원자로 하부구조의 온도상승에 따른 열화를 완화하기 위한 외벽보강 최적설계

김기풍* · 김현섭** · 허 훈*** · 박재홍**** · 이종인****

(2000년 5월 6일 접수)

Optimum Design for External Reinforcement to Mitigate Deterioration of a Nuclear Reactor Lower Head under Temperature Elevation

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

Key Words: Nuclear Reactor Lower Head(원자로 하부구조), Severe Accident(중대사고), Optimum Design(최적설계), External Reinforcement(외벽보강), Finite Element Limit Analysis(유한요소 극한해석), Thermal Analysis(열전달해석)

Abstract

This paper is concerned with the optimum design for external reinforcement 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. The rise of the temperature and the internal pressure cause deterioration of the load carrying capacity and could cause failure of the RPV lower head. The deterioration or failure can be mitigated by the external cooling or the reinforcement of the lower head with additional structures. While the external cooling forces the temperature of an RPV to drop to the desired level, the reinforcement of the lower head can attain both the increase of the load carrying capacity and the temperature drop. The reinforcement of the lower head can be optimized to have the maximum effect on the collapse pressure and the temperature at the inner wall. Optimization results are compared to both the result without the reinforcement and the result with the designated reinforcement.

1. 서 론

원자로의 중대사고에서 원자로용기의 온도와 내압은 초기 조건과 이어서 발생하는 여러 조건들에 의해 크게 상승한다.[1~4] 중대사고의 결과로 핵연료 노심이 용융되고, 적층된 노심용융물의 재배치 후 원자로 하부구조의 온도 분포는 원자로 내부의 여러 조건뿐만 아니라 노심용융물의 초기 온도, 노심용융물과 원자로용기의 접촉 부분의 열전달 특성에 큰 영향을 받는다.[5~7] 하부구조에서의 열유속은 대칭축 부분이나 노심용융물의 수위 부근에 국부적으로 집중된다. 온도가 증가하면 원자로용기 벽의 강도는 약해지지만, 원자로용기 내의 물을 액체 상태로 유지하기 위하여 내압을 일정 값으로 유지하거나 상승시켜야 한다. 이때에 여유 압력을 미리 계산하여 원자로용기의 안전성을 보장하여야 한다.[8] 원자로 하부구조의 전형적인 파괴 모드에는 여러 가지가 있으나, 이들 중에서 가장 지배적인 파괴모드는 노심용융물에서 원자로용기로의 열전달에 의해 일어나는 원자로 하부구조의 전체적인 파괴이다.[9]

원자로 하부구조의 제작 공정을 살펴보면 제작 과정 중에 원자로 하부구조의 대칭축 부분에 부

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

가적인 구조부가 부착되어 있다. 이는 제작 공정상의 특징으로 제작 시 중심을 고정하기 위한 것으로 원자로용기의 구조가 완성되면 이 부분을 제거하고 최종 구조물을 완성하게 된다. 이 부분을 제거하지 않고 적당한 크기로 남겨두면 열전달의 관점이나 구조적인 관점에서 많은 이점이 있다.

본 논문에서는 원자로 하부구조에 노심용융물이 적층되었을 때 열전달 해석을 수행하여 온도분포를 구하고, 얻어진 온도분포로 원자로 하부구조의 하중지지능력을 계산하여 하중지지능력의 저하를 완화시킬 외벽보강 방안을 최적설계 기법을 이용하여 연구하였다. 원자로 하부구조의 대칭축 부분의 벽의 두께를 다른 부분에 비해 두껍게 하여 구조의 강도를 증가시키고 원자로 하부구조의 온도를 낮추는 방안을 연구하였다.

원자로의 벽이 두꺼워지면 유입되는 열유속은 큰 변화가 없는 반면에 하부구조의 열용량이 커지게 되어 온도의 상승이 작아지고 구조적으로 강도가 증가하게 된다. 원자로 벽의 두께를 전체적으로 크게 하여 온도를 낮추고 강도를 증가시킬 수 있지만, 원자로용기의 중량이 증가하고 원가도 상승하게 된다. 최적설계를 이용하여 부분적으로 원자로용기 벽의 두께를 증가시키면 중량의 작은 증가로 하부 구조의 구조적 성질과 열용량을 향상시킬 수 있다.

따라서, 본 논문에서는 원자로 하부구조의 외벽에 있는 보강부의 크기를 최적화 하여 외벽보강을 위한 최적설계를 수행하였다. 최적설계를 이용한 외벽보강이 온도분포와 하중지지능력의 변화에 미치는 영향을 검토하고 외벽보강을 하지 않은 경우와 일정한 부피를 갖는 임의의 외벽보강을 한 경우의 결과와 비교하였다.

