

## 한국표준원전 원자로용기의 단열 설계에 관한 연구

김석범 · 백세진 · 임덕재 · 최해윤 · 이상섭 · 박종호\*

한국전력기술(주), \*충남대학교, 기계공학부

### A Study on the Insulation Design Parameters of the Reactor in the Korean Standard Nuclear Power Plant

Seoung B. Kim, Se J. Baik, Duck J. Lim, Hae Y. Choi,

Sang S. Lee and \*Jong H. Park

Korea Power Engineering Company, Inc.,

\*Department of Mechanical Engineering, Chungnam University

#### 요 약

한국표준원전의 원자로용기 단열재 설치시 설계인자에 대한 수치해석적 연구를 전산 유체유동 코드인 FLUENT를 이용하여 해석하였다. 단열재 두께 및 원자로용기 벽과 단열재의 내부표면간의 공간간격에 대한 인자에 대해서 연구를 수행했다. 또한 단열재 설치시 단열재판넬 사이의 틈새 간격 때문에 발생하는 chimney effect으로 인한 단열재의 성능저하를 평가하였다. 수치해석 결과 최적의 공간 간격 및 단열재 두께를 얻을 수 있었다.

**Abstract** — The design parameter of the reactor vessel insulation for the Korea Standard Power Plant has been studied numerically. The heat loss from the reactor vessel through the insulation is analysed by using the computational fluid dynamics code, FLUENT. Parametric study has been performed on the air gap width between the reactor vessel wall and the inner surface of the insulation, and on the insulation thickness. Also evaluated is the performance degradation due to the chimney effect caused by gaps between the panels during the installation of the insulation system. From the analysis results, the optimal air gap width and the optimal insulation thickness are obtained.

#### 1. 서 론

영광3, 4호기의 원자로냉각재계통(RCS)은 원자로용기에 연결된 두 개의 동일한 루프를 구성되어 있으며, 각 루프는 한 개의 증기발생기, 두 개의 원자로냉각재펌프가 배관으로 연결되고, 그중 하나의 루프에 가압기가 설치되어 있다. 원자로냉각재계통의 설계압력과 설계온도는 각각 17.2 MPa와 343.3°C<sup>[1][2]</sup>이다. 고온으로 유지되는 원자로냉각재계통 및 보조계통의 기기 및 배관에 열손실을 최소화하고자 단열재가 설치되어있다.

EPR<sup>[3]</sup>보고서에서는 실제 상업운전 중인 대부분의 원자로 열손실 시험에서 설계상의 열손실 보다 실제 열손실이 2~3배 크게 나타났음을 밝히고 있으며, 영광 3호

기의 고온기능시험결과 RCS부터의 열손실이 과다하게 발생하고 있음이 확인된바 있다.

참고로 미국의 팔로버더 원전(PVNGS, 1300 MWe)에서는 시운전 동안 RCS의 열손실시험시 설계상 열손실 크기인 1.5 MW에 비해 실제 열손실은 3.62 MW로 발생하였음이 보고된바 있다. 한국표준형원전과 유사한 영광 3, 4호기에서 원자로, 가압기 및 증기발생기 등의 기기에 대하여 적외선 온도사진을 분석하여 각 기기별 열손실량을 구하였으며 이를 설계치와 비교하여 단열재 보수에 활용하였다. 가압기의 경우 측정열손실 대 설계열손실의 비가 0.117/0.029이며, 두 개의 증기발생기에서는 0.12/0.03, CEDM을 제외한 원자로 용기에서는 0.49/0.06 (MW/MW)로 나타나 설계열손실에 비해 측정열손

실이 기기에 따라서 4~7배 큼을 알 수 있다.

원자로용기 주변의 단열재는 스텐레스강으로 만들어진 반사형단열재( $k=0.183 \text{ kcal/hr}\cdot\text{m}^2\cdot^\circ\text{C}^{(4)}$ )로서 원자로 벽면과 단열재간의 공간간격이 위치에 따라서 1.2~20.3 cm로 하여 설치되어 있다. 그 이유는 원자로용기에서 발생할 수 있는 국소적인 고온 또는 저온을 방지하고, 단열재 오염으로 인한 화학적 영향을 주지 않게 하여 단열성능을 극대화하기 위해서이다. 단열재는 여러 판넬로 구성되며, 각각의 판넬은 짐쇄로 서로 연결된다. 단열재 설치시 허용되는 단열재간의 최대 틈새는  $0.32 \text{ cm}^{(12)}$ 이며, 원자로단열재 바깥표면의 최대 허용온도는  $60^\circ\text{C}^{(5)}$ 이다.

