sup>	$\sigma = 1,570, \sigma/\mu = 20\%$	Normal	[4]
Emissivity	0.9	$\sigma = 0.18, \sigma/\mu = 20\%, \max = 1$	Normal	[4, 7]
Cable-XPE/XLPE Mixture				
Specific Heat	1.39 kJ/kg/K	$\sigma = 0.278, \sigma/\mu = 20\%$	Normal	[16]
Conductivity	0.235 W/m <sup>2</sup> /K	$\sigma = 0.47, \sigma/\mu = 20\%$	Normal	[16]
Density	1,375 Kg/m <sup>3</sup>	$\sigma = 275, \sigma/\mu = 20\%$	Normal	[16]
Emissivity	0.9	$\sigma = 0.18, \sigma/\mu = 20\%, \max = 1$	Normal	[4, 7]
Fuel				
HRR	702 kW	$\alpha = 0.7, \beta = 216$	Gamma	[4, 16]
Combustion Heat	28,300 kJ/kg	$\alpha = 39.3, \beta = 720$	Gamma	[10, 18]
Soot Yield	0.1	$\sigma = 0.02, \sigma/\mu = 20\%$	Normal	[4]
Radiative Fraction	0.35	$\sigma = 0.07, \sigma/\mu = 20\%$	Normal	[4, 7]
CO Yield	$Y_{co} = 0.00088 + 0.37 \cdot Y_s$ , dependent on soot yield ( $Y_s$ )			[4]
Ventilation				
Supply Fan	-0.472 m <sup>3</sup> /s	Not Applicable	Not Applicable	[4]
Return Fan	0.472 m <sup>3</sup> /s	Not Applicable	Not Applicable	[4]

분포가 Table 3에 나타나 있다. FDS에 입력되는 변수들과 그 값들은 NUREG-1934<sup>4)</sup>와 SFPE(Society of Fire Protection Engineers) Handbook,<sup>18)</sup> 그리고 NUREG-1824<sup>19)</sup>를 참고하여 정하였으며 철의 비열과 열전도는 온도에 따른 램프(ramp)입력으로 처리하였다. 방사율(emissivity)과 복사분율(radiative fraction)은 FDS의 기본 값인 0.9와 0.35를 사용하였다. FDS는 연소에 혼합분률 모델(mixture fraction model)을 사용하므로 입력시 탄소(C)와 수소(H<sub>2</sub>) 등의 원자수를 입력해야 한다. XPE/XLPE 케이블들의 구성물질은 50%씩 XPE(C<sub>2</sub>H<sub>4</sub>)와 XLPE(C<sub>6</sub>H<sub>5</sub>Cl)로 이루어졌다고 가정하면 연소물질

의 유효 화학식은 C<sub>3</sub>H<sub>4.5</sub>Cl로 표현되고 분자량은 57.5이다. 그을음 생성율은 NUREG-1934의 값을 이용해 0.1로 하였다. 그을음(soot) 생성율 Y<sub>s</sub>와 CO의 생성율 Y<sub>co</sub> 관계는 NUREG-1934에서 제시한 다음 식으로 표시되어 Y<sub>co</sub>는 0.0378로 계산된다.

$$Y_{co} = (12x / (M_f \cdot Y_f)) 0.0014 + 0.37 Y_s \quad (7)$$

x는 탄소 수, M<sub>f</sub>는 연료 분자량, Y<sub>f</sub> = 1, Y<sub>s</sub> = 0.1

불확실성 분석을 위해 각 입력변수들의 분포는 기수행된 연구결과<sup>4,7,10,16-18)</sup>를 검토하여 정하였다. 열방출

율과 연소열은 감마분포(Gamma distribution)를 한다고 가정하였으며 다른 입력변수들은 정규분포(Normal distribution)를 한다고 가정하였다. 입력변수들의 범위(range) 및 표준편차(standard deviation) 정보가 정확히 알려져 있지 않아 입력변수 데이터들의 변동을 크게 주기 위해 표준편차 대 평균 비율이 20%라고 가정을 하였다. LHS 방법을 이용한 몬테칼로 시뮬레이션 수는 분석의 신뢰성을 높이기 위해 Table 2의 95%/95% 양측신뢰구간 횟수인 93회보다 조금 더 많은 100회를 수행하였다. LHS를 이용한 몬테칼로 샘플링과 FDS 프로그램 구동은 한국원자력연구원에서 개발한 MOSAIQUE<sup>20)</sup> (Module for SAmping Input and QUantifying Estimator)을 사용하였다. MOSAIQUE은 몬테칼로 샘플링을 자동으로 해주며 네트워크(network) 기반으로 여러 대의 컴퓨터를 이용해 전산 시뮬레이션을 수행할 수 있게 해준다. 즉, FDS를 이용한 화재 시뮬레이션 경우 FDS 기본 입력파일에 사용되는 입력변수들에 분포를 할당 해주면 MOSAIQUE은 자동으로 입력변수들에 대한 몬테칼로 샘플링을 해주고 FDS 입력파일을 생성한다. 이후 MOSAIQUE은 생성된 FDS 입력파일들을 자동으로 구동시킨다.