2. 이론적 수식화 및 유한요소 근사화

2.1 극한해석

원자로 하부구조의 붕괴 해석에는 구조의 강도계산에 편리한 유한요소 극한해석을 이용하였다.[10,11] 유한요소 극한해석을 이용하면 열적 연화와 이로 파생된 효과에 의해 국부적으로 강도가 약해지는 것을 고려할 수 있기 때문에 더욱 정확한 계산을 할 수 있다.[12,13] 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.

$$\begin{aligned} &\text{maximize} \quad q(\boldsymbol{\sigma}) \\ &\text{subject to} \quad \nabla \cdot \boldsymbol{\sigma} = 0 \quad \text{in } D \\ &\boldsymbol{\sigma} \cdot \boldsymbol{n} = q\,\boldsymbol{t} \text{ on } \partial D_s \\ &\|\boldsymbol{\sigma}\|_{(v)} \le \sigma_0 \quad \text{in } D \end{aligned} \tag{1}$$

여기에서 $\boldsymbol{\sigma}$는 영역내에서의 응력텐서이고 $\boldsymbol{t}$는 경계면 ∂D_s에서의 분포하중이며 q는 비례하중계수이고, $\|\ \|_{(v)}$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[11] 다음과 같은 상계해석 수식화를 얻을 수 있다.

$$\begin{aligned} &\text{minimize} \quad \tilde{q}(\boldsymbol{u}) \\ &\text{subject to} \quad \tilde{q} = \sigma_0 \int_D \|\boldsymbol{\varepsilon}\|_{(-v)}\, d\Omega \\ &\qquad \int_{\partial D} \boldsymbol{t} \cdot \boldsymbol{u}\, d\Gamma = 1 \\ &\qquad Tr(\boldsymbol{\varepsilon}) = 0 \\ &\qquad \text{kinematic boundary condition} \end{aligned} \tag{2}$$

여기에서 σ_0는 각 요소에서의 유효변형률과

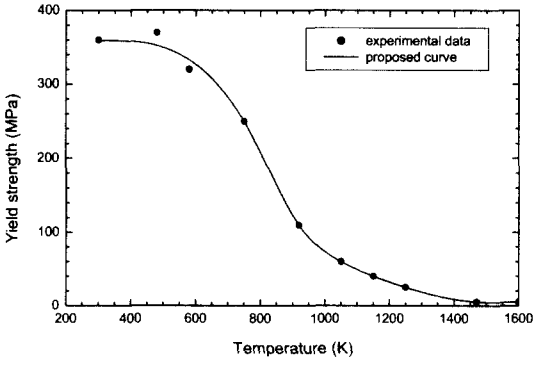


Fig. 1 Yield strength of SA533b steel with respect to temperature

온도에 상당하는 항복응력을 구하며 재료의 초기 항복응력이나 현재의 항복응력으로 대치할 수 있다. 원자로용기 하부구조는 고온의 상태에 있기 때문에 열적연화에 따라 항복응력이 저하되므로 본 해석에서는 이를 고려하여 σ_0를 현재의 항복응력으로 대치하였다. 열적연화에 따른 항복응력의 변화는 Fig. 1에 도시하였다. Fig. 1에서 재료의 온도가 용융점보다 커지면 항복응력은 0으로 대입하였다.

식 (2)의 상계해석 수식화는 유한차원 근사기법을 이용하여 유한요소화하여 다음과 같이 나타낸다.[11]

$$\tilde{q}(\boldsymbol{U}) = \sum_{e=1}^{E} \left[\sqrt{\boldsymbol{U}^T \boldsymbol{K}_1^e \boldsymbol{U}} + \boldsymbol{U}^T \hat{\boldsymbol{K}}_2^e \boldsymbol{U} \right] \quad (3)$$

여기에서, 요소강성행렬 $\boldsymbol{K}_1^e$는 von-Mises norm으로부터 계산하고 $\hat{\boldsymbol{K}}_2^e$는 비압축성 조건으로부터 벌칙항(penalty number)을 이용하여 구한다. 식 (3)의 요소강성행렬 $\boldsymbol{K}_1^e$는 반복기법을 이용하여 다음과 같이 근사화한다.

$$\left(\hat{\boldsymbol{K}}_1^e\right)_n = \frac{\boldsymbol{K}_1^e}{\sqrt{\left(\boldsymbol{U}^T \boldsymbol{K}_1^e \boldsymbol{U}\right)_{n-1}}} \quad (4)$$

식 (3)과 (4)의 요소강성행렬을 이용하여 전역강성행렬을 구성하면 식 (2)의 상계해석 수식화는 각 단계에서 제약 이차계획법 문제로 변환된다.

$$\begin{aligned} &\text{minimize} \quad \tilde{q}(\boldsymbol{U}) = \boldsymbol{U}^T \boldsymbol{K} \boldsymbol{U} \\ &\text{subject to} \quad \boldsymbol{C}^T \boldsymbol{U} = 1 \end{aligned} \quad (5)$$