원자로냉각재계의 주요기기인 원자로용기, 가압기 및 증기발생기에서의 실제 열손실이 설계 열손실 보다 크게 발생한 주원인은 하부의 단열재 틈새로 들어오는 차가운 공기가 기기의 벽면을 따라 상승하면서 가열된 후 상부의 틈새를 통해 격납건물 대기로 빠져나가는 현상인 chimney effect<sup>(12)</sup> 때문임을 여러 연구 결과들이 보여주고 있다. 특히, 원자로의 경우는 'chimney effect' 뿐만 아니라 원자로 하부에 위치해 있는 원자로 공동(reactor cavity)에서 공기가 1.52 cm 수두<sup>(12)</sup>로 가압됨에 따라 단열재 틈새로 공기유입이 증가하여 실제 열손실량을 크게 증가시켰다. 따라서 본 연구에서는 원자로용기와 단열재간의 공간간격 및 단열재 두께 등의 설계변수를 최적화하고, chimney effect를 고려한 열전달 특성을 연구하고자 한다.

## 2. 지배 방정식

본 연구에서 채택한 해석모델 Fig. 1에 대하여 원자

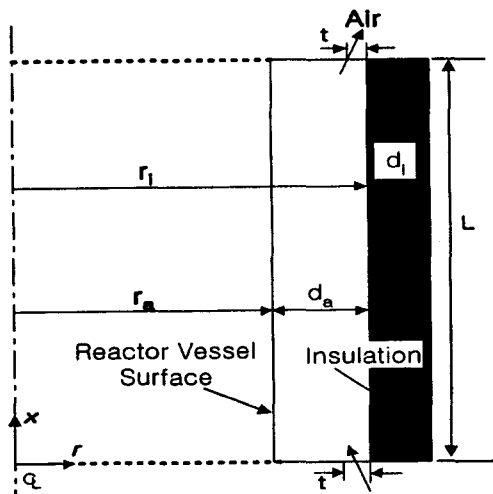


Fig. 1. Analysis model.

로 공간간격에서의 공기유동과 열전달 현상 또한 단열재 내·외부의 온도장에 대해서 해석하였다. 공기는 고온의 원자로 벽면에 의하여 가열되므로 온도변화에 따른 공기의 밀도변화에 따라 부력이 작용하게 되어 공기 유동, 즉 자연대류가 발생한다. 해석영역은 대류영역과 전도열전달만 일어나는 고체의 영역을 함께 포함한다. 대류가 발달함에 따라 난류유동이 발생하므로, 난류계산은 k-ε 난류모델<sup>(6)</sup>을 적용하였다.

운동량방정식에서 부력항을 밀도변화에 관한 함수로 나타내는 Boussinesq 근사를 가정하며 압축성효과, 점성소산(viscous dissipation) 및 복사열전달은 무시하였다. 유동은 정상상태 이차원 축대칭 유동으로 가정하였으며 연속방정식, 시간평균 Navier-Stokes 방정식과 에너지 방정식으로부터 축대칭 난류유동에 대한 지배 방정식을 원주좌표계로 표시하면 다음과 같다.

### 연속방정식

$$U \frac{\partial U}{\partial x} + V \frac{\partial V}{\partial r} + \frac{V}{r} = 0 \tag{1}$$

### 축방향 운동량방정식

$$U \frac{\partial U}{\partial x} + V \frac{\partial U}{\partial r} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial x} + \nu \left( \frac{\partial^2 U}{\partial x^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r \frac{\partial U}{\partial r} \right) \right) - \frac{\partial(\overline{u^2})}{\partial x} - \frac{1}{r} \frac{\partial(\overline{r u v})}{\partial r} + g\beta(T-T_0) \tag{2}$$

### 반경방향 운동량방정식

$$U \frac{\partial V}{\partial x} + V \frac{\partial V}{\partial r} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial r} + \nu \left( \frac{\partial^2 V}{\partial x^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r \frac{\partial V}{\partial r} \right) \right) - \frac{1}{r} \frac{\partial(rv^2)}{\partial r} - \frac{\partial(\overline{u v})}{\partial x} + \frac{w^2}{r} \tag{3}$$

### 에너지방정식

$$U \frac{\partial T}{\partial x} + V \frac{\partial T}{\partial r} = \frac{\partial}{\partial x} \left( \alpha \frac{\partial T}{\partial x} - u\theta \right) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r\alpha \frac{\partial T}{\partial r} - r v\theta \right) \tag{4}$$

위 방정식들의 해를 얻기 위해서는 식(2), (3)에 나타나는 레이놀즈 응력항과 (4)식의 속도요동성분과 온도요동성분의 2차 상관관계항의 모델링하는 것이 필요하다. 식(4)은 유동장에 적용되는 에너지방정식이며 단열재와 같은 고체영역에서는 속도성분이 없으므로 다음과 같이 간단히 표기된다.

$$0 = \frac{\partial}{\partial x} \left( \alpha_s \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r\alpha_s \frac{\partial T}{\partial r} \right) \tag{5}$$

