

증기폭발에 의한 압력이력 평가[§]

김승현* · 장윤석*† · 송성주** · 황태석**

* 경희대학교 원자력공학과, ** 한국원자력안전기술원

Evaluation of Pressure History due to Steam Explosion

Seung Hyun Kim*, Yoon-Suk Chang*†, Sungchu Song** and Taesuk Hwang**

* Dept. of Nuclear Engineering, Kyung Hee Univ.,

** Korea Institute of Nuclear Safety

(Received April 9, 2013 ; Revised January 28, 2014 ; Accepted February 3, 2014)

Key Words: External Reactor Vessel Cooling(외부침수냉각), In-vessel Retention(노내억류), Severe Accident(중대 사고), Steam Explosion(증기폭발)

초록: 신규 원전에서 추진중인 외벽침수냉각 방식의 적용이 실패할 경우 노심용융물과 원자로공동 내 유체의 상호작용으로 인해 증기폭발이 발생하며, 이는 격납건물 및 관통부 배관을 포함한 각 구조물의 건전성을 위협할 수 있다. 본 논문에서는 선행연구 분석결과를 토대로 증기폭발 현상을 모사할 수 있는 개선된 해석기법을 도출하고 알루미늄 실험 모사를 통해 타당성을 확인하였다. 또한 동일한 기법을 원자로공동 해석에 적용하여 가상 파손위치에 따른 증기폭발 압력이력을 예측하였으며, 측면파손에 의한 최대압력 값이 하부파손에 의한 것보다 최대 70% 정도 높음을 보였다.

Abstract: Steam explosions can be caused by fuel-coolant interactions resulting from failure of the external vessel cooling system in a new nuclear power plant. This can threaten the integrity of structures, including the nuclear reactor and the containment building. In the present study, an improved technique for analyzing the steam explosion phenomenon was proposed on the basis of previous research and was verified by simulations involving alumina experiments. Also, the improved analysis technique was applied to determine the pressure history of the reactor cavity in accordance with postulated failure locations. The results of the analysis revealed that the effects of vessel side failure are more serious than those of vessel bottom failure, with approximately 70% higher maximum pressure.

1. 서 론

2011년 일본 인근에서의 지진해일은 Fukushima 원전 사고와 수소폭발에 따른 격납건물의 파손을 야기하였으며, 상당량의 방사선이 누출되고 다수의 구조물들이 손상되었다. 우리나라를 비롯하여 원전을 보유한 국가에서는 만일의 유사사고 예방과 중대사고 대처기술 확보 및 체계화를 위해 상당한 노력을 기울이고 있다.

중대사고가 발생하면 다량의 노심용융물이 원자

로용기 하부로 재배치되면서 냉각재가 증발되고 하부공동과 구조물을 가열하게 된다. 원자로공동 내부로 노심 높이 이상의 냉각재를 충수하여 열을 충분히 제거할 경우 원자로 용기의 파손을 막을 수 있을 것으로 기대하고 있다. 그러나 열 제거가 충분하지 못해 원자로 하부 또는 측면이 파손되면, 용융물은 원자로공동으로 쏟아지고 저온 냉각재와의 접촉에 따른 상호작용(FCI; Fuel-Coolant Interaction)이 일어날 수 있다.

Fig. 1은 발생 가능한 계측관 주위에서의 하부파손(BVF; Bottom Vessel Failure)과 용융물 경계 측면 파손(SVF; Side Vessel Failure)을 도식적으로 나타낸 것으로서, FCI는 급격한 증기 생성과 이로 인한 고압의 국부적인 충격파를 유발하게 된다. 증기 폭발력은 기계적 에너지로 전환되어 원자로뿐

§ 이 논문은 대한기계학회 재료 및 파괴부문 2013년도 춘계 학술대회(2013. 4. 25.-26., 디오션리조트) 발표논문임.

† Corresponding Author, yschang@khu.ac.kr

© 2014 The Korean Society of Mechanical Engineers

만 아니라 2차적으로 격납건물과 관통부 배관을 포함한 각 구조물의 건전성을 위협할 수도 있기 때문에 증기폭발 사고관리전략 수립은 필수적이다.

