# 중대사고에서의 열적 연화를 고려한 원자로 하부구조의 유한요소 극한해석

김기풍[*]·허 훈[**]·박재홍[***]·이종인[***]

# Finite Element Limit Analysis of a Nuclear Reactor Lower Head Considering Thermal Softening in Severe Accident

Kee-Poong Kim, Hoon Huh, Jae-Hong Park and Jong-In Lee

**Key Words:** Nuclear Reactor Lower Head(원자로 하부구조), Finite Element Limit Analysis(유한요소 극한해석), Thermal Analysis (열전달해석), Thermal Softening(열적연화), Severe Accident(중대사고)

**Abstract**

This paper is concerned with the global rupture of a nuclear reactor pressure vessel(RPV) in a severe accident. During the severe reactor accident of molten core, the temperature and the pressure in the nuclear reactor rise to a certain level depending on the initial and subsequent condition of a severe accident. While the rise of the temperature cause the thermal softening of RPV material, the rise of the internal pressure could cause failure of the RPV lower head. The global rupture of an RPV is simulated by finite element limit analysis for the collapse pressure and mode and this analysis results have been compared with a variation of the internal pressure of RPV. The finite element limit method is a systematic tool to secure the safety criteria of a nuclear reactor and to evaluate the in-vessel corium retention.

## 1. 서 론

원자로의 중대사고에서 원자로용기의 온도와 내압은 초기 조건과 이어서 발생하는 여러 조건들에 의해 크게 상승한다.[(1-2)] 중대사고의 결과로 핵연료 노심과 주변 구조물이 용융되고, 적층된 노심용융물의 재배치 후 원자로 하부구조의 온도분포는 원자로 내부의 여러 조건뿐만 아니라 노심용융물의 초기 온도, 노심용융물의 조성, 노심용융물과 원자로용기의 접촉 부분의 열전달 특성에 큰 영향을 받는다.[(3-4)] 하부구조에서의 열유속은 대칭축 부분이나 열전달률이 높은 금속성의 노심용융물이 있는 수위면 부근에 국부적으로 집중된다. 온도가 증가하면 원자로용기 벽의 강도는 약해지지만, 원자로용기 내의 물을 액체 상태로 유지하기 위하여 내압을 일정 값으로 유지하거나 상승시켜야 한다. 이 때에 여유 압력을 미리 계산하여 원자로용기의 안전성을 보장하여야 한다. 원자로 하부구조의 전형적인 파괴 모드에는 여러 가지가 있으나, 이들 중에서 가장 지배적인 파괴모드는 노심용융물에서 원자로용기로의 열전달에 의해 일어나는 원자로 하부구조의 전체적인 파괴이다.[(5)]

본 논문에서는 유한요소 극한해석을 이용하여 중대사고에서 고려될 수 있는 원자로 하부구조의 전체 파괴를 해석하였다. 해석을 위하여 원전의 모델과 노심손상에 영향을 주는 사고 모델을 선정하였다. 노심용융물과의 열전달을 통해 원자로용기의 온도가 상승하고 항복응력은 열적연화에

* 한국과학기술원 기계공학과
** 회원, 한국과학기술원 기계공학과
E-mail : hhuh@kaist.ac.kr
TEL : (042)869-3222 FAX : (042)869-3210
*** 한국원자력안전기술원 규제기술연구부

의해 저하된다. 이를 고려하여 원자로 하부구조의 붕괴압력과 붕괴모드를 계산하였고 노심용융물과 하부구조의 접촉부분에서의 갭(gap)효과를 고려하여 해석을 수행하였다. 해석 결과를 원자로 용기 내부의 압력의 변화와 비교하여 원자로 하부구조의 파손여부를 판단하고 원자로의 설계나 원자로 용기의 건전성 유지 방법론 마련에 사용할 수 있는 해석 기법을 제시하고자 하였다.