일반적으로 레이놀즈 응력은 이를 평균속도구배와 관

런시킨 Boussinesq의 와점성 계수(eddy viscosity) 가정을 이용하여 다음과 같이 모델링하였다.

$$-\overline{u_i u_j} = \nu_t \left( \frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) \frac{2}{3} k \delta_{ij} \quad (6)$$

위 식을(2), (3)식에 대입하여 정리하면 다음과 같다.

$$U \frac{\partial U}{\partial x} + V \frac{\partial U}{\partial r} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial x} + \frac{\partial}{\partial x} \left( \nu \frac{\partial U}{\partial x} \right) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r \nu \frac{\partial U}{\partial r} \right) + S_x \quad (7)$$

$$U \frac{\partial V}{\partial x} + V \frac{\partial V}{\partial r} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial r} + \frac{\partial}{\partial x} \left( \nu \frac{\partial V}{\partial x} \right) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r \nu \frac{\partial V}{\partial r} \right) + S_r \quad (8)$$

여기서

$$S_x = \frac{\partial}{\partial x} \left( \nu_t \frac{\partial U}{\partial x} \right) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r \nu_t \frac{\partial V}{\partial x} \right) - \frac{2 \partial k}{3 \partial x} + g \beta (T - T_0)$$

$$S_r = \frac{\partial}{\partial x} \left( \nu_t \frac{\partial V}{\partial r} \right) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( r \nu_t \frac{\partial V}{\partial r} \right) - 2 \nu_t \frac{V}{r^2} \frac{\partial k}{\partial r} \text{ 이다.}$$

(4)식 속에 포함되는 속도요동성분과 온도요동성분의 2차 상관관계 항은 난류운동량 확산전달과 난류 확산전달 현상이 매우 유사하다는 점과 난류 요동속도 성분의 크기가 모든 방향으로 비슷하다는 것을 이용하여 운동량 전달에서의 와점성계수와 같은 개념의 난류 열확산 계수  $\alpha_t$ 를 도입하여 다음과 같이 모델링하였다.

$$\begin{aligned} -\overline{u\theta} &= \alpha_t \frac{\partial T}{\partial x} \\ -\overline{v\theta} &= \alpha_t \frac{\partial T}{\partial r} \end{aligned} \quad (9)$$

Reynolds<sup>[7]</sup>, Ludwig<sup>[8]</sup>, Johnson<sup>[9]</sup> 등의 연구에서 내부유동의 경우 난류 프란틀수,  $\sigma_t = \nu_t / \alpha_t$ 가 0.5~1.0 사이의 값을 가지며  $\sigma_t = 0.9$ 로 근접함이 밝혀졌다. 위(9)식을 (4)식에 대입하여 구한 에너지방정식은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} U \frac{\partial T}{\partial x} + V \frac{\partial T}{\partial r} &= \frac{\partial}{\partial x} \left[ \left( \frac{\nu}{\sigma} + \frac{\nu_t}{\sigma_t} \right) \frac{\partial T}{\partial x} \right] \\ &+ \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[ \left( \frac{\nu}{\sigma} + \frac{\nu_t}{\sigma_t} \right) r \frac{\partial T}{\partial r} \right] \end{aligned} \quad (10)$$

식(7), (8), (10)식을 풀기 위해서는 식에 포함되는 와점성계수를 구해야 하며 이를 위해서 난류모델이 필요하다.

2상정식 중  $k-\epsilon$  모델  $\nu_t$ 는 길이 기준치( $k^{3/2}/\epsilon$ )와 속도 기준치( $k^{1/2}$ )의 곱의 형태로 나타내며 다음과 같이 정의한다.

$$\nu_t = C_\mu \frac{k^2}{\epsilon} \quad (11)$$

여기서 모델상수  $C_\mu$ 는 0.09로 사용하였다. 식(11)에서

난류운동에너지(k)와 소산율( $\epsilon$ )은 다음 식으로 계산되어진다.

난류운동에너지 방정식

$$U \frac{\partial k}{\partial x} + V \frac{\partial k}{\partial r} = \frac{\partial}{\partial x} \left( \frac{\nu_t}{\sigma_k} \frac{\partial k}{\partial x} \right) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( \frac{\nu_t}{\sigma_k} r \frac{\partial k}{\partial r} \right) + P - \epsilon \quad (12)$$

난류운동에너지 소산율 방정식

$$U \frac{\partial \epsilon}{\partial x} + V \frac{\partial \epsilon}{\partial r} = \frac{\partial}{\partial x} \left( \frac{\nu_t}{\sigma_\epsilon} \frac{\partial \epsilon}{\partial x} \right) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( \frac{\nu_t}{\sigma_\epsilon} r \frac{\partial \epsilon}{\partial r} \right) + C_{\epsilon 1} \frac{\epsilon}{k} P - C_{\epsilon 2} \frac{\epsilon^2}{k} \quad (13)$$

여기서

$$P = \nu \left[ 2 \left\{ \left( \frac{\partial U}{\partial x} \right)^2 + \left( \frac{\partial V}{\partial r} + \frac{V}{r} \right)^2 \right\} + \left( \frac{\partial U}{\partial r} + \frac{\partial V}{\partial x} \right)^2 \right] \quad (14)$$

식(12), (13), (14)에 나타나는 모델상수  $C_{\epsilon 1}$ ,  $C_{\epsilon 2}$ ,  $\sigma_k$ ,  $\sigma_\epsilon$ 은 일반적으로 1.43, 1.92, 1.0, 1.3으로 각각 사용하였다.