증기폭발 하중평가를 위해 다수의 연구가 수행된 바 있다. 대표적인 예로 금속 및 산화물과 핵연료 물질을 이용한 TROI, FITS, KROTOS, FARO 등 실험이 이루어졌으며, 이와 연계하여 CHYMES/CULDESAC,^(1,2) PM-ALPHA/ESPROSE.m,⁽³⁾ IFCI,⁽⁴⁾ TEXAS⁽⁵⁾와 같은 해석코드가 개발되었다. 그러나 노내 및 노외 증기폭발 시 초기조건에 따른 열전달, 상변화, 용융물 파쇄 및 분쇄, 압력전파 등 그 현상이 매우 복잡하여 원자로 물질의 기폭성 및 폭발력 예측에 상당한 어려움을 겪고 있다. 본 논문에서는 선행연구 분석을 통해 증기폭발 현상을 모사할 수 있는 개선된 해석방법을 도출하였으며, 이에 대한 타당성 확인을 거쳐 국내 A 원전의 원자로공동 증기폭발 평가에 적용하였다.

2. 해석 방법론

2.1 증기폭발 현상

실험을 통해 관측된 증기폭발 현상은 크게 혼합, 기폭, 전파, 팽창의 4 단계로 구분할 수 있다.⁽⁶⁾ 먼저 혼합단계(Premixing phase)는 용융물이 냉각재와 접촉하면서 막비등과 더불어 여러 덩어리로 나누어지며 혼합되는 과정이다. 수 초 동안 지속되는 이 단계에서 용융물과 냉각재 사이의 증기막은 열전달의 저하를 초래하게 된다.

기폭단계(Triggering phase)에서는 용융물의 미세한 파쇄가 일어나며, 증기막의 불안정성에 의해 냉각재의 급격한 기화 및 국부 가압화가 발생한다. 파쇄 모델형태로는 Rayleigh-Taylor Instabilities(RTI), Kelvin-Helmholtz Instabilities(KHI), Boundary Layer Stripping(BLS)이 있으며, 용융물과 냉각재 반응 조건에 따라 용융물 제트는 서로 다른 부분의 파쇄

에 영향을 준다. RTI와 KHI는 수직, 수평방향으로 움직이는 두 유체 사이에 입자화된 용융물에 기본적으로 적용되는 모델이며, BLS는 용융물 제트가 냉각재와 직접적으로 접촉할 때 용융물 제트가 마모되는 현상을 구현하는 모델이다.⁽⁵⁾

전파단계(Propagation phase)에서는 기폭에 의한 압력이 용융물을 둘러싼 증기막을 붕괴시킨다. 급격한 열전달에 의해 냉각재가 기화하면서 충격과 에너지를 제공하고, 폭발적인 증기생산이 혼합물의 전 영역으로 확산 및 가속되어 압력이 급격히 증가하게 된다. 마지막 팽창단계(Expansion phase)는 고압의 혼합물이 팽창하면서 기계적인 힘을 주위에 전달하는 과정이며, 원자로 주변 구조물이 직·간접적인 영향을 받게 된다.⁽¹⁾

2.2 개선된 해석법 결정

OECD/CSNI가 주관한 ISP(International Standard Problem)-39⁽⁷⁾에서는 FARO L-14 실험 모사를 위한 공동연구를 수행하였다. 실험용기 내 압력변화 측정 데이터와 다수의 해석 데이터를 비교한 결과, 해석 데이터는 상이한 코드뿐만 아니라 동일 코드를 사용한 경우에도 기관별로 큰 차이를 보였다. 또한 혼합체 내의 냉각재 온도, 혼합체 높이, 용융물로부터의 총 에너지 전달량 예측에서도 상당한 분산을 나타내었다. OECD 주관 국제공동연구인 SERENA Phase-1⁽⁸⁾에서는 복수의 유사 실험 및 원자로공동에 대한 모사를 수행하였으며, 각 해석코드로 예측한 압력이력은 증기폭발 해석변수의 불확실성으로 인해 전자의 경우 약 5배 그리고 후자의 경우 원자로공동 바닥에서 약 10배 이상 차이를 보였다.