## 2. 이론적 수식화 및 유한요소 근사화

### 2.1 열전달 해석

원자로 하부구조와 노심용융물의 시간에 따른 온도분포를 구하기 위한 열전도와 열복사를 고려한 지배방정식과 경계조건은 다음과 같다.

$$
\begin{aligned}
& \rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x_i}\left(k_{ij}\frac{\partial T}{\partial x_j}\right) + f \quad \text{in } D \\
& T = g \quad \text{on } \partial D_1 \\
& k_{ij}\frac{\partial T}{\partial x_j} n_i = h \quad \text{on } \partial D_2 \\
& k_{ij}\frac{\partial T}{\partial x_j} n_i = -h_0(T - T_\infty) \\
& \qquad\qquad - \varepsilon\sigma(T^4 - T_\infty^4) \quad \text{on } \partial D_3 \\
& T = T_0 \quad \text{at } t = 0
\end{aligned}
\qquad (1)
$$

여기에서, $\rho$는 밀도, $c_p$는 단위체적당 비열, $k_{ij}$는 열전도 계수, $\varepsilon$은 방사률이고 $\sigma$는 Stefan-Boltzmann 상수이다. 열전달 문제의 유한요소 수식화를 위하여 식 (1)을 일차 변분을 취하여 적분방정식 형태의 약형을 만들고 이를 다음과 같이 유한요소 근사화한다.

$$
\begin{aligned}
& \sum_{e=1}^{E}\left(\frac{1}{\Delta t} M_{\alpha\beta}^{e} + \theta K_{\alpha\beta}^{e}\right) T_\beta^n + \sum_{e=1}^{E_3} \theta K_{\alpha\beta}^{3,e} T_\beta^n \\
& = \sum_{e=1}^{E}\left(\frac{1}{\Delta t} M_{\alpha\beta}^{e} - (1-\theta) K_{\alpha\beta}^{e}\right) T_\beta^{n-1} \\
& \quad - \sum_{e=1}^{E_3}(1-\theta) K_{\alpha\beta}^{3,e} T_\beta^{n-1} \\
& \quad + \sum_{e=1}^{E} f_\alpha^e + \sum_{e=1}^{E_2} f_\alpha^{2,e} + \sum_{e=1}^{E_3} f_\alpha^{3,e} \\
& T_\alpha = g_\alpha \quad \text{on } \Gamma_1 \\
& T_\alpha^0 = T_{0\alpha} \quad \text{at } t = t_0
\end{aligned}
\qquad (2)
$$

이 때에 시간적분을 위하여 Crank-Nicholson의 $\theta$-방법을 적용하였고 $n-1$번째 단계에서의 온도 $T_\beta^{n-1}$를 이용하여 $n$번째 단계에서의 온도 $T_\beta^n$ 를 구한다.

### 2.2 극한해석

원자로 하부구조의 붕괴 해석에는 구조의 강도 계산에 편리한 유한요소 극한해석을 이용하였다.[6] 유한요소 극한해석을 이용하면 열적 연화와 이로 파생된 효과에 의해 국부적으로 강도가 약해지는 것을 고려할 수 있기 때문에 더욱 정확한 계산을 할 수 있다.[7,8] 극한해석의 수식화는 하계해석과 상계해석으로 이루어져 있다. 하계해석은 평형방정식과 정역학적 경계조건 및 항복조건식으로부터 함수값 또는 매개변수의 최대값과 그에 상응하는 응력분포를 구하는 방법이다. 하계해석을 수식화 하면 다음과 같다.

$$
\begin{aligned}
& \text{maximize} \quad q(\boldsymbol{\sigma}) \\
& \text{subject to} \quad \nabla \cdot \boldsymbol{\sigma} = 0 \quad \text{in } D \\
& \boldsymbol{\sigma} \cdot \boldsymbol{n} = q\,\boldsymbol{t} \ \text{on } \partial D_s \\
& \|\boldsymbol{\sigma}\|_{(\sigma)} \le \sigma_0 \ \text{in } D
\end{aligned}
\qquad (3)
$$

여기에서 $\boldsymbol{\sigma}$는 영역내에서의 응력텐서이고 $\boldsymbol{t}$는 경계면 $\partial D_s$에서의 분포하중이며 $q$는 비례하중계수이고, $\|\ \|_{(\sigma)}$는 von-Mises norm을 의미한다.