최소화 반복과정에서 식 (5)는 라그란지 승수(Lagrange multiplier) 기법을 이용하여 비제약 최화 문제로 변환한다.

$$\Phi(\boldsymbol{U}) = \boldsymbol{U}^T \boldsymbol{K} \boldsymbol{U} - 2\lambda(\boldsymbol{C}^T \boldsymbol{U} - 1) \quad (6)$$

위 문제의 해는 다음과 같다.

$$\begin{aligned} \lambda &= \frac{1}{\boldsymbol{C}^T \boldsymbol{K}^{-1} \boldsymbol{C}} = \tilde{q} \\ \boldsymbol{U} &= \frac{\boldsymbol{K}^{-1} \boldsymbol{C}}{\boldsymbol{C}^T \boldsymbol{K}^{-1} \boldsymbol{C}} \end{aligned} \quad (7)$$

위의 식으로부터 반복과정에서의 최적값 $\tilde{q}^*$를 구하여 구조물의 붕괴압력을 계산하고 상응하는 속도장을 구하였다.

2.2 열전달 해석

구조물의 내부의 시간에 따른 온도분포를 구하기 위한 열전도와 열복사를 고려한 지배방정식과 경계조건은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} &\rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x_i}\left(k_{ij} \frac{\partial T}{\partial x_j}\right) + f \quad \text{in } D \\ &T = g \quad \text{on } \partial D_1 \\ &k_{ij} \frac{\partial T}{\partial x_j} n_i = h \quad \text{on } \partial D_2 \\ &k_{ij} \frac{\partial T}{\partial x_j} n_i = -h_0(T - T_\infty) \\ &\qquad - \varepsilon\sigma(T^4 - T_\infty^4) \quad \text{on } \partial D_3 \\ &T = T_0 \quad \text{at } t = 0 \end{aligned} \quad (8)$$

여기에서, ρ는 밀도, c_p는 단위체적당 비열, k_{ij}는 열전도 계수, ε은 방사률이고 σ는 Stefan-Boltzmann 상수이다. 열전달 문제의 유한요소 수식화를 위하여 식 (8)을 일차 변분을 취하여 적분방정식 형태의 약형을 만들고 이를 다음과 같이 유한요소 근사화한다.

$$\begin{aligned} &\sum_{e=1}^{E}\left(\frac{1}{\Delta t} M_{\alpha\beta}^e + \theta K_{\alpha\beta}^e\right) T_\beta^n + \sum_{e=1}^{E_3} \theta K_{\alpha\beta}^{3,e} T_\beta^n \\ &= \sum_{e=1}^{E}\left(\frac{1}{\Delta t} M_{\alpha\beta}^e - (1-\theta) K_{\alpha\beta}^e\right) T_\beta^{n-1} \\ &\quad - \sum_{e=1}^{E_3} (1-\theta) K_{\alpha\beta}^{3,e} T_\beta^{n-1} \\ &\quad + \sum_{e=1}^{E} f_\alpha^e + \sum_{e=1}^{E_2} f_\alpha^{2,e} + \sum_{e=1}^{E_3} f_\alpha^{3,e} \\ &T_\alpha = g_\alpha \quad \text{on } \Gamma_1 \\ &T_\alpha^0 = T_{0\alpha} \quad \text{at } t = t_0 \end{aligned} \quad (9)$$

이 때에 시간적분을 위하여 Crank-Nicholson의 θ-방법을 적용하였고 $n-1$번째 단계에서의 온도 T_β^{n-1}를 이용하여 n번째 단계에서의 온도 T_β^n를 구한다.

3. 원자로 하부구조의 외벽보강을 위한 최적설계 수식화

외벽보강을 위한 최적설계를 수행하기 위하여 최적화에 관한 목적함수와 제한조건을 다음과 같이 수식화 하였다. 이 식에서 사용된 설계 변수의 정의는 Fig. 2에 나타내었다.

$$\begin{aligned} &\text{maximize} \quad \tilde{q}_{\min} \\ &\text{subject to} \quad V-(1+\alpha)V_0=0 \\ &\qquad\qquad R_o < R \le R_c \\ &\qquad\qquad 0^\circ < \theta < 90^\circ \end{aligned} \tag{10}$$

목적함수 $\tilde{q}_{\min}$은 원자로 하부구조 붕괴압력의 시간에 따른 변화 중에서 최소값을 나타낸다. 원자로 하부구조는 노심용융물과의 열전달에 의해 온도가 상승하고, 열적연화 현상이 발생하여 구조적으로 약해지게 된다. 처음에는 원자로 하부구조의 온도가 크게 상승하여 붕괴압력이 급격히 낮아지지만 시간이 지나면 냉각이 시작이 되어 붕괴압력이 다시 커지게 된다. 따라서 가장 작게 나타나는 붕괴압력을 외벽보강을 통해 증강하는 것이 이 최적설계의 목적이다.