증기폭발 해석의 불확실성 저감을 위한 다수의 후속 연구가 진행된 바 있는데, 특히 TEXAS 코드의 경우 증기폭발 전 과정을 모사할 수 있는 장점이 있어 집중적인 검증이 이루어졌다.⁽⁹⁾ 대표적인 예로 TROI-13 실험 모사와 관련하여 용융물 조성비 및 방출특성, 냉각수 깊이와 같이 증기폭발력에 영향을 미치는 해석변수에 대한 민감도 분석이 이루어졌고, 체계적인 분석을 거쳐 실제 원전구조물의 증기폭발 압력이력 평가에 사용되고 있다. 그러나 1차원적 계산의 한계로 인해 폭발 하중의 반경방향 분포를 모사하지 못하므로 비대칭적인 형상에 적용하기 어려운 단점이 지적되고 있다.

한편 증기폭발 현상의 보다 정확한 모사를 위해 최근 전산유체역학(CFD; Computational Fluid Dynamics)을 활용한 해석기법이 대안으로 제시된

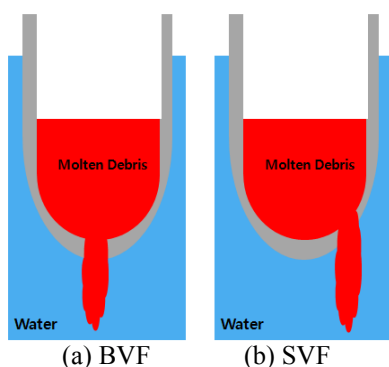


Fig. 1 Plausible accident conditions due to steam explosion

바 있다.⁽¹⁰⁾ 이 기법은 Microinteraction zone 개념을 고려한 Hicks-Menzies 열역학 접근을 기반으로 하며, 용융물 입자 주위에 있는 냉각재만 폭발에 기여하는 것으로 가정한다. 열전달은 팽창단계 이전에 일어나서 고압의 기체가 생성 및 단열팽창하게 되는데, 단열팽창 시 발생하는 일($A_{2 \rightarrow 3}$)은 식 (1)로 계산된다.

$$A_{2 \rightarrow 3} = \int_{V_2^{vap}}^{V_3^{vap}} p dV = - \left(\frac{P_2 (V_2^{vap})^\kappa}{\kappa - 1} \frac{1}{V^{\kappa-1}} \right) \Big|_{V_2^{vap}}^{V_3^{vap}} = \frac{P_2 V_2^{vap}}{\kappa - 1} \left(1 - \left(\frac{P_3}{P_2} \right)^{\frac{\kappa-1}{\kappa}} \right) \quad (1)$$

여기서 P_2 와 P_3 는 각각 팽창단계 시작과 끝에서의 압력이며, κ 는 정압비열과 정적비열의 비, V_2^{vap} 는 팽창이 시작될 때의 증기의 부피이다.

증기폭발의 주요 매개변수 중 하나는 에너지 전환율이다. 용융물의 내부에너지가 폭발에너지로 변환되는 정도를 나타내며, 식 (2)의 반복계산을 통해 팽창단계에서의 초기압력을 결정한다.

$$P_2 = \eta \frac{(\kappa - 1) \rho_1^{cor} \alpha_1^{cor} c^{cor} (T_1^{cor} - T_1^{sat})}{\alpha_2^{vap} \left(1 - \left(\frac{P_w}{P_2} \right)^{\frac{\kappa-1}{\kappa}} \right)} \quad (2)$$

여기서 η 는 에너지 전환율, ρ^{cor} 는 용융물의 밀도, α^{cor} 는 혼합물에서의 용융물의 비율, c^{cor} 는 용융물의 비열, T_1^{cor} 는 혼합단계에서의 용융물의 온도, T_1^{sat} 은 냉각재의 온도, P_w 는 냉각재의 압력이다.

단열팽창이라는 가정을 통해 팽창단계에서의 용융 혼합물의 밀도($\rho_{2 \rightarrow 3}^{mix}$)는 식 (3)을 통해 계산할 수 있다.

$$\rho_{2 \rightarrow 3}^{mix} (P) = \frac{\rho_2^{mix}}{(1 - \alpha_2^{vap}) + \frac{\alpha_2^{vap} \rho_2^{vap}}{\rho_{2 \rightarrow 3}^{vap} (P)}} = \frac{\rho_2^{mix}}{1 + \alpha_2^{vap} \left(\left(\frac{P_2}{P} \right)^{\frac{1}{\kappa}} - 1 \right)} \quad (3)$$

여기서 ρ_2^{mix} 는 혼합물의 밀도, ρ_2^{vap} 는 증기의 밀도를 나타낸다. 결국 팽창단계의 초기조건이 결정되면 혼합물의 압력에 따른 밀도변화를 계산함으로써 증기폭발 현상을 모사할 수 있으며, 비대칭 구조물의 압력이력과 감쇄영향에 대한 평가가 가능할 것으로 판단된다.