3. 해석모델 및 계산과정

Fig. 2와 같이 원자로의 형태는 반구형 상하부 헤드와 원통부분으로 나뉜다. 원자로 정지봉의 제어기구들이 설치되는 상부 헤드는 열전달이 매우 활발히 일어나 독립된 공조계통이 설치된다. 하부헤드와 원통부분은 동일한 단열재로 덮여 있으나 하부헤드와 원통부분의 경계에서는 원자로와 단열재 사이 공간이 매우 작아 하부 헤

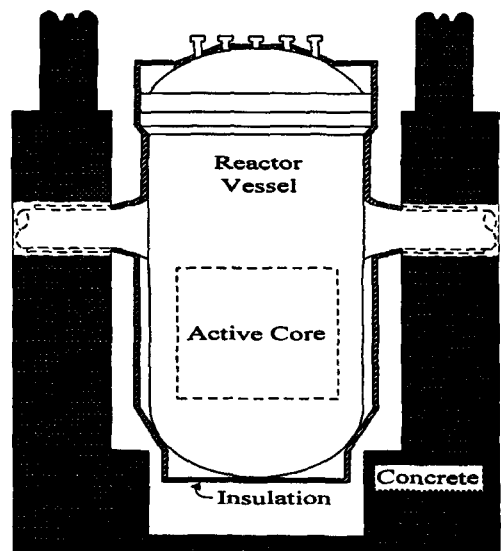


Fig. 2. Reactor.

드와 원통부분 간의 대류는 거의 일어나지 않으므로 원통부분만 분리하였으며, 해석에 이용된 데이터는 한국표준원전 원자로용기의 단열설계와 동일하게 하여 해석하였다.

원통의 바깥 직경( $r_a$ )은 226 cm, 높이(L)는 400 cm이다. 공간 간격( $d_a$ )은 1.2, 2.5, 5.0, 7.6, 10.2, 15.2, 20.3 cm로 변화시켰으며, 단열재 두께( $d_i$ )는 2.5, 5.0, 7.6, 11.4, 15.2 cm 경우에 대하여 분석하였다.

'chimney effect'를 고려하기 위하여 공간간격 20.3 cm, 단열재 두께 11.4 cm 경우에 대하여 단열재 설치시 발생할 수 있는 틈새를 적용하였다. 단열재 상하부에 같은 크기의 틈새( $t$ )를 가정하였으며 0.084 cm와 0.168 cm의 두 경우에 대하여 해석하였다. 각 틈새에 경계조건을 적용하였으며, 높이 차에 따른 대기의 압력차를 고려하여 상부틈새에서의 압력을 하부틈새압력 보다 0.044 KPa<sup>[12]</sup> 낮게 가정하였다. 이 경우에 대한 경계조건은 Fig. 3과 같다.

본 연구의 모든 해석에 사용된 원자로 벽면 온도조건은 원자로 입구온도인 298.3°C, 단열재 바깥면의 열전달 계수 4.9 kcal/hr-m<sup>2</sup>-°C<sup>[4]</sup> 및 대기온도 35°C로 가정하였다. 또한 벽면과 단열재에서는 유속에 대해 정지유속조건(no-slip condition) 및 벽면합수<sup>[10]</sup>를 표면부근에 적용하였다. 난류 운동에너지 k와 그 소산율  $\epsilon$ 에 대한 경계값은 벽면합수를 이용해 벽면에서 떨어진 첫 격자점의 값을 구해 이들 첫 격자점에서의 값이 경계조건이 된다.

본 해석에서는 SIMPLE<sup>[11]</sup> 알고리즘을 사용하여 수행하였으며 수치적 확산을 최대한으로 줄이기 위해 U, V 운동량식에 upwind 차분방법을 적용하였고 k,  $\epsilon$ 식에는 대류항이 생성항에 비해 작은 양이므로 계산시간이 긴 upwind 차분방법을 사용할 필요가 없으므로 power-low 차분방법을 사용하여 계산하였다. 본 계산을 위하여 사용된 격자배열은 200×100으로 분할하였으며 네 경계면

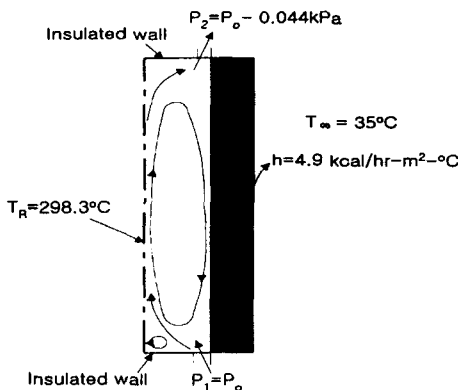


Fig. 3. Boundary condition.