제한 조건에는 외벽보강을 위하여 부가되는 부분의 부피를 제한하는 조건과 두께에 관한 제한조건으로 너무 두껍게 되지 않도록 하는 조건을 부여하였다. 식 (10)의 첫 번째 제한조건은 보강부의 부피를 일정하게 하는 제한조건으로, V는 외벽이 보강된 하부구조의 부피이고 V_0는 보강부가 없는 하부구조의 부피로 약 5.2m^{3}이다. 본

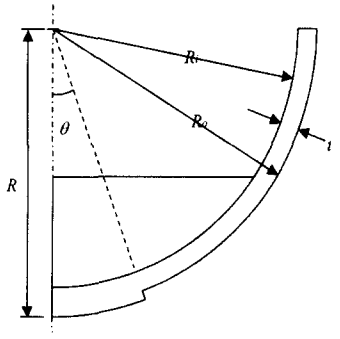


Fig. 2 Definition of design variables for external reinforcement of a nuclear reactor lower head

해석에서는 보강부가 없는 경우의 하부구조의 부피에 대하여 3%를 보강부의 부피로 하여 $\alpha=0.03$로 정하였다. 두 번째 제한조건은 보강부의 두께에 관한 제한 조건으로, R_o는 원자로 하부구조의 외경이고 R_c는 보강부의 두께를 제한하는 상한값이다. R_o와 R_c는 $R_c=R_o+\beta t$의 식으로 상관관계를 나타낼 수 있고, t는 원자로 벽의 두께이다. 본 해석에서는 보강부의 두께가 원자로 벽의 두께의 0.5배를 넘지 않도록 하여 $\beta=0.5$로 정하였다. 세 번째 제한조건은 보강부의 원주 방향의 크기를 제한하는 조건이다. 따라서 설계변수는 보강부의 크기를 나타내는 R과 θ이다.

최적설계를 위한 민감도해석에 많이 사용되는 방법에는 직접미분법(direct differentiation method), 보조변수법(adjoint variable method), 유한차분법(finite difference method; FDM) 등이 있다.[14] 본 논문에서는 원자로 하부구조의 붕괴압력을 보강부의 크기를 나타내는 설계변수의 함수로 표현할 수 없으므로 유한차분법을 이용하였다. 최적설계 기법은 수정가용방향방법(modified feasible direction method)을 이용하였으며 이 방법은 1차 미분값을 이용하는 방법으로 효율성과 신뢰성 면에서 우수한 것으로 알려져 있다.[15]

4. 최적설계 결과 및 토의

본 논문에서 고려한 원자로의 중대사고 모델은 TMI-2 사고를 참조하여 고리1호기에 적용한 것이다. Fig. 2과 같이 대칭축 부분의 외벽에 보강을 위한 부가 구조부를 적당한 크기로 추가하기 위한 최적설계를 수행하였다. 최적설계를 수행하기 위하여 필요한 원자로 하부구조의 붕괴압력은 앞에서 언급한 유한요소 극한해석을 이용하여 얻었고, 붕괴압력의 계산에는 열전달 해석을 통해 얻은 온도분포를 고려하였다. 경계조건은 축대칭 모델을 이용하여 대칭축 부분과 하부구조의 상부면이 하부구조의 중심방향으로의 움직임이 가능하도록 하였고, 내벽에는 압력을 가하였다.

열전달 해석은 노심용융물이 원자로 하부구조의 내부공간에 쌓여있고 노심용융물과 원자로 내벽간의 접촉면에는 틈이 없이 직접 닿아 있다고 가정하여 수행하였다. 원자로 내부의 노심용융물

은 열적, 기계적 성질이 균일하다고 가정하였다. 내부의 노심이 녹아 원자로용기에 쌓이는 과정에서 사고 조건에 따른 현상이 여러 가지로 불확실하기 때문에 노심용융물의 발열을 정확하게 계산하는 데에는 많은 어려움이 있다. TMI-2 사고의 보고서[16]에서는 노심용융물의 발열 감소와 관련된 여러 가정에 대하여 조사· 보고되고 있다. 용융물의 발열의 감소는 아래의 식처럼 초기의 $1\,\mathrm{MW/m^3}$의 발열에서 지수적으로 감소한다고 가정하였다.

$$\bar{f} = \bar{f}_0\, e^{-\lambda t},\ \bar{f}_0 = 1\,\mathrm{MW/m^3} \qquad (11)$$

노심용융물은 630mm가 쌓여있다고 가정하였고 초기 온도는 2000K와 3000K의 2가지 경우로 가정하였다. 물성에 관한 수치자료는 TMI-2 사고의 보고서를 참조하였다. 이 보고서에서는 넓은 범위의 온도에 대한 물성치는 충분하지 않기 때문에 측정된 값으로부터 물성치 곡선을 제안하고 있다. TMI-2 원자로 하부구조에 사용된 SA533b 탄소강의 온도에 따른 항복강도는 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. 원자로 하부구조의 초기온도는 600K로 가정하였고 노심용융물과 내부의 물과의 열전달과 원자로 외벽과 주변 공기와의 열전달은 대류와 복사가 동시에 일어나고 있다고 가정하였다.