본 논문에서는 원자력 산업계에서 널리 사용되고 있는 TEXAS 코드와 전술한 CFD 해석기법의 장점을 연계하여 증기폭발 현상을 평가하였다. 먼저 TEXAS 코드를 이용하여 혼합, 기폭, 전파 3-단계를 모사하고, 그 결과를 CFD 기반 해석의 입

력 데이터로 사용하여 마지막 팽창단계를 상세히 평가하였다. TEXAS + CFD 연계해석의 타당성은 3장에서 KROTOS 실험 모사를 통해 입증하고, 4장에서는 동일한 방법을 원자로공동에 적용하여 증기폭발 압력이력을 예측하였다.

3. 알루미늄 용융물 실험 모사

3.1 해석 조건

알루미늄 용융물 실험 모사는 용융물의 질량/온도/과열도와 냉각수의 온도/과냉각도 그리고 용기의 초기 압력/온도 변화에 따른 혼합 및 폭발 거동을 감안하여 4가지 조건에서 수행되었다. 모든 경우 냉각수의 수위는 1.3m로 동일하며, 용융물 및 냉각수 온도는 실험 데이터를 토대로 각각 2,665~3,023K와 293~363K로 설정하였다. Table 1은 알루미늄 용융물 실험 모사에 사용된 주요 조건을 정리한 것이다.

3.2 해석 방법

알루미늄 용융물 모사를 위해 TEXAS 코드를 이용한 전통적인 해석과 TEXAS + CFD 연계해석을 수행한 후 결과를 비교하였다. 해석에 필요한 T_1^{cor} , T_1^{sat} , P_w , η 데이터는 Table 1에 제시된 값을 사용하였으며, 비열비(κ)는 용융물 온도의 중간인 2,800K에 해당하는 3.053으로 설정하였다. 이외의 데이터도 실험 조건 및 결과를 기반으로

Table 1 Analysis conditions for KROTOS-alumina tests⁽¹²⁾

		Unit	Exp_1	Exp_2	Exp_3	Exp_4
Melt	Loaded mass	kg	1.52	1.50	1.47	3.00
	Temperature	K	2,665	2,673	2,688	3,023
	Superheat	K	351	359	374	-
Water	Temperature	K	294	363	294	293
	Subcooling	K	79	10	120	-
Vessel	Initial pressure	MPa	0.1	0.1	0.37	0.1
	Temperature	K	291	328	298	-
Energy conversion ratio (η)		-	1.52	2.48	0.87	0.2

결정하였으며, 최종적으로 팽창단계의 초기조건은 식 (2)에 따라 계산하였다.

Fig. 2는 본 연구에 사용된 대표적 해석 요소망을 보여주는 것이다. TEXAS 모델은 0.06667m의 높이의 격자 24개와 0.1m 높이의 격자 6개로 구성하였고, CFD 모델은 7,555개의 절점으로 작성하였다. 전자의 경우 액상과 기상 냉각재는 오일러 (Euler) 모델, 용융물은 라그랑지(Lagrange) 모델을 사용함으로써 용융물의 쪼개짐 현상을 나타내었다. 후자의 경우 모든 유체를 압축성 및 같은 속도장을 공유하는 오일러 모델을 사용하였고, k-ε 모델을 채택하여 난류의 영향을 분석하였다.

3.3 해석 결과

Fig. 3~Fig. 6은 알루미늄 용융물 실험에 대해 TEXAS와 TEXAS + CFD를 이용한 모사 결과를 비교한 것이다. Exp_1을 제외하면 각 높이별(K1~K5) 압력이력은 10~25% 정도의 차이를 보였는데, 복잡한 증기폭발 현상을 감안할 때 2가지 해석 방법으로 예측한 결과는 유사한 경향을 보이는 것으로 판단된다. 즉, 압력이력은 폭발지점 주변인 K1에서 가장 크고 K5로 멀어질수록 감소하는 감쇄효과를 보였으며, 그 크기는 시간 경과에 따라 급격히 감소하였다.