하계해석은 응력공간에서 해를 구하여야 하므로 실용적이지 않아서 이원정리(duality theorem)을 이용하여 상계해석 수식화를 하는 것이 유리하다. 가상일의 원리를 이용하여 평형방정식을 적분방정식 형태의 약형으로 만들고 여기에 부분적분, 발산정리, Hölder 부등식을 적용하면[6] 다음과 같은 상계해석 수식화를 얻을 수 있다.

$$
\begin{aligned}
& \text{minimize} \quad \tilde{q}(\boldsymbol{u}) \\
& \text{subject to} \quad \tilde{q} = \sigma_0 \int_D \|\boldsymbol{\varepsilon}\|_{(-\sigma)}\, d\Omega \\
& \int_{\partial D} \boldsymbol{t} \cdot \boldsymbol{u}\, d\Gamma = 1 \\
& Tr(\boldsymbol{\varepsilon}) = 0 \\
& \text{kinematic boundary condition}
\end{aligned}
\qquad (4)
$$

여기에서 $\sigma_0$는 재료의 초기항복응력이지만 각

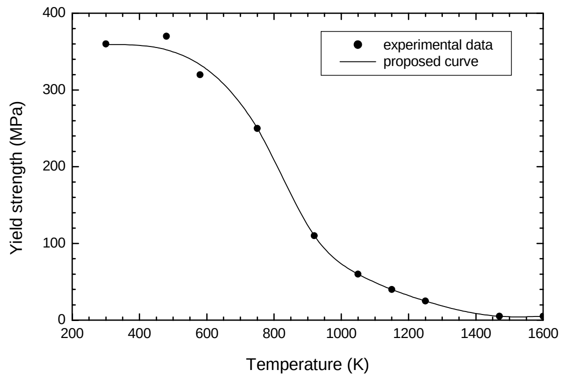



**Fig. 1** Yield strength of SA533b steel with respect to temperature

요소에서의 유효변형률이나 온도에 상당하는 현재의 항복응력으로 대치하여 적용할 수 있다. 원자로용기 하부구조는 고온의 상태에 있기 때문에 열적연화에 따라 항복응력이 저하되므로 본 해석에서는 이를 고려하여 $\sigma_0$를 현재의 항복응력으로 대치하였다. 열적연화에 따른 항복응력의 변화는 Fig. 1에 도시하였다. Fig. 1에서 재료의 온도가 용융점보다 커지면 항복응력은 0으로 대입하였다.

식 (4)의 상계해석 수식화로부터 유한차원 근사기법을 이용하여 유한요소화하며, 최소화 반복기법을 통하여 수치해석으로부터 최소값을 구하고 상응하는 속도장을 구한다. 이로부터 중대사고에서 열적연화를 고려한 원자로 하부구조의 붕괴압력과 붕괴모드를 계산하여 원자로의 건전성을 평가하였다.

## 3. 원자로의 중대사고 시나리오

원자로용기 건전성을 평가하기 위하여 중대사고 상황을 적절하게 고려할 수 있는 가상사고를 선정하고 이에 대해 유한요소 극한해석을 수행하였다. 대상 원전은 울진 3, 4호기를 선정하였고, 대상 사고는 노심손상에 영향을 주는 상위사고들 중에서 선택하였다. 선택한 중대사고 시나리오는 주급수 상실(loss of feed water; LOFW) 사고, 발전소 정전(station break out; SBO) 사고로 원자로용기의 내압이 높게 유지되는 고압사고이다. LOFW 사고는 증기발생기로 공급되는 주급수가 완전이 끊겨서 일차측의 열이 이차측으로 제거되지 못하는 사고이다. SBO 사고는 소외전원을 상실하고 발전기가 작동하지 않는 상태가 11시간 이상 지속되어 노심손상이 발생하게 되는 사고이다. 2가지 사고 모두 노심냉각이 원활하게 이루어지지 않아서 노심에서의 용융이 발생하는 사고이다. 사고 경위에 대한 해석은 중대사고 해석코드를 이용하였다. 본 논문에서는 노심손상이 발생한 후 노심용융물이 하부구조에 적층되기 시작할 때부터 열전달해석과 유한요소 극한해석을 수행하여 원자로 하부구조의 건전성을 평가하였다. 따라서 해석에 필요한 주요해석 조건들은 중대사고 해석코드의 결과를 이용하였다. 사용된 해석결과는 노심용융물의 적층량 및 조성, 노심용융물 적층 시작될 때 원자로 하부구조의 온도, 핵반응에 의한 붕괴열 등이다.