부근에서 경계층 흐름특성을 효과적으로 관찰하기 위하여 비엇갈림격자계(non-staggered system)를 적용하였다. 격자의 구성은 네 경계부근 및 유동과 온도의 변화가 심한 벽면근처에서는 조밀하게 배열시켰다.

## 4. 결과 및 토의

### 4-1. 공간간격(air gap)의 변화

단열재 두께가 11.4 cm인 경우 공간간격 변화에 따른 열전달 특성을 고찰하였다. Fig. 4는 원자로와 단열재 공간에서의 유동속도를 나타내었다. 이 공간간격이 커짐에 따라 대류속도가 증가함을 알 수 있으며, 간격이 1.2 cm 일 때 공기는 거의 정지해 있음을 알 수 있다. Fig. 5와 같이 공기의 온도가 선형적으로 변하는 전도 열전달 현상을 보이므로 대류보다는 전도열전달이 지배적이며, 공간간격이 1.2 cm 경우를 제외하고는 대류열전달이 발달함에 따라  $x=L/2$ 에서 반경방향으로의 단열재 내부의 온도분포는 거의 변화가 없음을 알 수 있다. 그러나 공간간격이 커짐에 따라, 즉 자연대류가 커짐에 따라  $x=0$ 와

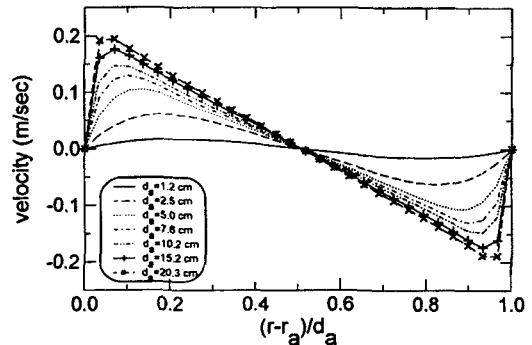


Fig. 4. Velocity distribution at  $x/L=0.5$  with variation of air gap width.

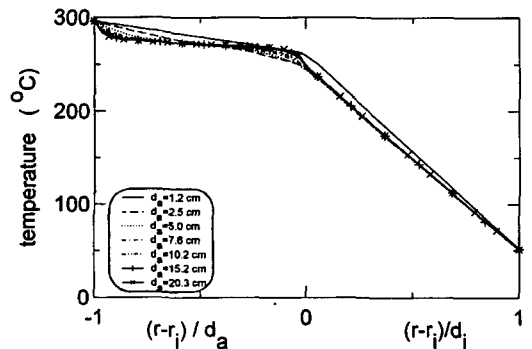


Fig. 5. Temperature distribution at  $x/L=0.5$  with variation of air gap width.

$x=L$  근처의 양단 부근에서의 대류 영향은 커진다. 간격이 1.2 cm인 경우는 전도가 지배적이므로 거의 전 영역에서 온도가 균일하나 간격이 증가할수록 대류의 영향이 커져서 20.3 cm인 경우는 전 범위에서  $x$  방향으로 온도의 변화를 보이고 있다. 원자로 벽면을 따라서 올라가며 가열된 공기는 단열재 벽면을 따라 내려오며 냉각

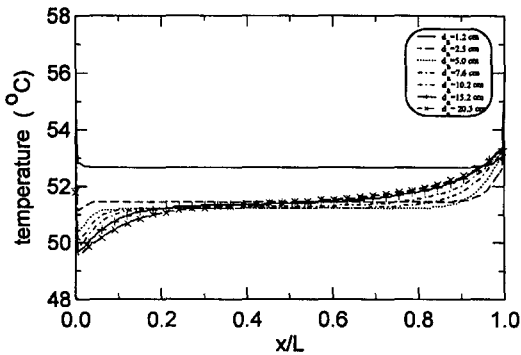


Fig. 6. Temperature distribution at the insulation outer surface with variation of air gap width.

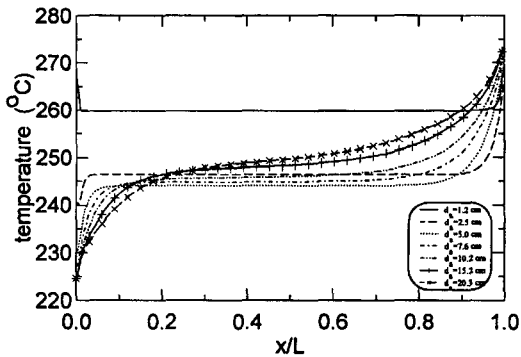


Fig. 7. Temperature distribution at the insulation inner surface with variation of air gap width.