한편 구조물의 건전성에 직접적인 영향을 미치는 최대압력을 비교하였을 때 TEXAS + CFD 연계 해석 결과는 TEXAS 해석 결과에 비해 7~12% 정도 더 크게 계산되었다. 충격파에 의한 최대압력이 68MPa 로 측정된 Exp_2 실험을 예로 들면, TEXAS + CFD 해석값은 실험값과 11%의 차이를 보였고 TEXAS 해석으로 구한 값은 실험값과

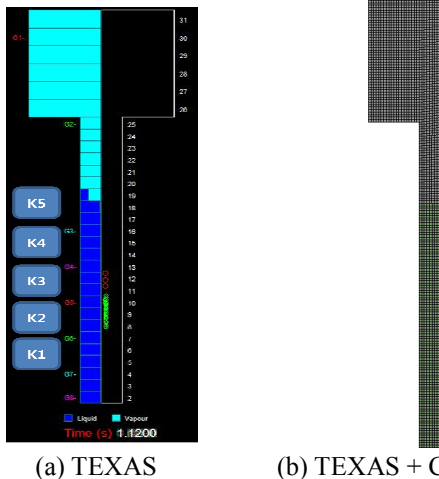


Fig. 2 Typical analysis models for simulation of KROTOS-alumina tests conditions

15%의 차이를 보였다. 이는 실제 원자로보다 작은 측정장치 내에서의 소규모 증기폭발 현상 모사 시 2가지 해석 방법에 따른 차이는 크지 않지만,