## 4. 원자로 하부구조의 건전성 평가

본 논문에서 고려한 원자로의 중대사고 모델은 앞에서 언급한 2가지 사고 시나리오를 울진 3, 4호기에 적용한 것이다. 해석 모델은 Fig. 2와 같은 대칭축 모델로 하부구조는 반구형 부분과 원통형부분으으로 구성되어 있으며, 그 내부에 노심용융물의 적층된다. 유한요소 모델은 절점 1516개, 요소 1429개로 이루어져 있고, 내부의 노심용융물의 적층되는 과정을 적용하기 위해 노심용융물의 유한요소 격자를 높이 방향으로 세밀하게 하였다. 노심용융물은 시간이 지나면서 적층되기 시작하는데 중대사고 해석코드의 결과를 이용하여 시간에 따른 적층량을 근사하여 사용하였다. 중대사고 해석코드에서 얻어진 노심용융물

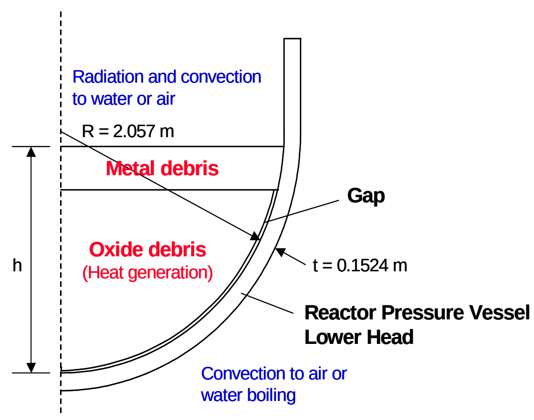
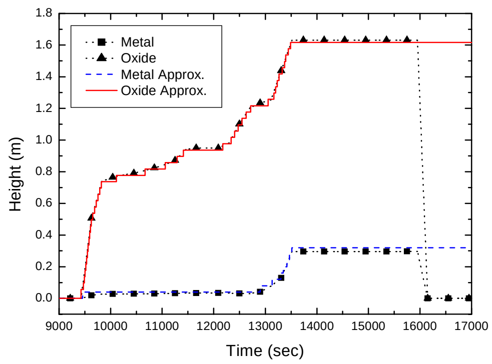


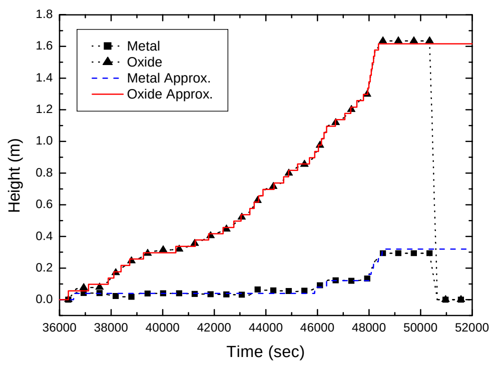

**Fig. 2** Heat transfer model and boundary conditions of a nuclear reactor lower head

의 적층량을 가장 잘 표현하는 요소까지 선택하여 노심용융물의 적층높이를 근사하였다. Fig. 3는 유한요소 모델에 적용하여 근사한 노심용융물의 적층량을 2가지 중대사고에 관해 나타낸 것이다. 노심용융물은 핵연료가 용융되어 생성된 산화물성 용융물과 내부구조물이 용융되어 생성된 금속성 용융물로 구성되어 있다고 가정하고 각각에 대해 적층높이를 근사하여 표현하였다.