본 연구에서는 공조시스템의 작동에 따른 체적유속(volume flow rate) 변화량이 그을음 발생과 일산화탄소의 생성율과 밀접히 관련이 있어 공조시스템 입력변수 불확실성 분석은 고려하지 않았다. 공조시스템의 체적유속에 대한 불확실성을 고려할 경우 스위치 기어룸에 공기공급이 충분치 않게 되는 입력변수를 샘플링할 수도 있다. 이 경우 스위치 기어룸 캐비닛 A 화재는 불완전 연소가 되어 케이블 A, B, C의 열속을 완전 연소인 경우보다 낮게 예측할 우려가 있다.

## 4. 결과 및 고찰

### 4.1 기본분석 결과

기본 분석은 Table 3의 기본 값(nominal value)를 사용하여 분석한 결과이다. FDS 시뮬레이션 시간은 3,600초이다. Figure 2에는 열방출율이 Figure 3에는 케이블 A와 B, 그리고 C의 열속 변화가 시간에 따라 나타나 있다. Figure 2에서 열방출율은 720초까지 증가하다가 이후 일정하지만 Figure 3의 케이블 A 열속은 약 450초까지 증가하다가 감소한 이후 다시 2,000여초까지 증가한다. 케이블 A 열속의 이러한 거동이유는 매우 좁은 구역에서 발생한 연기와 그을음 때문인 것으로 판단된다. Figure 3의 케이블 A, B, C의 열속은 NUREG-1934의 Figure D-7과 유사한 경향을 나타내고 있지만

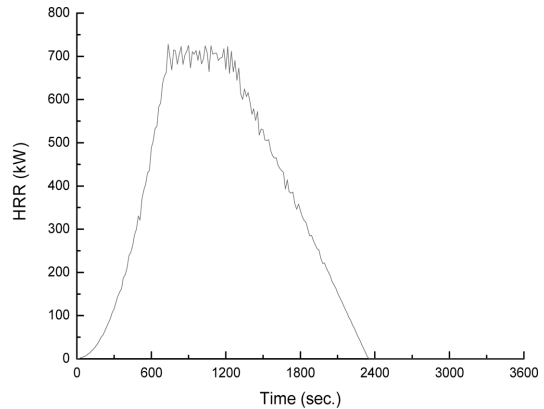


Figure 2. Heat release rate of cabinet A fire.

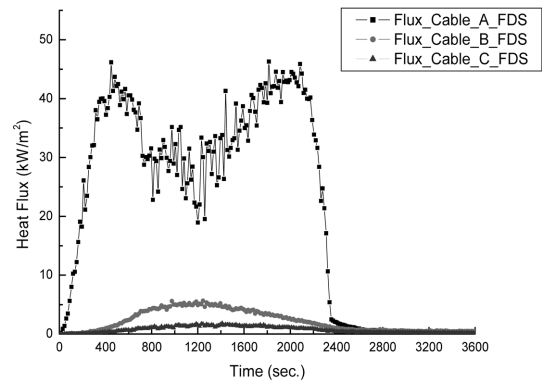


Figure 3. Heat fluxes of cables A, B, and C.

케이블 A 열속은 NUREG-1934보다 크게 평가되었다. NUREG-1934와의 이러한 차이는 본 연구에서 사용한 입력데이터가 NUREG-1934의 데이터와 차이가 나기 때문인데 주된 이유는 연소열의 차이 때문으로 판단된다. NUREG-1934에서 사용된 캐비닛 A안에 있는 케이블 연소열은 24,000 kJ/kg이고, 본 연구에서 사용된 연소열은 28,300 kJ/kg이다.

케이블 A와 B, C의 최고 열속은 각각 46.3 kW/m<sup>2</sup>, 5.67 kW/m<sup>2</sup>, 1.8 kW/m<sup>2</sup>로 평가되었다. Figure 3에 나타난 것처럼 케이블 A는 화원에 인접해 있기 때문에 화재 발생후 약 120초에서 손상된다. 케이블 B와 C의 최고 열속은 11 kW/m<sup>2</sup> 미만으로 평가되어 손상되지 않는 것으로 나타났다. Table 1의 FDS에 대한 전체 열속 편향인자 데이터를 가지고 케이블 A와 B, 그리고 C의 케이블 손상확률을 계산하였다. 2.1에 기술된 열속 계산처럼 할 경우, Table 4에 나타난 것처럼 케이블 A, B, C가 손상될 확률은 각각 0.99986,  $1.59 \times 10^{-3}$ , 0으

**Table 4.** Damage Probabilities of Cables A, B, and C

	M (FDS Prediction)	$\mu$ (Adjusted Model Prediction)	$\sigma$ (Standard Deviation)	P ( $x > x_c$ ) (Damage Probabilities)
Cable A	46.3 kW/m <sup>2</sup>	54.5 kW/m <sup>2</sup>	11.98 kW/m <sup>2</sup>	0.99986
Cable B	5.67 kW/m <sup>2</sup>	6.67 kW/m <sup>2</sup>	1.47 kW/m <sup>2</sup>	$1.59 \times 10^{-3}$
Cable C	1.8 kW/m <sup>2</sup>	2.12 kW/m <sup>2</sup>	0.47 kW/m <sup>2</sup>	0

로 평가되었다.