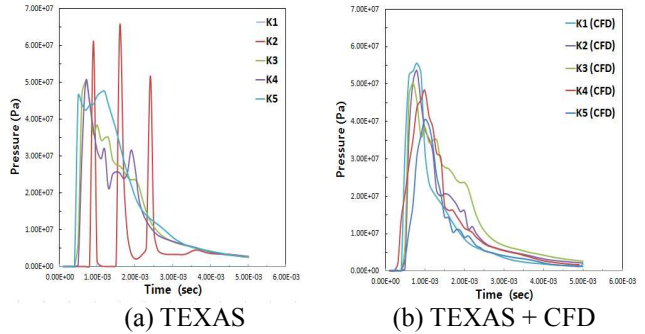


Fig. 3 Prediction of pressure histories for Exp_1

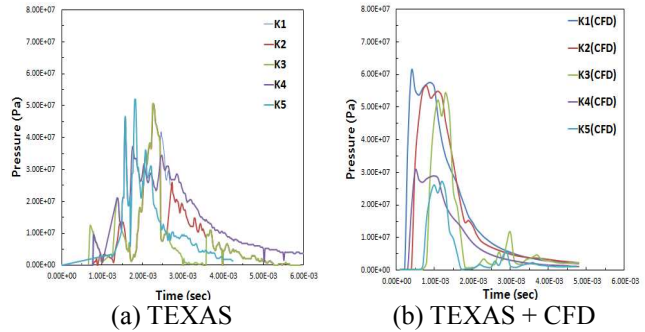


Fig. 4 Prediction of pressure histories for Exp_2

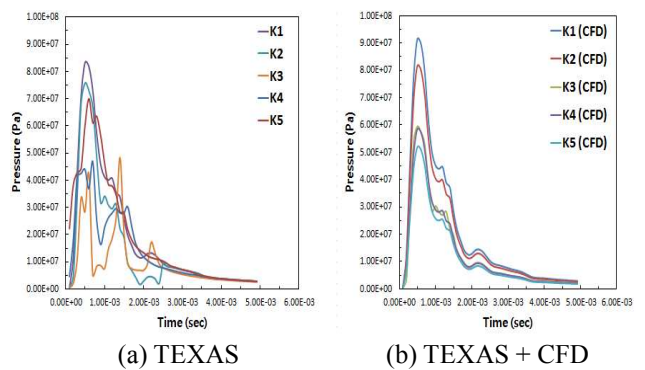


Fig. 5 Prediction of pressure histories for Exp_3

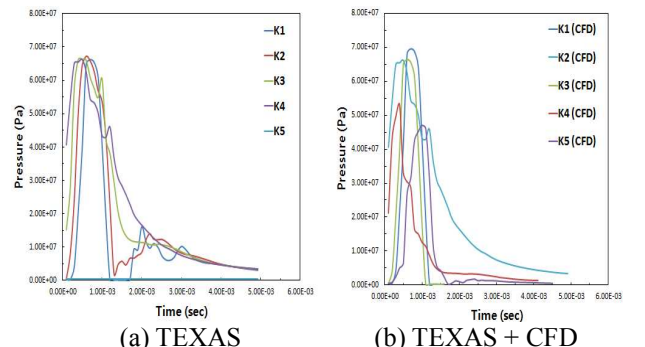


Fig. 6 Prediction of pressure histories for Exp_4

부분적으로 상세 모델을 채택한 TEXAS + CFD 해석 방법이 실험 결과를 보다 정확히 예측할 수 있음을 의미한다.

4. 원자로공동 해석

4.1 증기폭발 시나리오

증기폭발은 일반적으로 노심용융물이 원자로 압력용기 하부 플레넘(lower plenum)으로 재배치되는 과정에서 발생하며, 노내 증대사고의 전개과정과 밀접하게 연관되어 있다. 폭발에 따른 하중이력은 실증이 어렵기 때문에 원자로 압력용기 외부의 초기조건을 토대로 예측하여 왔으나, 노심용융물의 조건과 증기폭발 메커니즘의 불확실성을 감안할 때 가능한 한 보수적으로 분석될 필요가 있다.

본 연구에서는 증기폭발에 따른 압력이력 계산을 위해 다음과 같은 시나리오를 설정하였다. 노심용융물은 완벽하게 용해되어 하부 플레넘에서 풀을 형성하고, 원자로 압력용기의 외벽냉각을 위한 냉각수 주입 시 원자로공동에 완전충수 되도록 한다. 외벽냉각에 실패할 경우 용기의 파손형태는 상대적으로 취약한 노내계측(ICI; In-Core Instrumentation) 유도관 부위가 파손되는 BVF와 산화용융물 위에 놓인 얇은 금속용융물층에 의해 측면이 파손되는 SVF로 구분한다.^(13,14) 마지막으로 파손부위를 통해 용융물이 원자로공동으로 쏟아지고, 용융물 제트의 맨 앞부분이 바닥에 도달하면 폭발이 발생하는 것으로 가정하였다.

4.2 해석 방법

전술한 2가지 방법을 국내 A 원전 원자로공동에 적용하여 증기폭발 해석을 수행하였으며, 이때 사용된 시나리오별 해석 조건은 Table 2와 같다.⁽¹⁵⁾ TEXAS를 이용한 혼합, 기폭, 전파 단계 해석 시 용융물이 쏟아지는 위치는 BVF 및 SVF에 따라 원자로공동 바닥으로부터 각각 6.5m와 11m, 냉각재는 13.818m의 높이로 설정하였다. CFD를 이용한 팽창단계 해석 시 BVF의 경우 원자로공동 중앙의 바닥부분, SVF는 BVF 위치에서 우측으로 2.12m 떨어진 바닥부분에서 폭발이 발생하는 조건을 부여하였다. 해석기법에 따라 다른 에너지 전환율이 고려되었는데, TEXAS의 경우 폭발시간 동안 변화하는 에너지 전환율을, TEXAS + CFD의 경우 계산시간 단축 및 보수적인 관점에서 에너지 전환율의 최대값을 사용하였다. 이 외에는 2가지 해석기법 모두 알루미늄 용융물 실험을 모사한 해석과 동일한 유동장 및 모델을 채택하였다.