원자로 하부구조의 붕괴압력은 노심용융물의 격자를 제외한 하부구조에 대하여 앞에서 언급한 유한요소 극한해석을 수행하여 얻었고, 항복응력의 계산에는 열전달 해석을 통해 얻은 온도분포를 이용하였다. 극한해석시 경계조건은 축대칭모델을 이용하여 대칭축 부분과 하부구조의 상부면이 하부구조 반구의 중심축 방향으로의 움직임이 가능하도록 하였고, 내벽에는 압력을 가하였다.




(a)




(b)

**Fig. 3** Height variation of debris pool with respect to time: (a) in the LOFW accident; (b) in the SBO accident

열전달 해석은 Fig. 2처럼 노심용융물이 원자로 하부구조의 내부공간에 쌓여있고 노심용융물과 원자로 내벽간의 접촉면에는 틈이 없이 직접 닿아 있다는 경우와 작은 갭에 수증기가 존재하여 열저항이 있는 경우에 대해 수행하였다. 노심용융물과 내부의 물과의 열전달과 원자로 외벽과 주변 공기와의 열전달은 대류와 복사가 동시에 일어나고 있다고 가정하였다. 노심용융물의 내부에서는 발열이 발생하는 것으로 가정하였는데 이는 핵반응에 의한 붕괴열을 묘사하기 위한 것이다. 중대사고 해석코드의 결과를 바탕으로 하여 식 (5)와 같은 노심용융물의 내부에서 다음과 같은 붕괴열이 발생한다고 가정하였다.

$$q''' = 31.0\ t^{-0.286}\ (\mathrm{MW/m^3}) \qquad (5)$$

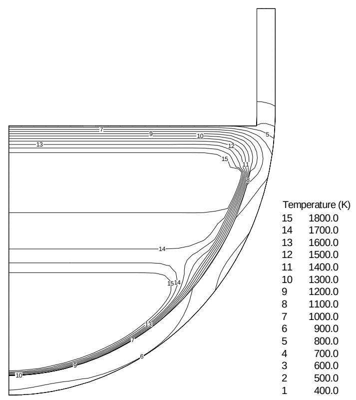
노심용융물의 초기 온도는 3000 K로 가정하였고, 물성에 관한 수치자료는 TMI-2 사고의 보고서[(9)]를 참조하였다. 이 보고서에서는 넓은 범위의 온도에 대한 물성치는 충분하지 않기 때문에 측정된 값으로부터 물성치 곡선을 제안하고 있다. 원자로 하부구조에 사용된 SA533b 탄소강으로 가정하여 온도에 따른 항복강도를 Fig. 1에 내삽하여 도시하였다. 약 600 ˜ 900K 정도에서 열적연화가 일어나서 항복강도가 급격히 저하되고 있다. 원자로 하부구조가 1600K 이상의 고온상태가 되면 노심용융물의 열에 의해 용융되는 것으로 간주하여 극한해석에서의 구조영역에서 제외시켰다. 즉 항복응력은 0으로 간주하였다.

해석에서 사용된 시간은 사고의 발생시각을 기준으로 하였으며 해석은 노심용융물이 적층되기 시작할 때부터 해석을 수행하였다. Fig 4는 2가지 중대사고에서 노심용융물과 원자로 하부구조 사이의 갭이 존재한다고 가정할 때 원자로 하부구조의 파손이 예측되는 시기의 온도 분포이다. 비중이 작은 금속성 노심용융물이 수위면 부근에 위치하게 되고, 금속층의 높은 열전도도에 의해 금속층과 접촉하고 있는 하부구조의 부분이 국부적으로 온도가 크게 상승한다. 이 부분의 온도는 1200 K까지 상승하여 열적연화가 가장 크게 일어난다. 반면에 갭을 고려하지 않은 경우에는 노심용융물이 적층되는 초기부터 하부구조와 노심용융물간의 많은 열전달이 발생하고 하부구조의 중심부를 부근에서의 온도가 하부구조 재료의 용

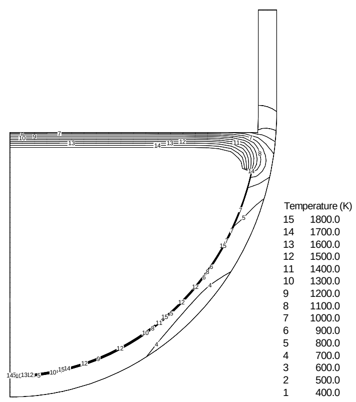
융온도 이상으로 상승하여 파손이 예측된다.