케이블 A와 C는 예측된 케이블 최고 열속이 각각 46.3 kW/m<sup>2</sup>과 1.8 kW/m<sup>2</sup>이고 손상될 확률이 대략 1과 0으로 평가되었으므로 캐비닛 A의 화재로 인한 케이블 A는 손상되고 케이블 C는 손상안된다고 판단할 수 있다. 케이블 B의 손상확률이 매우 낮게 평가되었지만 모델에서 예측된 최고열속이 5.67 kW/m<sup>2</sup>이기에 민감도 분석을 수행할 필요가 있다. 식(3)을 이용하여 케이블이 손상될 열방출을 증가를 계산하면 다음과 같다.

$$\Delta\dot{Q} = \frac{3}{4} \dot{Q} \frac{\Delta\bar{q}}{\bar{q}} = \frac{3}{4} 702 \frac{5.33}{5.67} = 494.93 \text{ kW}$$

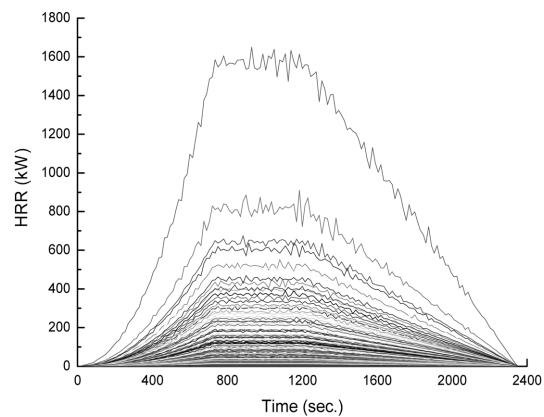
민감도 분석 결과, 케이블 B를 손상시키기 위해서는 추가적으로 494.93 kW의 열원이 더 필요하다. 다시 말해 약 1196.9 kW의 열방출율이면 케이블 B는 손상될 수 있다. 1196.9 kW의 열방출율을 가지고 FDS를 이용해 계산한 결과 케이블 B의 최고 열속은 20.7 kW/m<sup>2</sup>로 평가되어 케이블 B는 손상되는 것이 확인되었다. Table 2의 열방출율(HRR)에 대한 데이터를 이용하여 열방출이 1196.9 kW일 경우의 감마함수( $\alpha = 0.7, \beta = 216$ ) 누적확률분포 값과 확률분포 값을 계산하면 각각, 0.99827과  $8.37 \times 10^{-6}$ 가 된다.

케이블 B가 캐비닛 A화재로부터 안전하다 여부를 판단하는 케이블 B의 손상 확률에 대한 기준치가 NUREG-1934에 제시되어 있지 않기 때문에 공학적 판단에 근거해 본 연구에서는 0.01를 기준으로 사용한다. 손상확률 0.01를 기준으로 한 이유는 일반적으로 원자력발전소의 화재모델링시 사용하는 열방출율이 NUREG/CR-6850<sup>(6)</sup>의 표 G-1에 제시된 열방출율 분포의 98퍼센타일이고 다른 입력변수들의 불확실성을 고려했기 때문이다. 화재 모델링시 열방출 분포의 98퍼센타일을 사용한다는 의미는 본 연구처럼 케이블 B가 화재로부터 안전한가 여부를 판단하는 안전성평가 수행시 98퍼센타일보다 큰 열방출율을 가지고 화재 모델링에서 분석결과가 손상 기준치를 넘더라도 허용한다는 의미로 해석될 수 있다. 손상확률이 0.01보다 작고 민감도분석 결과에서 얻어진 케이블 B의 손상 열방출을 퍼센타일

이 약 99.83이므로 케이블 B는 손상 안된다고 판단할 수 있다.

**4.2 입력변수 불확실성 분석 결과**

케이블 A와 케이블 C의 손상여부는 확인이 판단되기에 케이블 B에 대해서만 입력변수 불확실성 분석을 수행하였다. Table 3의 데이터를 토대로 케이블 B의 열속 평가에 대해 100회의 몬테칼로 시뮬레이션을 수행하였다. FDS 시뮬레이션은 기본분석과는 달리 계산결과를 빨리 얻기위해 2,400초까지 수행하였다. Figure 4에는 FDS를 이용한 시뮬레이션 결과에 주요하게 영향을 미치는 캐비닛 A의 열방출율이, Figure 5에는 케이블 B의 열속 평가에 대한 시뮬레이션 결과가 나타나 있다. Figure 5에 나타나 있듯이 2번의 경우가 케이블 손상 열속 기준치를 넘고, 다른 경우들은 열속 값이 5 kW/m<sup>2</sup> 미만으로 예측되었다. 100번의 시뮬레이션중 케이블 손상은 2번 발생된 것으로 확인이 되어 케이블 손상확률은 0.02가 된다. 손상 기준치를 넘는 케이블 B의 열속 값은 각각 43.8 kW/m<sup>2</sup>와 11 kW/m<sup>2</sup>로 나타났다. 불확실성분석에서는 모델 불확실성과 입력변수 불확실성 모두를 고려해야 하므로 Table 1에 제시된 편