Table 2 Analysis conditions for reactor cavity⁽¹⁵⁾

	Unit	BVF	SVF
T^{cor}	K	3,000	2,100
T^{sat}	K	353	353
P_3	MPa	0.2	0.2
η (max.)	-	0.847	2.91
κ	-	3.053 (2800K)	

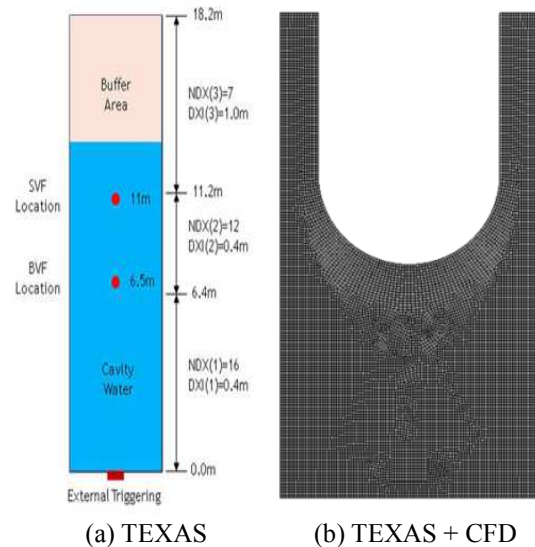


Fig. 7 Analysis models of reactor cavity

Fig. 7은 본 연구에 사용된 해석 요소망을 나타낸 것이다. TEXAS 모델의 경우 바닥부터 11.2m 높이까지 0.4m 간격의 28개 격자로 나누고, 11.2m와 18.2m 사이는 7개로 나누어 총 35개의 격자로 구성하였다. CFD 모델의 경우 22,666개의 절점으로 작성하였다.

4.3 해석 결과

Fig. 8은 파손형태별로 상이한 폭발 위치에서의 압력이력을 비교한 것이다. BVF에 비해 SVF에서 최대압력이 더 크게 발생하였는데, 이는 산화용융물에 비해 금속용융물층이 증기폭발 거동에 더 큰 영향을 미침을 의미한다. 또한 최대압력의 경우 TEXAS + CFD 해석이 TEXAS 해석에 비해 폭발위치(A)와 압력용기 하단부(B)에서 각각 40% 및 70% 정도 높게 예측되었다. 해석 방법에 따른 차이가 알루미늄 용융물 실험 모사에 비해 더 크고 폭발지점에 따른 감쇄량의 차이도 증가한 이유는 TEXAS + CFD 해석 시 에너지 전환율의 최대값을 사용한 것에도 일부 영향을 받은 것으로 보이나, CFD 기반의 상세 모델을 통해 비대칭형 원자로공

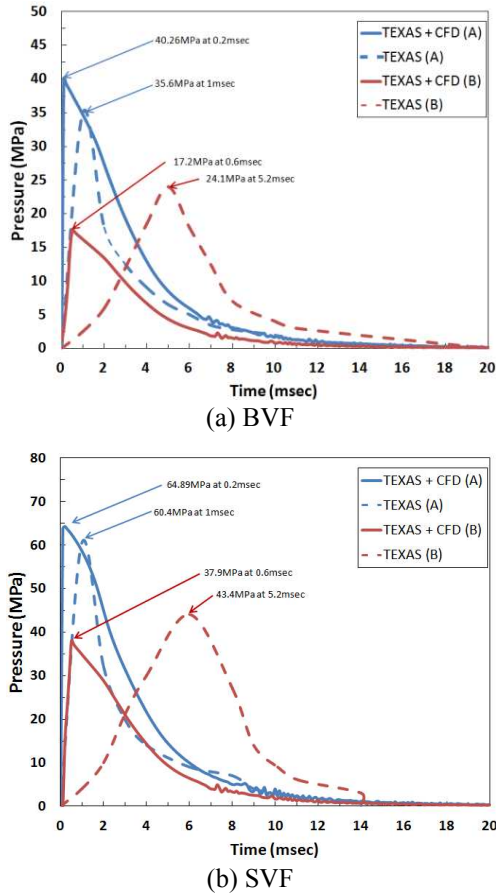


Fig. 8 Pressure histories of reactor cavity

동의 압력이력을 보다 정확히 평가하였기 때문인 것으로 판단된다.

5. 결론

본 논문에서는 선행연구 분석을 통해 증기폭발 현상을 모사할 수 있는 개선된 해석방법을 도출하고, 이를 대표적인 실험 및 원자로공동 평가에 적용하여 다음과 같은 주요 결과를 도출하였다.

(1) TEXAS는 증기폭발의 모든 단계를 고려할 수 있어 널리 사용되고 있으나 1차원적 계산으로 인해 비대칭 구조물 평가에 적용하는 것은 한계가 있다. 이를 보완하기 위해 TEXAS(혼합, 기폭, 전파 단계 모사)와 CFD(팽창단계 모사) 연계를 통한 새로운 해석기법을 수립하였다.