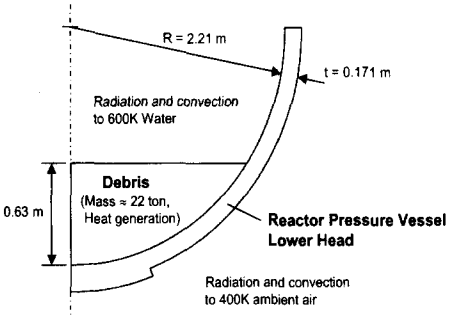


Fig. 3 Heat transfer model and boundary conditions of a nuclear reactor lower head

Fig. 3은 원자로 하부구조의 열전달 해석 모델로 주요 해석제원과 경계조건을 표시하였다. 이 모델은 초기에 높은 온도를 가진 노심용융물과 원자로 하부구조가 직접 접하고 있다고 가정한 것이다. 따라서 초기에는 원자로 하부구조의 내벽에서의 온도가 급격히 상승했다가 다시 낮아지는 불안정한 영역이 나타난다. 이는 해석모델에서 노심용융물이 하부구조에 적층되는 과정을 고려하고 있지 않기 때문에 나타나는 현상이다. 본 논문에서는 안정화 이후에 나타나는 현상에 의한 결과만을 평가하였고, 해석결과도 내벽에서의 초기 고온의 영향을 거의 받지 않는 것으로 나타났다.

먼저 식 (10)의 최적설계 수식화를 이용하여 원자로 하부구조의 부피를 3% 증가시키면서 하중지지능력을 최적으로 개선시키는 보강부의 크기를 계산하였다. Table 1과 Fig. 4는 식 (10)에 의한 최적설계 결과는 나타낸 것이다. Fig. 4에서는 최적설계 이력을 나타내었다. R = 2.37m, θ = 20° 의 초기값에 대하여 6~7번의 반복 회수만에 최적값에 수렴하였다. Table 1은 하중지지능력을 최대로 개선하는 결과를 정리한 것으로 노심용융물의 초기온도에 상관없이 보강부의 크기가 약 R = 2.33m, θ = 25° 일 때 원자로 하부구조의 하중지지 능력이 가장 크게 향상되는 것을 알 수 있다.

이 때, 원자로 하부구조의 최소 하중지지능력은 외벽의 보강부가 없는 경우에 비해 1.6~2.1배 정도 향상하는 것으로 나타났다. 원자로용기 부피의 3%의 증가만으로 상당한 하중지지능력의 개선 효과를 얻을 수 있다. 원자로 하부구조의 단위 부피 당 하중지지 능력을 비교해 보면 1.5배 이상 향상되었음을 알 수 있다.

외벽보강을 통한 하중지지능력의 개선은 대칭축 부분의 보강부에 의해 원자로 벽의 두께가 두꺼워져 구조적인 강도의 증가에 의하여 이루어진다. 보강부에 의하여 원자로 하부구조의 온도 상승이 작아져서 열적연화가 작게 일어난 것도 하중지지능력의 개선 원인이다. 따라서 식 (10)와 같은 하중지지능력을 목적함수로 하는 최적화 방법 외에도 원자로용기의 온도를 목적함수로 최적화하여 열적연화를 최소화하는 방법도 고려할 수 있다. 식 (10)의 경우와 같은 제한조건을 주고 다음의 식 (12)과 같은 최적화를 수행하면 원자로용

Table 1 Optimum results for the collapse pressure with external reinforcement of a nuclear reactor lower head compared to the result without reinforcement

Initial temperature of debris	Number of iterations	Optimum result			Minimum collapse pressure without reinforcement (MPa)
		R (m)	θ (deg)	Minimum collapse pressure (MPa)	
2000K	7	2.331	25.31	16.67	9.77
3000K	6	2.332	24.96	5.56	2.72

Table 2 Optimum results for the maximum temperature at the inner wall with external reinforcement of a nuclear reactor lower head compared to the result without reinforcement

Initial temperature of debris	Number of iterations	Optimum result			Maximum temperature at the inner wall without reinforcement (K)
		R (m)	θ (deg)	Maximum temperature at the inner wall (K)	
2000K	4	2.342	22.78	1104	1163
3000K	4	2.341	22.89	1401	1477