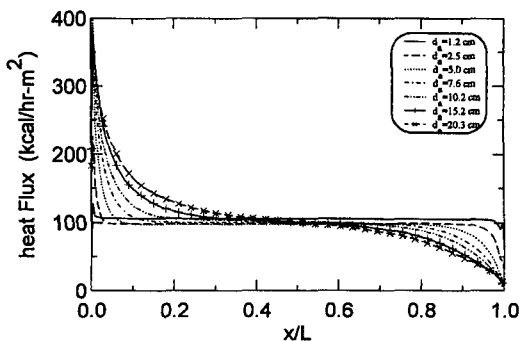


Fig. 8. Heat flux at the reactor surface with variation of air gap width.

되므로 상부의 온도는 하부의 온도보다 높게된다. Figs. 6, 7은 공간간격 변화에 따른 단열재의 안쪽 면 및 바깥 면의  $x$  방향 온도 분포가 나타나 있으며, 단열재 외부면의 온도는 모든 경우에  $60^{\circ}\text{C}$  이하이다. Fig. 8과 같이 단열재 내부공간의 자연대류에 의하여 원자로 벽면에서의 열유속은 변화게 되며, 대류가 지배적일 때는  $x$  방향을 따라 균일한 열유속을 보이거나 간격이 커질수록 하부에서의 열유속이 커짐을 알 수 있다. 자연대류에 의하여 원자로 상하부의 온도차 및 열유속이 크게 차이가 있는 것은 바람직하지 못하므로 이를 설계시 고려하여야 한다.

4-2. 단열재 두께의 변화

단열재 두께의 변화에서는 원자로와 단열재 사이 간격이 20.3 cm인 경우 단열재 두께의 변화에 따른 열전달 특성을 고찰하였다. Figs. 9, 10은 각 경우의 속도분포와 온도분포에 대해서 나타내었다. 단열재 두께가 얇을수록 열손실이 증가하며 내부의 자연대류도 증가하게

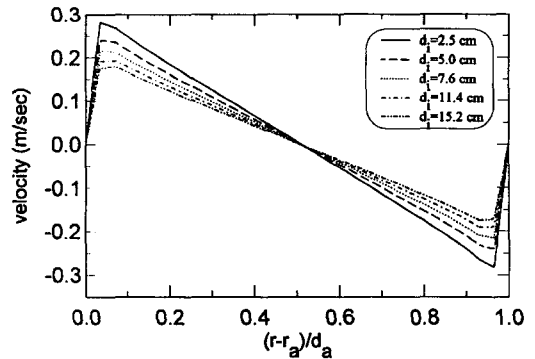


Fig. 9. Velocity distribution at  $x/L=0.5$  with variation of insulation thickness.

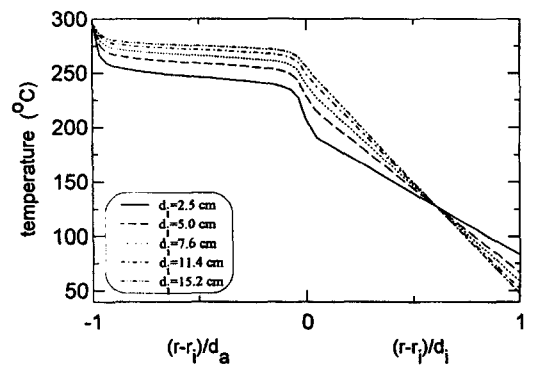


Fig. 10. Temperature distribution at  $x/L=0.5$  with variation of insulation thickness.

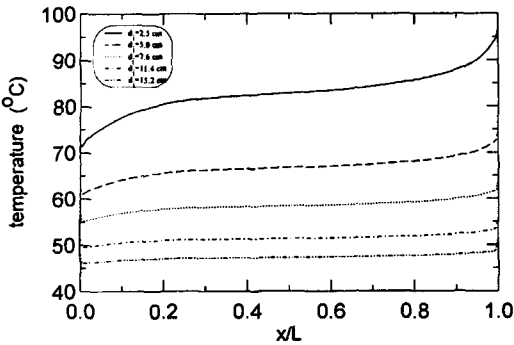


Fig. 11. Temperature distribution at the insulation outer surface with variation of insulation thickness.

되어 벽면을 따라서 온도변화도 커지게 된다. Fig. 11에 나타난 바와 같이 단열재 두께가 5.0 cm 이하에서는 단열재 외부면의 온도가 60°C를 초과하며, 7.6 cm인 경우는 상부에서 60°C를 초과하였다. 열손실은 두께 2.5 cm인 경우가 11.4 cm에 비하여 2.5배 크다.