**Figure 4.** Monte Carlo simulation results for heat release rate of cabinet A fire.



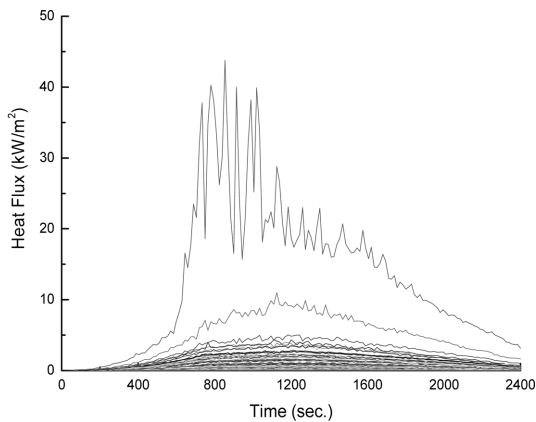


Figure 5. Uncertainty analysis results for heat flux of cable B.

향인자를 고려하면 최종 케이블 B의 열속 값은 각각  $51.5 \text{ kW/m}^2$ 와  $12.9 \text{ kW/m}^2$ 가 된다. 케이블 손상 기준치를 넘는 입력 파일을 검토한 결과 주된 원인은 열방출율이 다른 시뮬레이션 입력시 사용된 열방출율보다 높은 것으로 나타났다. Figure 4에 나타나 있듯이 손상기준치를 넘는 FDS 입력 파일의 최대 열방출율은 각각  $1,649.79 \text{ kW}$ 와  $910.48 \text{ kW}$ 로 나타났다.

입력변수 불확실성 분석 결과에서는 케이블 손상확률이 0.02로 평가되었지만, NUREG-1934의 결정론적 모델링 불확실성 분석 결과에서는  $1.59 \times 10^{-3}$ 으로 평가되어 입력변수 불확실성 분석으로 얻어진 케이블 손상 확률이 상대적으로 높게 평가되었다. 또한 케이블 B가 손상되기 위해 필요한 열방출율이 입력변수 불확실성 분석 결과에서는  $910.48 \text{ kW}$ 이었지만, 민감도분석 결과에서는  $1,196.9 \text{ kW}$ 로 나타나 입력변수 불확실성 분석 결과가 NUREG-1934 민감도 분석 결과보다 보수적임을 확인하였다. 결과적으로 본 연구에서 수행한 입력변수 불확실성 분석 결과가 NUREG-1934의 불확실성 분석 방법과 민감도 분석 방법을 적용한 결과보다 보수적이다. 입력불확실성 분석 결과는 입력변수들의 샘플링 결과에 따라 달라질 수 있다. 화재모델링시 본 연구에서 사용한 입력변수들과 다른 입력변수들을 샘플링하면 입력변수 불확실성 분석결과가 NUREG-1934의 불확실성 분석이나 민감도분석결과보다 낙관적일 수 있다. NUREG-1934는 입력변수 불확실성분석 대안으로 민감도분석을 제시하였는데 이는 입력변수 불확실성분석 결과가 직접적으로 본 연구처럼 케이블 B가 화재로부터 안전인가 여부를 판단하는 의사결정에 사용하는 경우, 민감도분석 결과가 입력변수 불확실성 분

석 결과보다 항시 보수적임을 의미한다.

입력변수 불확실성 분석 결과에서 케이블 B의 손상확률이 0.02로 평가되었기에 앞의 손상확률 기준치 0.01를 적용하면 캐비닛 A의 화재에 대해 케이블 B는 안전하지 않다고 판단할 수 있다. 하지만 NUREG-1934의 결정론적 불확실성분석과 민감도분석 결과에 손상확률 기준치를 적용하면 케이블 B는 캐비닛 A 화재로부터 안전하다고 판단할 수 있다. 이러한 경우 불확실성 분석은 모델불확실성과 입력 불확실성 모두를 고려해야 하므로 케이블 B는 캐비닛 A 화재로부터 안전하지 않다고 판단한다. 만일 기준치를 0.05로 설정하여 NUREG-1934를 이용한 분석결과와 입력변수 불확실성 분석결과에 적용하면, 케이블 B가 캐비닛 A 화재로부터 안전하다고 평가하게 된다. 하지만 기준치를 0.001로 설정하여 NUREG-1934를 이용한 분석결과와 입력변수 불확실성 분석결과에 적용하면 케이블 B가 캐비닛 A 화재로부터 안전하지 않다고 평가하게 된다. 결과적으로 손상확률 기준치에 따라 케이블 B의 캐비닛 A 화재에 대한 안전여부가 판단되기에 추후 기준치 설정에 대한 체계적인 연구가 필요하다.