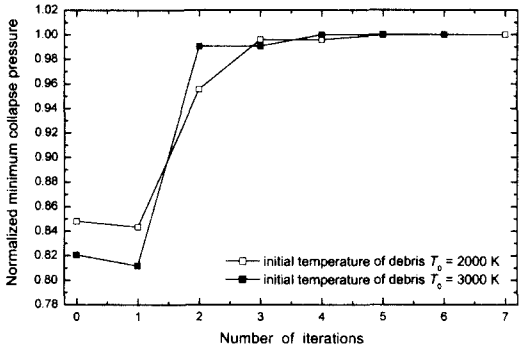


Fig. 4 Convergence of objective functions for the collapse pressure in optimization of an RPV lower head reinforcement (optimum pressure: 16.67MPa for T_0 = 2000K; 5.56MPa for T_0 = 3000K)

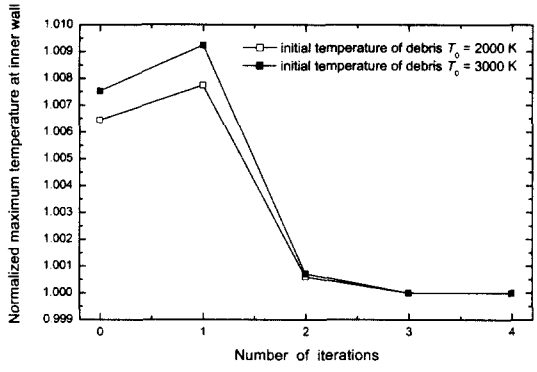


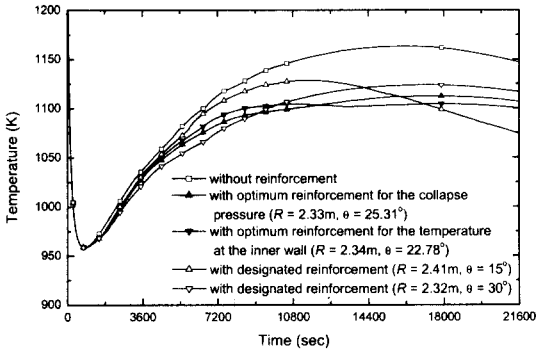
Fig. 5 Convergence of objective functions for the maximum temperature in optimization of an RPV lower head reinforcement (optimum temperature: 1104K for T_0 = 2000K; 1401K for T_0 = 3000K)

기 내벽에서의 최대온도를 낮추어 열적연화를 최소화 할 수 있다.

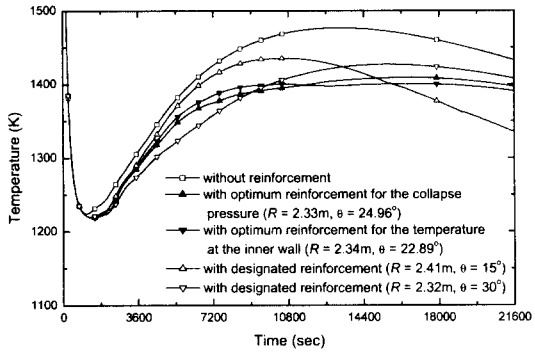
$$\begin{aligned} &\text{minimize} \quad T_{\max} \\ &\text{subject to} \quad V-(1+\alpha)V_0=0 \qquad (12) \\ &\qquad R_o < R \le R_c \\ &\qquad 0^\circ < \theta < 90^\circ \end{aligned}$$

식 (12)의 최적설계 수식화에서 목적함수 $T_{\max}$는 시간대 별로 변화하는 원자로용기 내벽에서의 최대온도가 가장 상승하였을 때의 값이다. 다만 초기에는 고온의 노심용융물과 원자로 하부구조가 직접 접촉하고 있다고 가정하였기 때문에 온도가 크게 상승하였다가 하강하는 불안정한 영역이 나타나므로 이 영역 이후에 최대로 상승하는 온도를 목적함수를 하였다.

식 (12)의 최적설계 결과는 Table 2와 Fig. 5에 나타나 있다. 4번의 반복 후에 최적값에 수렴하였으며 이 때에 설계변수의 최적치는 노심용융물의 초기온도와 관계없이 R = 2.34m, θ = 22.8° 이었다. 외벽보강이 없는 경우에 비해 원자로 내

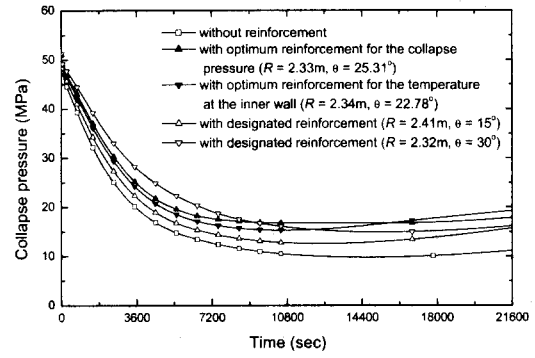


(a)