4-3. Chimney effect 고려

Chimney effect로 인한 열손실을 고려하였다. Fig. 12는 단열재 틈새를 통해 유입된 차가운 외부 공기는 열전달에 큰 영향을 주었다. 대류속도가 크게 증가했으며, Fig. 13과 같이 단열재 내부 공간의 공기 온도도 외부공기 유입이 없는 경우에 비해 약 65°C 이상 낮아졌다. 전반적으로 원자로 벽면에서의 열유속은 증가하였으며, 특히 Fig. 14에서와 같이 공기가 유입되는 하부 영역에서는 매우 크게 증가하였다. 하부 영역에서 열유속 분포가 굴곡을 나타내는 것은 유입공기에 의해 하부 모서리 부근에서 재순환 영역이 발생했기 때문이다. 차가운 공기가 유입되어 원자로용기 벽에 직접 닿으면 극부적인 저온이 발생하여 원자로 건전성에 영향을 줄 수 있다.

위에서 살펴본 각 항목에서의 전체 열손실의 크기는

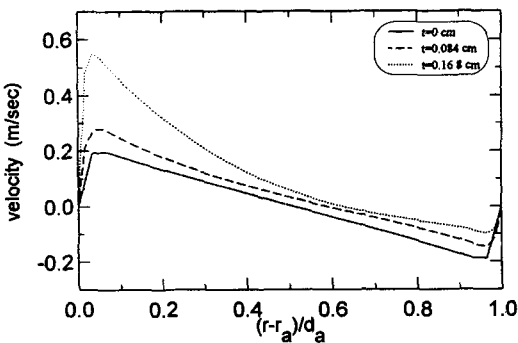


Fig. 12. Velocity distribution at  $x/L=0.5$  with consideration of the chimney effect.

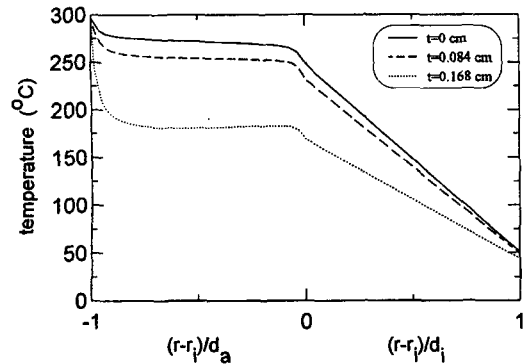


Fig. 13. Temperature distribution at  $x/L=0.5$  with consideration of the chimney effect.

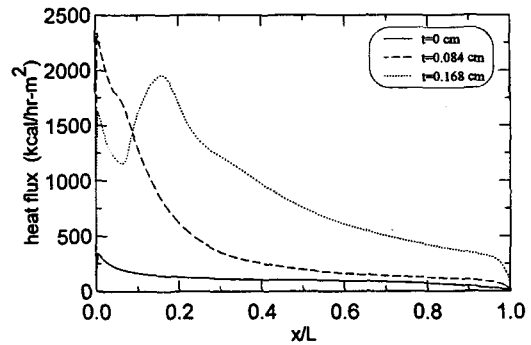


Fig. 14. Heat flux at the reactor surface with consideration of the chimney effect.

Table 1. Comparison of the heat loss.

(a) Variation of the air gap width ( $d_i=11.4$ cm)	
air gap width	heat loss (kw)
1.2 cm	1.12
2.5 cm	1.05
5.0 cm	1.04
7.6 cm	1.07
10.2 cm	1.09
15.2 cm	1.11
20.3 cm	1.13
(b) Variation of the insulation thickness ( $d_i=20.3$ cm)	
insulation thickness	heat loss (kw)
2.5 cm	2.84
5.0 cm	1.96
7.6 cm	1.49
11.4 cm	1.13
15.2 cm	0.923
(c) Consideration of the chimney effect ( $d_i=11.4$ , $d_o=20.3$ cm)	
opening size	heat loss (kw)
0.084 cm	4.61
0.168 cm	9.37

Table 1과 같다. 공간간격의 변화에서는 공간간격의 증가에 따라 열손실은 간격 5.0 cm에서 최소치를 보인 후 증가하는 경향을 보였다. Chimney effect에 의한 열손실의 증가는 틈새가 0.084 cm와 0.168 cm 경우 각각 약 4 배 및 8배 정도이므로 그 영향은 매우 심각함을 알 수 있다. Chimney effect에 의해 유입된 공기는 다시 격납 건물 대기로 유출되므로 이는 원자로 냉각재 계통의 효율을 떨어뜨릴 뿐만 아니라 격납건물의 공조설비(HVAC) 용량에도 영향을 주게 된다. EPRI에서 밝힌 바와 같이 원자로 냉각재 계통의 열손실 시험 결과가 설계치에 비해 2~3배 큰 이유는 단열재 설계의 잘못보다는 단열재 설치상의 잘못으로 열손실이 증가되었을 것으로 생각된다. 따라서, 단열재의 보관 및 설치시에 단열재가 손상을 입지 않도록 주의하여 다루어야 하며, 단열재의 틈새가 최소화가 되도록 하여야 한다.