원자력발전소의 대표적인 설계기준 사고(design base accident)인 대형 냉각재상실사고에 대해 최적코드(best-estimate code)를 사용하여 안전성 분석을 수행하면 불확실성 분석을 수행하여야 한다. 불확실성 분석 결과에서도 온도나 압력 등의 평가대상 물리적 변수는 허용기준치(acceptance criteria)를 넘지 말아야 한다.<sup>13-15)</sup> 본 연구에서 사용한 FDS는 화재모델링 최적코드로 볼 수 있으므로 원자력발전소의 일반적인 최적 안전해석 방법에서 사용하는 95%/95% 신뢰수준 기준을 본 연구에 적용하면 케이블 B는 캐비닛 A 화재로 손상된다고 판단할 수 있다. 하지만 원자력발전소의 일반적인 최적 안전해석 방법을 화재모델링 분야에 실제적으로 적용하기 위해서는 원자력발전소의 최적 안전해석 방법에 대해 상세 검토가 수행되어야 한다. 다음에는 FDS 시뮬레이션 결과에 커다란 영향을 미치는 열방출율 데이터와 선정된 사고 시나리오, 그리고 케이블 등의 손상 기준치가 원자력발전소의 최적 안전해석 방법 기준에 따라 적정한가의 여부도 평가될 필요가 있다. 이외에도 Table 2에서 제시된 몬테칼로 시뮬레이션 수도 본 연구에서는 양측 신뢰구간의 95%/95% 신뢰수준으로 100회를 수행하였지만, 단측 신뢰구간을 채택할 경우와 신뢰수준을 달리하면 몬테칼로 시뮬레이션 수와 분석결과가 달라질 수 있다. 현재 화재모델링 불확실성 분석 결과를 화재 안전성 평가에 대한 의사결정(decision-making)에 반영하는 구체적인 방법과 기준이 국내·외

적으로 마련되어 있지 않다. 이에 대한 사항은 본 논문의 범위를 벗어나 있기 때문에 추후 연구될 사항이다.

본 연구에서는 입력변수 불확실성분석시 공조시스템의 입력변수를 고려하지 않았다. 하지만 화재모델링 결과에 중요하게 영향 미치는 입력변수가 열방출율이기 때문에 공조시스템 입력변수의 불확실성을 고려하였을 경우에도 본 연구결과와 유사한 결과를 얻거나 또는 최대 열속 값은 불완전 연소 등의 이유로 현재의 분석 결과보다 낮은 값을 얻을 것으로 판단된다. 원자력발전소의 주제실처럼 운전원의 거주시간에 영향을 많이 미치는 연기나 일산화탄소가 주된 평가 대상이라면 공조시스템의 입력변수 불확실성을 고려해야 한다.

### 4.3 격자크기에 대한 민감도분석

본 연구에서 사용한 0.15 m 격자크기의 적절성을 보이기 위해 격자크기에 대한 민감도 분석을 수행하였다. 화재특성직경에 대한 격자 크기의 비( $D^*/\delta x$ )가 4~16이 되는 값과 컴퓨터의 계산능력을 토대로 0.1 m와 0.2 m의 격자를 선정하였다. 열방출율 702 kW를 사용한 기본분석인 경우와 입력변수 불확실성 분석에서 나타난 최대 열방출율 1,649.79 kW와 910.48 kW에 대해서 격자 민감도 분석을 수행하였다.

기본 분석 경우의 케이블 A와 B, 그리고 C에 대한 열속 평가 결과가 Figure 6과 7, 그리고 8에 각각 나타나 있다. Figure 6에서 케이블 A는 격자크기가 0.15 m와 0.2 m인 경우의 열속 평가결과는 열속변화의 불안정성을 보이지만 유사하게 나타났고, 격자 크기가 0.1 m인 경우에는 열속변화가 안정적이면서 매우 높게 나타났다. Figure 7과 8에서 0.1 m 격자크기를 사용했을 때

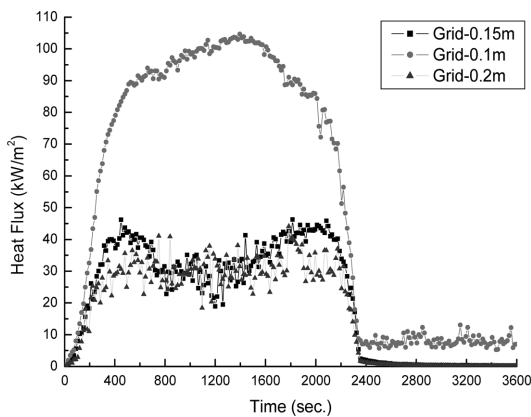


Figure 6. Grid sensitivity analysis results for heat flux of cable A: basic analysis.

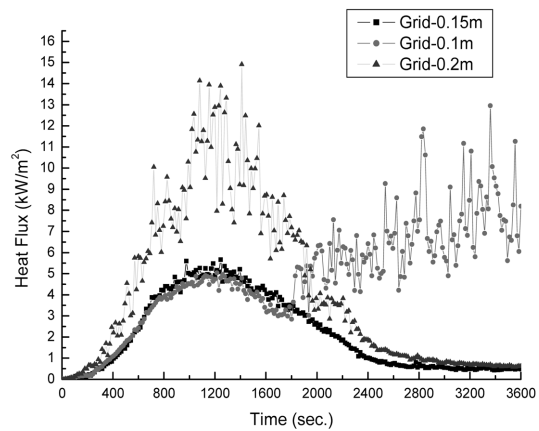


Figure 7. Grid sensitivity analysis results for heat flux of cable B: basic analysis.