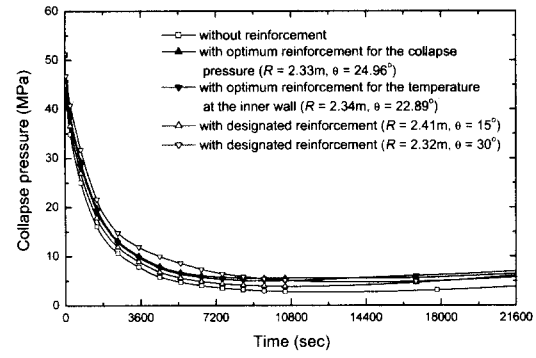


(b)

Fig. 6 Maximum temperature at the inner wall vs. time with the variation of the reinforcement of a nuclear reactor lower head: (a) initial temperature of debris T_0 = 2000K; (b) initial temperature of debris T_0 = 3000K



(a)



(b)

Fig. 7 Collapse pressure of a nuclear reactor lower head vs. time with the variation of the reinforcement: (a) initial temperature of debris T_0 = 2000K; (b) initial temperature of debris T_0 = 3000K

벽에서의 최대 온도는 약 60~75K가 낮아지는 것으로 나타났다.

Fig. 6과 7은 식 (10)에 의한 최적화 결과와 식 (12)에 의한 최적화 결과를 비교한 것이다. 두 가지 최적화 결과의 개선효과를 검증하기 위하여 3%의 부가부피를 갖는 임의 크기의 보강부가 있는 경우와 보강부가 없는 경우와 비교하였다. 최적화된 보강부를 갖는 원자로 하부구조가 외벽보강이 없거나 임의의 부적절한 외벽보강부를 갖는 하부구조에 비해 내벽온도와 하중지지능력에서 뚜렷하게 개선되었음을 알 수 있다. 식 (10)의 최적화 결과와 식 (12)의 최적화 결과는 설계변수인 R과 θ의 값이 수치적으로 다르지만 하중지지능력이나 내벽에서의 최대온도의 상승에서는 큰 차이를 보이지는 않았다. 다만 최대온도의 최고상승 시기나 붕괴압력의 회복정도는 미소한 차이가 있었다.

Fig. 8~10은 보강부가 없는 하부구조, 최적화된 보강부가 있는 하부구조 및 임의의 보강부가 있는 하부구조의 붕괴모드를 나타낸 것이다. Fig. 8은 보강부가 없는 원자로 하부구조의 붕괴모드로 붕괴가 대칭축 부분에 집중되어 있다. Fig. 9는 식 (10)과 식 (12)에 의해 최적화된 보강부를 갖는 원자로 하부구조의 붕괴모드이다. 붕괴영역이 보강부가 있는 곳과 그 주변으로 분산되어 있다. Fig. 10은 임의 크기의 보강부를 갖는 원자로 하부구조의 붕괴모드이다. Fig. 10(a)는 보강부가 대칭축 부분으로 집중되어 붕괴가 일어나

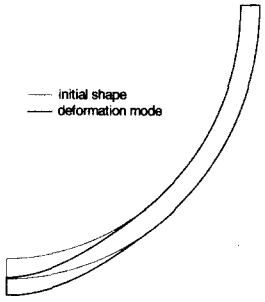
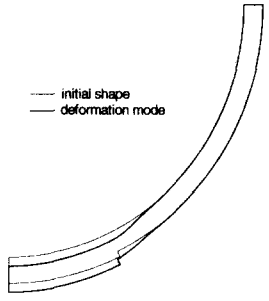
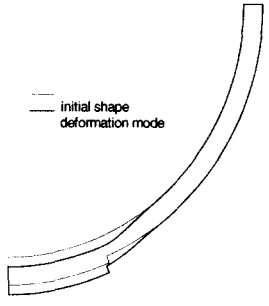


Fig. 8 Deformation mode of a nuclear reactor lower head without external reinforcement for T_0 = 2000K

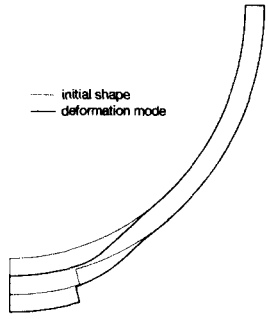


(a)

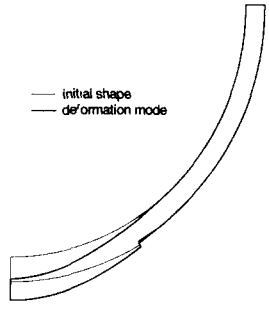


(b)

Fig. 9 Deformation mode of a nuclear reactor lower head with the optimum reinforcement for T_0 = 2000K: (a) optimum result for the collapse load (R = 2.33m, θ = 25.31°); (b) optimum result for the maximum temperature at the inner wall (R = 2.34m, θ = 22.78°)



(a)



(b)

Fig. 10 Deformation mode of a nuclear reactor lower head with the designated reinforcement for T_0 = 2000K: (a) R = 2.41m, θ = 15°; (b) R = 2.32m, θ = 30°

는 영역이 보강되지 않은 부분에 집중되어 있고 Fig. 10(b)는 보강부의 두께가 너무 얇아서 보강의 효과를 보이지 못하고 보강부가 없는 경우처럼 붕괴하고 있다.