5. 결 론

본 연구에서는 원자로용기에 단열재 설치를 위한 설계인자 결정시 원자로용기와 단열재간 공간간격 및 단열재두께를 최적화하고, 단열재의 부적절한 설치에 의해 발생하는 틈새의 영향을 분석하고자 수치 해석을 통해 열역학적인 거동과 단열효과를 분석하였다. 분석결과로부터 다음과 같은 결론을 얻을 수 있었다.

1. 열손실을 최소화하는 원자로용기 벽면과 단열재 사이의 공간 간격은 5.0 cm이다.
2. 단열재 외부 면의 온도를 60°C 이하로 유지하기 위해서는 11.4 cm 이상의 단열재 두께가 적절하다.
3. 단열재 설치시 틈새의 허용한도 내에서도 chimney effect에 의해 열손실이 4배이상 증가하므로 단열재 사이의 틈새를 밀봉 및 최소화하여야 한다.

사용기호

$d_a$	: 원자로표면과 단열재간에 공간간격
$d_i$	: 단열재 두께
$k$	: 단열재의 열전도율
$L$	: 원자로 몸통부분의 길이
$r_a$	: 원자로 표면의 반경
$r_i$	: 원자로 내부표면의 반경
$t$	: 단열재 판넬 간의 틈새 간격
$h$	: 단열재의 열전달 계수
$x, r$	: 원주좌표계의 주유동방향과 반경방향 성분
$U, V$	: 주유동방향과 반경방향의 평균속도 성분
$u, v, w$	: 주유동방향, 반경방향 그리고 원주방향의 난류 유동속도 성분

$g$	: 중력 가속도
$\alpha$	: 열확산 계수
$\beta$	: 열팽창 계수
$\theta$	: 온도 요동량
$\kappa, \epsilon$	: 난류운동에너지와 그 소멸률
$\sigma$	: 프란틀 수
$\sigma_i$	: 난류 프란틀 수
$\rho$	: 유체 밀도
$P$	: 압력 혹은 난류운동에너지 방정식의 생성항
$C_{ei}, C_{e2}$	: $\epsilon$ 방정식의모델 상수
$\sigma_k, \sigma_\epsilon$	: $\kappa, \epsilon$ 방정식의 프란틀 수
$v$	: 동점성 계수
$v_i$	: 난류와점성 계수

참고문헌

1. J. Mahlmeister, Evaluation of Heat Loss to Containment from the Reactor Coolant System, PVNGS, Study No. 13-MS-31, Rev.1 Oct., (1984).
2. J. Mahlmeister, Evaluation of Heat Loss to Containment from the Reactor Coolant System, PVNGS, Sep., (1983).
3. Palo Alto, Electric Power Research Institute, Chp. 3, Volume II, Reactor Coolant System and Reactor Non-Safety Aux. Sys., (1983).
4. Edward J.: Wolbert, Transco Products inc., Analytical Thermal Report, July, 1, (1991).
5. McChesney, M. and McChesney, P.: Feul Save Associates, Preventing Burns from Insulated Pipe, July (1981).
6. FLUENT Version 4.3, Fluent Inc., Lebanon, New Hampshire. (1995).
7. Reynolds, W.C., Kays, W.M. and Kline, S.J.: Heat Transfer in the Turbulent Incompressible Boundary Layer. I. Constant Wall Temperature. NASA Memo. 12-1-58W, 1958; II. Step Wall Temperature Distribution. NASA Memo. 12-2-58W, 1958; III. Arbitrary Wall Temperature and flux. NASA Memo. 12-3-58W(1958); IV. Effect of Location of Transition and Prediction of Heat Transfer in a Known Transition Region. NASA Memo.12-58W, (1958).
8. Ludwig, H.: "Bestimmung des erhaeltnisses der Austausch Koeffizienten Fuer Waerme und Impuls bei Turbulenten Grenzschichten", ZFW 4,73-81, (1956).
9. Johnson, D.S: "Velocity and Temperature Fluctuation Measurements in a Turbulent Boundary Layer Downstream of Stepwise Discontinuity in Wall Tem-

- perature”, Trans. ASME J. Appl. Mech. 26, 325-336, (1959).
10. Leschziner, M.A. and Rodi, W.: “Calculation of Annular and Twin Parallel Jets using Various Discretization Schemes and Turbulence-Model Variations”, ASME J. of Fluid, Eng., Vol. 103, pp. 352-360, (1981).
11. Patanker, S.V.: “Numerical Heat Transfer and Fluid Flow”, McGRAW-HILL, (1980).