Fig. 5은 각 중대사고에 대하여 유한요소 극한해석을 이용하여 계산한 원자로 하부구조의 붕괴압력을 원자로 내부의 압력의 변화와 비교한 그래프이다. 갭을 고려하지 않은 경우는 노심용융물이 적층되기 시작한 직후부터 붕괴압력이 급격히 저하되어 내압 이하로 낮아져서 파손이 예측되고 있다. 갭효과를 고려한 경우는 초기에는 붕괴압력이 내압보다 높게 유지되어 하부구조의 파손가능성이 낮지만 시간이 지나면서 붕괴압력이 저하되고, 금속층과의 열전달부분에서의 항복응력의 열적연화로 파손이 예측되었다. 원자로 내부의 압력은 중대사고 해석코드을 이용하여 계산한 것으로 2가지 사고 모두 15 MPa 정도를 유지하다가 갑자기 저하되는 시기가 있는데, 중대사고 해석코드는 이 시점에서 하부구조의 파손을 예측한 것이다. 두 결과를 비교하면 유한요소 극한해석의 결과가 중대사고 해석코드보다 더 빠른 시기에 원자로 하부구조의 파손을 예측하여 보수적으로 원자로 용기의 건전성을 평가하고 있는 것으로 볼 수 있다.

Fig. 6은 파손에 예측된 시점에서의 원자로 하부구조의 붕괴모드를 나타낸 그림이다. 갭효과를 고려하지 않은 경우에는 하부구조의 대칭축 부분을 중심으로 붕괴가 일어나는 것을 볼 수 있고 갭효과를 고려하면 노심용융물의 금속층과 접촉하고 있는 부분에서 파손이 발생하는 것을 볼 수 있다. 즉, 노심용융물과의 많은 열전달로 인해 온도가 상승하여 항복응력의 저하가 발생하는 부분에서 원자로 하부구조의 파손이 일어난다고 예측

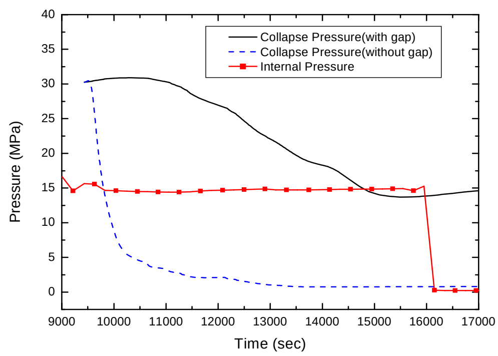



(a)

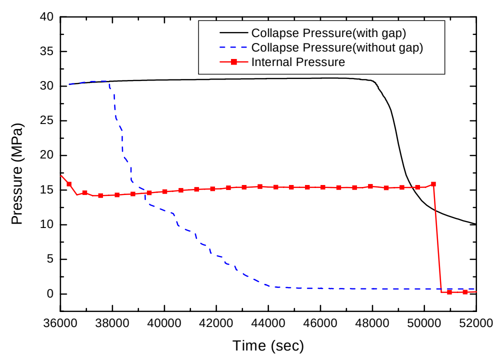



(b)

**Fig. 4** Temperature distribution of a nuclear reactor lower head and debris pool with gap effect: (a) after 15,100 sec in the LOFW accident; (b) after 50,400 sec in the SBO accident

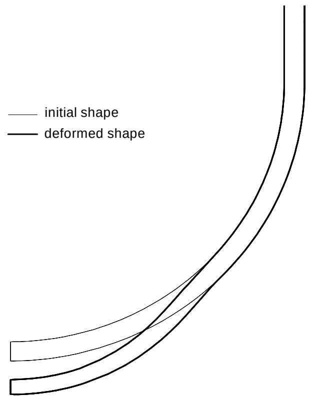



(a)