하중지지능력에 영향을 미치는 중요 인자에는 열적연화에 의한 항복강도의 저하와 대칭축 부분 벽의 두께 증가에 의한 구조적인 강도 등 두 가지가 있다. 이 두 가지 인자가 적절하게 분배되는 경우에 원자로 하부구조의 하중지지능력이 가장 우수하게 된다. 식 (10)에 의한 최적값이 가장 적절하게 열적연화를 최소화하면서 구조적으로 강도를 증가시키는 결과라고 할 수 있다.

5. 결 론

원자로의 중대사고로 내벽온도가 상승할 때에 하부구조의 하중지지능력이 저하되는 것을 완화하기 위한 외벽보강 방안을 최적설계를 이용하여

제안하였다. 원자로 하부구조의 붕괴압력을 계산하기 위하여 유한요소 열전달 해석을 수행하여 온도분포를 구하고, 온도의 상승에 의한 원자로 하부구조의 항복응력 저하를 고려하여 유한요소 극한해석을 수행하였다. 원자로용기 내벽의 온도를 낮추는 최적설계도 같이 수행하여 하중지지능력 개선을 위한 최적설계와의 차이를 비교· 검토하였다.

원자로용기 하부구조의 외벽에 보강부를 부가하여 보강하면 상당한 효과가 있는 것으로 나타났다. 외벽보강이 없는 원자로 하부구조의 부피에 비하여 약 3%의 보강부를 추가하여 외벽보강을 하면 내벽에서의 온도는 약 50K 이상 낮아지고 최소 붕괴압력은 약 1.5배 이상 증가하였다. 이 결과는 중대사고에서 유발되는 원자로용기의 열화 및 파괴 위험이 감소되어 안전성에 상당히 좋은 영향을 주는 것이다. 보강부의 크기를 더욱 크게 하면 안전성 향상의 효과가 더욱 증가하겠지만 너무 많은 보강부의 추가는 원자로 중량의 증가와 제작 원가의 상승을 동반한다. 원자로 제작과정에서 생기는 대칭축 부분의 부가 질량을 적절히 이용하면 제작비용의 추가부담 없이도 원자로의 열적, 구조적인 성능을 향상시켜 중대사고시의 열화를 완화할 수 있을 것이다.

참고문헌

(1) Corradini, M. L., 1984, "Molten Fuel/Coolant Interaction Analysis," *Nucl. Sci. Eng.*, Vol. 86, pp. 372～387.

(2) Chu, C. C. and Corradini, M. L., 1989, "One-Dimensional Transient Fluid Model for Fuel/Coolant Interaction Analysis," *Nucl. Sci. Eng.*, Vol. 101, pp. 48～71.

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

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

(5) Squarer, D., Hochreiter, L. E. and Pieczynski, A. T., 1984, "Modes of Heat Removal from a Heat-Generating Debris Bed," *Nucl. Technol.*, Vol. 65, pp. 16～21.

(6) 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.

(7) 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.

(8) Harrop, L. P., 1992, "Summary of Design of Nuclear Vessels and Piping to ASME III (NB, NC, ND) and Vessels to BS 5500," *Int. J. Pres. Ves. Piping*, Vol. 49, pp. 231～265.

(9) 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.

(10) Radhamohan, S. K. and Galletly, G. D., 1979, "Plastic Collapse of Thin Internally Pressurized Torispherical Shells," *Trans. ASME J. Press. Vess. Technol.*, Vol. 101, pp. 311～320.

(11) 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.

(12) Huh, H., Kim, H. S. and Kim, H. D., 1995, "Load-Carrying Capacity of a Nuclear Reactor under Internal Pressure Considering Work-Hardening Effect," *ASME Pressure Vessel and Piping Conference*, PVP-297, pp. 9～14.

(13) 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.

(14) Haug, E. J., Choi, K. K., and Komkov, V., 1986, *Design Sensitivity Analysis of Structural Systems*, Academic Press, Inc., London.

(15) Vanderplaats, G. N., 1984, "An Efficient Feasible Directions Algorithm for Design Synthesis," *AIAA Journal*, Vol. 22, pp. 1633～1640.

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