(2) TEXAS + CFD 연계해석 기법을 4가지 알루미늄 용융물 실험에 적용하여 예측한 최대압력은 TEXAS 해석값에 비해 7~12% 정도 더 크며 실험값과 유사하였다. 이는 측정장치 내에서의 소규모 증기폭발 현상 모사 시 2가지 해석 방법에 따른 차이가 크지 않지만, 부분적으로 상세 모델을 채

택한 TEXAS + CFD 해석 방법이 실험 결과를 보다 정확히 예측할 수 있음을 의미한다.

(3) 원자로 압력용기의 파손형태가 원자로공동 건전성에 미치는 영향은 하부파손(BVF)이 측면파손(SVF)에 비해 더 큰 것으로 평가되었다. 또한 TEXAS + CFD 해석으로 구한 폭발위치와 압력용기 하단부에서의 최대압력은 상응하는 TEXAS 해석값 보다 각각 40% 및 70% 정도 높게 나타났으며, CFD 기반 상세 해석이 비대칭형 원자로공동의 압력이력 평가를 위한 효율적인 방법임을 확인할 수 있었다.

참고문헌

(References)

- (1) Fletcher, D. F., 1995, "Validation of the CHYMES Mixing Model," *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 155, pp.85~96.
- (2) Liu, J. and Koshizuka, S., 2002, "Propagation Investigations Using the CULDESAC Model," *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 216, pp. 121~137.
- (3) Fletcher, D. F., 1992, "A Comparison of Mixing Predictions Obtained from the CHYMES and PM-ALPHA Models," *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 135, pp. 419~425.
- (4) Sandia National Lab., 1999, "IFCI 7.0 Models and Correlations," SAND99-1000.
- (5) Corradini, M. L., Murphy, J. and Nilswankositt, S., 2002, "User's Manual for TEXAS-V one Dimensional Transient Fluid Model," University of Wisconsin.
- (6) Kim, B. J., 1986, "Overview of Steam Explosion," *Trans. Korean Soc. Mech. Eng.*, Vol. 28, pp. 270~280.
- (7) JAERI, 1997, "Proceedings of the OECD/CSNI Specialist Meeting on Fuel-Coolant Interaction," NEA/CSNI/R.
- (8) OECD/NEA, 2007, "OECD Research Programme on Fuel-Coolant Interaction: SERENA Final Report," NEA/CSNI/R.
- (9) Park, I. K., Kim, J. H. and Min, B. T., 2009, "An Evaluation of the Ex-Vessel Steam Explosion Load Against TROI Experimental Result," *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 33, pp. 622~628.
- (10) Cizelj, L., Koncar, B. and Leskovic, M., 2006, "Vulnerability of a Partially Flooded PWR Reactor Cavity to a Steam Explosion," *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 236, pp. 1617~1627.
- (11) ANSYS CFX, 2012, "Introduction of CFX Ver. 14.0," ANSYS Inc.
- (12) Huhtiniemi, I., Magallon, D. and Hohmann, H., "Results of Recent KROTOS FCI Test: Alumina Versus Corium Melts," 1999, *Nuclear Engineering*

- and Design*, Vol. 189, pp. 379~389.
- (13) Sehgal, B. R., Theerthan, A., Giri, A., Karbojian, A., Willschutz, H. G., Kymäläinen, O., Vandroux, S., Bonnet, J. M., Seiler, J. M., Ikkonen, K., Sairanen, R., Bhandari, S., Bürger, M., Buck, M., Widmann, M., Dienstbier, J., Techy, Z., Kostka, P., Taubner, R., Theofanous, T. and Dinh, T. N., 2005, "Assessment of Reactor Integrity," *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 235, pp. 213~232.
- (14) OECD/CSNI/NEA, 2002, "OECD Lower Head Failure Project Final Report," NEA/CSNI/R.
- (15) Kim, H. D., Kim, D. H., Kim, J. T., Kim, S. B., Song, J. H. and Hong, S. W., 2009, "Investigation on the Resolution of Severe Accident Issues for Korean Nuclear Power Plants," *Nuclear Engineering and Technology*, Vol. 41, pp. 617~648.