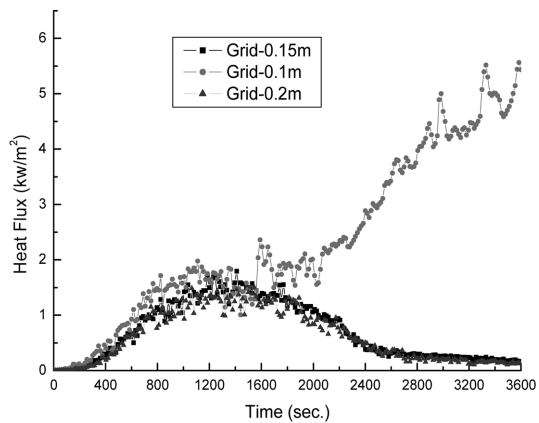


Figure 8. Grid sensitivity analysis results for heat flux of cable C: basic analysis.

나타난 케이블 B와 C의 열속 변화, 그리고 다른 격자 크기의 평가결과와 NUREG-1934의 평가결과를 비교시 격자크기 0.1 m일 경우의 열속 평가결과는 케이블 A 열속을 과도하게 평가한 것으로 판단된다. 케이블 A에 대한 격자크기 민감도분석 결과는 케이블 A가 캐비닛 A화재로 손상된다고 예측한다. Figure 7에서 케이블 B의 열속평가 결과는 격자 크기가 0.1 m일 경우가 열속이 가장 높고, 격자 크기가 0.15 m일 경우가 가장 낮다. 격자크기가 0.1 m인 경우에는 약 1,800초까지의 열속이 0.15 m의 격자 크기인 경우보다 작다가 이후에 열속변화의 불안정을 보이며 증가한다. 격자크기를 0.1 m와 0.2 m로 할 경우에는 케이블 B의 열속이 11 kW/m<sup>2</sup>을 넘기 때문에 케이블 B가 캐비닛 A화재로부터 안

전하가 여부를 판단하기 위한 불확실성 분석을 수행할 필요가 없다. Figure 8에서 케이블 C는 격자 크기가 0.15 m와 0.2 m의 경우에 열속 거동이 유사하게 나타났지만, 격자 크기가 0.1 m인 경우는 다른 격자 크기인 경우보다 높은 열속을 나타내고 열속 변화도 안정적이지 않다. 격자크기가 0.1 m인 경우의 열속은 약 1,600초 이후 증가하는데, 격자크기가 0.15 m와 0.2 m인 경우에는 열방출량 거동과 유사하게 감소한다. 기본 분석에 대한 격자크기의 민감도 분석 결과는 본 연구에 사용한 0.15 m의 격자크기가 적절하다는 것을 보인다. 격자크기를 0.1 m로 할 경우 케이블 B와 C의 열속 변화는 열방출을 변화와 상반된 거동과 불안정한 열속변화를 보였다.

입력변수 불확실성 분석에서 최대 열방출율이 1,649.79

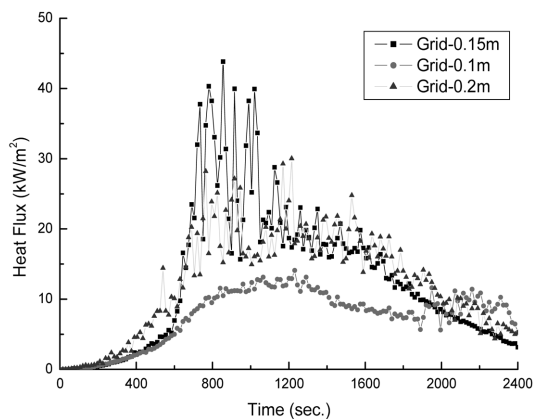


Figure 9. Grid sensitivity analysis results for maximum HRR-1,649.79 kW.

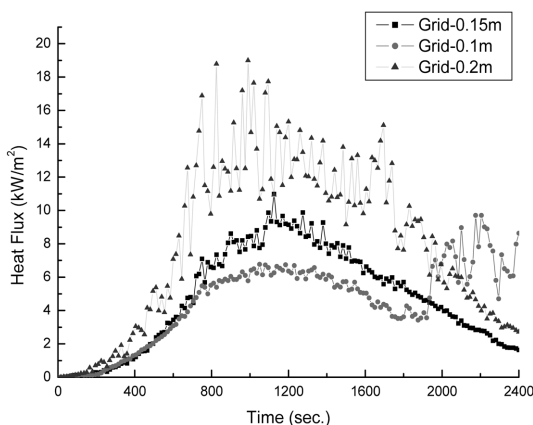


Figure 10. Grid sensitivity analysis results for maximum HRR-910.48 kW.