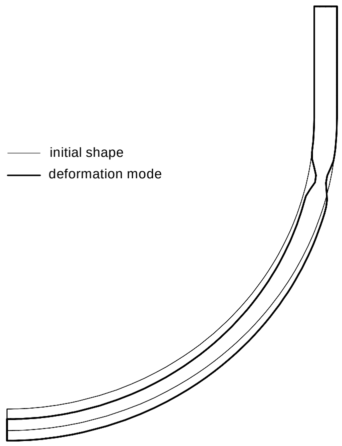



(b)

**Fig. 5** Comparison with collapse pressures and internal pressure of a nuclear reactor lower head: (a) in the LOFW accident; (b) in the SBO accident.




(a)




(b)

**Fig. 6** Collaspe modes of a nuclear reactor lower head: (a) without gap effect; (b) with gap effect.

된 것이다.

## 5. 결 론

지금까지 유한요소 극한해석과 열전달해석을 수행하여 중대사고에서의 원자로 하부구조의 건전성을 평가하였다. 원자로 하부구조는 고온의 노심용융물과의 열전달에 의해 온도가 크게 상승하고 이로 인한 하부구조 재료의 항복응력의 저하로 파손된다. 갭을 고려한 경우에는 노심용융물의 금속층과 접촉하는 부분에서 파손이 발생하고, 갭을 고려하지 않으면 하부구조의 대칭축 부분인 하단부에서 파손이 예측되었다.

원자로 용기의 건전성 평가를 위한 해석은 중대사고에서 원자로 용기의 파손 여부나 시기를 파악하여 원자로 용기의 설계나 건전성을 유지할 수 있는 방법론을 개발하는 유용하다. 즉, 유한요소 극한해석은 중대사고에서 원자로 용기의 안전성 기준을 제시하거나 건전성을 평가하는데 사용할 수 있는 체계적인 기법이 될 수 있다.

## 참고문헌

Rempe, J. L. *et al.*, 1993, "Light Water Reactor Lower Head Failure Analysis," NUREG/CR-5642 EGG-2618.

(2) Wolf, J. R. *et al.*, 1994, "TMI-2 Vessel Investigation Project Integration report," NUREG/CR-6197 EGG-2774.

(3) Hasimoto, K., 1992, "Thermal and Stress Analysis of the Reactor Pressure Vessel Lower Head of the Three Mile Island Unit 2," *Int. J. Pres. Ves. Piping*, Vol. 52, pp. 25 ~ 40.

(4) Suh, K. Y. and Henry, R. E., 1994, "Integral Analysis of Debris Material and Heat Transport in Reactor Vessel Lower Plenum," *Nucl. Eng. Des.*, Vol. 151, pp. 203 ~ 221.

(5) Rempe, J. L. and Chavez, 1995, S. A., "Studies Investigating Cooling a Continuous Mass of Relocated Debris," *ASME Pressure Vessel and Piping Conference*, Vol. 303, pp. 181 ~ 186.

(6) Huh, H., Lee, C. H. and Yang, W. H., 1999, "A General Algorithm for Plastic Flow Simulation by Finite Element Limit Analysis," *Int. J. Solids Structures*, Vol. 36, pp. 1193 ~ 1207.

(7) Huh, H., Kim, H. S. and Kim, H. D., 1999, "Global Rupture of a Nuclear Reactor Lower Head with Elevated Temperature Due to Severe Accidents," *Nucl. Eng. Des.*, Vol. 187, pp. 261 ~ 276.

(8) 김기풍, 김현섭, 허 훈, 박재홍, 이종인, 2000, "원자로 하부구조의 온도상승에 따른 열화를 완화하기 위한 외벽보강 최적설계," *대한기계학회 논문집 A권*, 제24권, pp. 2866 ~ 2874.

(9) Sticker, L. A. *et al.*, 1994, Calculation to Estimate the Margin to Failure in the TMI-2 Vessel, NUREG/CR-6196 EGG-2773.