kW와 910.48 kW와 다른 경우는, Figure 5에 나타나 있듯이 열속값이  $5 \text{ kW/m}^2$  미만으로 평가되었기에 격자 민감도분석을 수행하지 않았다. Figure 9에는 최대 열방출이 1,649.79 kW로 샘플링된 FDS 파일을 이용한 격자 민감도 분석결과가, Figure 10에는 최대 열방출율이 910.48 kW인 경우의 민감도 분석결과가 나타나 있다. 최대 열방출이 1,649.79 kW인 경우의 격자 민감도 분석결과, FDS가 예측한 열속 모두는  $11 \text{ kW/m}^2$ 를 넘는 것으로 나타났다. 격자크기가 0.15 m인 경우가 열속이 가장 크게 나타났고 열속변화가 가장 불안정하다. 격자 크기가 0.1 m로 할 경우의 열속이 가장 낮게 나타났지만 약 1,900초 이후의 열속 변화량은 열방출을 변화량과 상반되게 증가했다가 감소한 것으로 나타났다. 최대 열방출율이 910.48 kW인 경우의 민감도 분석결과, 격자크기가 0.15 m와 0.2 m인 경우에 FDS가 예측한 열속 모두는 케이블 손상 기준치  $11 \text{ kW/m}^2$ 를 넘는 것으로 나타났다. 격자크기가 0.2 m인 경우에는 열속변화의 불안전을 보이고 예측된 열속이 가장 크다. 격자크기가 0.1 m인 경우는 최대 열속이  $9.7 \text{ kW/m}^2$  정도로 나타났지만 Table 2의 편향인자를 고려한 실제 열속은  $11.4 \text{ kW/m}^2$ 로 평가된다. 격자 크기가 0.1 m로 할 경우의 열속이 가장 낮게 나타났지만 약 1,900초 이후의 열속 변화량은 열방출을 변화량과 상반되게 열속은 증가하고 열속 변화량도 불안정하게 나타났다. 최대 열방출을 1,649.79 kW와 910.48 kW에 대한 격자 민감도 분석 결과, 격자크기에 따라 케이블 B의 손상확률은 변화가 없는 것으로 나타났다. 격자크기가 0.1 m일 경우 FDS는 비교적 낮은 열속을 예측하지만 열방출변화와 상반된 열속변화를 예측한다. 격자크기 적합성을 보면, 격자크기 0.1 m를 제외할 경우 최대 열방출을 1,649.79 kW에 대한 분석에서는 격자크기 0.2 m가 적합하고, 최대 열방출을 910.48 kW에 대한 분석에서는 격자크기 0.15 m가 적절하여 격자크기 0.15 m와 0.2 m에 대해서는 어느 격자가 분석에 더 적절한지 판단할 수 없다.

열방출을 702 kW를 사용한 기본분석인 경우와 입력변수 불확실성 분석에서 나타난 최대 열방출을 1,649.79 kW와 910.48 kW에 대한 격자 민감도 분석을 수행한 결과, 본 연구에서 사용한 0.15 m의 격자크기는 적합하다는 것이 확인이 되었다. 격자크기 0.1 m를 사용할 경우에는 열속변화가 열방출을 변화와 상반된 거동을 보였다. 격자크기 0.2 m를 사용할 경우에는 격자 크기 0.1 m를 사용할 경우와 유사하게 케이블 열속을 평가하지만 기본분석인 경우 케이블 B의 열속을 매우 높게 평가해 케이블 B가 손상된다고 예측했다.

화재모델링 불확실성 분석은 격자 크기에 무관하게 화재 모델링시 사용한 격자 크기의 적합성이 확인된 후 수행된다. 화재 시뮬레이션 시간이 너무 오래 걸리면 입력불확실성 분석이 어려울 수 있다. 이러한 경우 화재모델링 목적이 본 연구처럼 화재로부터 목표물(target)이 집화원에서 안전화가 여부를 판단하는 것이라면, 보수적인 화재 모델링 도구나 데이터 등을 이용한 화재모델링을 수행하여 화재모델링 과정과 결과에 충분한 보수성이 있다는 것을 보여 불확실성 분석에 대한 필요성이 제기되지 않도록 한다.

## 5. 결 론

본 논문에서는 원자력발전소의 모터제어반 스위치기어룸 화재모델링에 대한 입력변수 불확실성 분석을 수행하였다. 미국 원자력규제위원회에서 발간한 화재모델링 지침서인 NUREG-1934의 불확실성 분석과 민감도 분석 방법을 소개하고 그 방법을 스위치기어실 모터제어반 화재모델링에 적용하였으며 몬테카를로 시뮬레이션 방법을 이용한 입력변수 불확실성 분석 방법 적용결과와 비교하였다. 화재모델링은 FDS 5.5를 사용하였고 FDS 입력변수 램던 샘플링은 라틴 하이퍼큐브 몬테카를로 방법을 사용하였다. 연구결과 모터제어반 스위치 기어룸 화재 모델링에 대한 입력변수 불확실성 분석방법이 NUREG-1934의 불확실성분석과 민감도분석 방법보다 보수적인 결과를 얻을 수 있음을 확인하였다.

원자력발전소의 화재 안전성 평가시 수행되는 화재 모델링에는 필수적으로 불확실성 분석이 수반된다. 하지만 아직까지 화재모델링 불확실성 분석 결과를 화재 안전성 평가에 대한 의사결정(decision-making, 본 연구처럼 케이블 B가 캐비닛 A 화재에 안전하느냐의 여부)에 반영하는 구체적인 방법과 기준이 국내·외적으로 마련되어 있지 않다. 또한 본 연구에서 수행한 화재모델링 입력변수 불확실성 분석 수행은 FDS의 시뮬레이션 시간이 오래 걸리기 때문에 어려움이 예상된다. 따라서, 화재모델링 불확실성 분석 결과의 의사결정 반영에 대한 연구와 더불어 FDS를 이용한 화재모델링과 같이 계산시간이 오래 소요되는 시뮬레이션에 대해 효과적이고도 체계적인 불확실성분석 연구가 필요할 것으로 판단된다.

## 감사의 글

The authors would like to thank the anonymous reviewers for their valuable comments and suggestions

to improve the quality of this paper. This work was supported by the Nuclear Research & Development Program of the National Research Foundation of Korea grant funded by the Korean Government (MEST).

## 참고문헌

1. NFPA, "Performance-Based Standard for Fire Protection for Light Water Reactor Electric Generating Plant", NFPA 805, 2001 Edition(2003).
2. ASME, "Standard for Level 1/Large Early Release Frequency Probabilistic Risk Assessment for Nuclear Power Plant Applications", ASME/ANS RA-Sa-2009, ASME(2009).
3. Mahammad Modarres, "Risk Analysis in Engineering: Techniques, Tools, and Trends", CRC Press(2006).
4. J. Dreisbach, D. Stroup, F. Joglear, D. Birk, and B. Najafi, "Nuclear Power Plant Fire Modeling Application Guide(NPP FIRE MAG)(2nd Draft)", NUREG-1934, USNRC(2011).
5. M. Drouin, G. Parry, J. Lehner, G. Martinez-Guridi, J. LaChance, and T. Wheeler, "Guidance on the Treatment of Uncertainties Associated with PRAs in Risk-Informed Decision Making", NUREG-1855, Volume 1, USNRC(2009).
6. W. Jones, R. Peacock, G. Forney, and P. Reneke, "CFAST: An Engineering Tool for Estimating Fire Growth and Smoke Transport", Version 5 - Technical Reference Guide, NIST Special Publication 1030, National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, MD(2004).
7. Kevin McGrattan, Randall McDermott, Simo Hostikka, and Jason, Floyd, "Fire Dynamics Simulator (Version 5) User's Guide", NIST Special Publication 1019-5, National Institute of Standards and Technology, FDS Version 5.5, Gaithersburg, MD(2010).
8. Siu Kui Aua, Zhi-Hua Wangb, and Siu-Ming Loa, "Compartment Fire Risk Analysis by Advanced Monte Carlo Simulation", Engineering Structures Vol.29, pp.2381-2390(2007).
9. Rochan R. Upadhyay and Ofodike A. Ezekoye, "Treatment of Design Fire Uncertainty Using Quadrature Method of Moments", Fire Safety Journal, Vol.43, pp.127-139(2008).
10. Tom Elicson, "Addressing Uncertainty in Detailed Fire Modeling of Nuclear Power Plant Single Compartment Fire Scenarios Using Latin Hypercube Sampling", PSA 2008 Topical Meeting, USA(2008).
11. Victor Ontiveros, Adrien Cartillier, and Mohammad

- Modarres, "An Integrated Methodology for Assessing Fire Simulation Code Uncertainty", Nuclear Science and Engineering, Vol.166, No.33, pp.179-201(2010).
12. Tor Lindström and David Lund, "A Method of Quantifying User Uncertainty in FDS by Using Monte Carlo Analysis", Department of Fire and Safety Engineering, Lund University, Lund(2009).
  13. John C. Lee and Norma J. McCormick, "Risk and Safety Analysis of Nuclear Systems", Wiley(2011).
  14. IAEA, "Best Estimate Safety Analysis for Nuclear Power Plants: Uncertainty Evaluation", Safety Report Series No.52, IAEA, Vienna(2008).
  15. Mohammad Pourgol-Mohamad, Mohammad Modarres, and Ali Mosleh, "Integrated Methodology for Thermal-Hydraulic Code Uncertainty Analysis with Application", Nuclear Technology, Vol.165, pp.333-359(2009).
  16. B. Najafi, S.P. Nowlen, F. Joglar, D. Funk, R.C. Anoba, M. Kazarians, F. Wyant, A. Kolaczowski, G. Hannaman, and J. Forester, "Fire PRA Methodology for Nuclear Power Facilities", NUREG/CR-6850, USNRC(2005).
  17. Training material for "8/1/2011~8/5/2011 EPRI/NRC-RES Fire PRA Course: Module 5- Advanced Fire Modeling", USNRC(2011).
  18. SFPE, "SFPE Handbook of Fire Protection Engineering", 4th Edition, National Fire Protection Association(2008).
  19. K. McGrattan, K. Hill, J. Dreisbach, F. Joglar, and B. Najafi, "Verification & Validation of Selected Fire Models for Nuclear Power Plant Applications Vol.7: Fire Dynamics Simulator", NUREG-1824, USNRC(2007).
  20. H.G. Lim, S.H. Han, and J.J. Jeong, "MOSAIQUE: A Network Based Software for Probabilistic Uncertainty Analysis of Computerized Simulation Models", Nuclear Engineering and Design, Vol.241, No.5, pp.1776-1784(2011).