

원자로 외벽냉각시 관통부 건전성 평가 해석

Analytical Study on Penetration Integrity of the Reactor Vessel under External Cooling in a Severe Accident

김종태, 박래준, 강경호, 김상백, 이기영

한국원자력연구소
대전광역시 유성구 덕진동 150

요 약

APR 1400 원전의 외벽냉각시 원자로용기 관통부의 건전성을 평가하기 위하여 유도가열 장치를 이용하여 수행된 지속가열 실험결과에 대하여 열해석을 수행하였다. 유도가열장치를 이용한 지속가열 실험의 특성을 파악하기 위하여 먼저 1차원 예비해석을 수행하였으며 이를 통하여 열속의 크기와 지속가열 시간을 평가하였다. 그리고 실제 실험을 계산하여 vessel에서의 온도분포와 열속의 크기를 실험치와 비교하였다. LILAC 전산코드의 lumped-pool 모델을 이용하여 APR 1400 원전의 vessel에 대한 열해석을 하여 원자로용기 외벽냉각시 vessel의 건전성에 대한 평가를 수행하였다.

Abstract

Thermal analysis was conducted for the experiments on penetration integrity of APR 1400 reactor vessel under external cooling with induction heating. From the 1-dimensional pre-analysis it was found that it takes about one and half hour to get to steady state. Numerical results from the thermal analysis of the induction heating experiments were compared with experimental data. Thermal behavior of APR 1400 lower-head vessel was studied with lumped-pool model in the LILAC which is multi-dimension thermo-hydraulic research code. From this study it is found that external-vessel cooling is effective for penetration integrity.

1. 서 론

원전에서 중대사고 발생 시 원자로 용기가 파손되기 전에 원자로 용기 외벽을 냉각함으로써 노심 용융물을 원자로 용기 내에 가두어 두어 원자로 용기의 건전성을 유지하고 격납건물 관련 중대사고 현상을 미연에 방지하는 방안이 여러 나라에서 고려되고 있다. 이와 같은 중대사고 관리 방안은 핀란드의 Loviisa 원전[1]과 미국의 AP600 원전[2]에 반영되었고 국내의 차세대 원전[3]에서도 채택하고 있다. 원자로 용기 외벽 냉각을 수행하였을 때 원자로 용기가 건전하기 위한 중요

요소 중의 하나는 ICI(In-Core Instrumentation) 노즐과 thimble 튜브를 포함하는 관통부의 건전성을 확보하는 것이다. 원자로 용기 외벽냉각 시 관통부는 용기와의 용접부에서 용발에 의한 노즐 방출(ejection)이 발생할 수 있고 원자로 용기 내·외부의 압력차이로 인하여 원자로 용기 내부의 용융물이 thimble 튜브로 주입되어 노즐 및 튜브를 용융시킬 수 있다. 따라서 원자로 용기 외벽 냉각을 채택하고 있는 차세대 원전에서 외벽 냉각으로 원자로 용기의 파손을 방지할 수 있다는 것을 검증하기 위해서는 원자로 용기 하부의 ICI 노즐과 thimble 튜브의 건전성을 실험과 해석을 통하여 평가하는 연구가 필요하다.

한국원자력연구소 중대사고 연구실에서는 산화알루미늄 용융물을 이용한 원자로용기 관통부의 파손평가 실험을 수행한 바가 있다. 이 thermite를 이용한 실험에서는 외벽냉각이 없는 경우에 대하여 2차례 실험을 하였으며 외벽냉각이 있는 경우에 대하여 4차례 실험을 하였다[4]. Thermite를 이용한 실험에서 순간 최대 열속은 1.0 MW/m^2 이상 올라가지만 10분이 경과하면 $0.2\text{--}0.3 \text{ MW/m}^2$ 정도로 열속이 매우 작게 나타났다. 상사 용융물을 이용한 실험에서 열속을 증가시키고 높은 열속에서 지속시간을 늘이기 위해서는 용융물의 양을 늘이는 것이 한 방법이지만 압력용기의 크기가 제한되어 있으므로 이 방법은 여의치 못하여 유도 가열 실험을 수행하게 되었다. 유도 가열장치는 1차측 코일에 고압(1000V) 고주파수(약 5240Hz)의 교류전류를 부과하고 2차측의 흑연 susceptor는 유도 기전력에 의하여 열을 발생한다. 그리고 이 열은 복사에 의해서 관통부 표면에 전달된다. 지속가열 실험은 외벽냉각이 없는 경우에 대하여 2차례, 외벽냉각이 있는 경우에 대하여 3차례 실험을 하였다[5].

본 연구에서는 APR 1400 원전의 외벽냉각시 원자로용기 관통부의 건전성을 평가하기 위하여 유도 가열 장치를 이용한 지속가열 실험결과에 대하여 열 거동의 관점에서 정성적 및 정량적 평가를 위하여 수치해석을 수행하였다. 그리고 LILAC 전산코드의 lumped-pool 모델을 이용하여 APR 1400 원전의 vessel에 대한 열해석을 하여 원자로용기 외벽냉각시 vessel의 건전성에 대한 평가를 수행하였다.

2. 수치해법

관통부의 건전성 평가 실험에 대한 정성적 및 정량적 평가를 위하여 중대사고 해석 전산코드로 개발하고 있는 LILAC[6] 전산코드를 사용하였다. LILAC 전산코드는 비압축성 Navier-Stokes 방정식과 에너지 보존방정식을 지배 방정식으로 사용한다. Boussinesq 가정을 이용하여 부력항의 밀도를 제외한 다른 항들에서 밀도변화를 무시하며, Enthalpy-porosity법을 이용하여 용융물의 고화에 의한 상변화를 모의한다.

2.1 에너지 방정식 및 고화 모델

용융물의 고화와 vessel의 용융같은 상변화를 수반하는 열전달을 해석하는 방법으로 Voller[7]의 source-based법을 사용하였다. 이 방법은 고체와 액체가 공존하는 경우에 고정된 격자를 사용하며 상이 변하면서 발생하는 잠열을 원천항으로 처리함으로써 상변화를 쉽게 처리하는 방법이다. 상변화가 일어나는 경우 엔탈피는 다음과 같이 표현된다.

$$H(T) = \int_{T_{ref}}^T C_p dT + f_l(T)L = h + \Delta H \quad (1)$$

여기서 f_l 은 수치 셀의 체적에 대한 액체의 분율(liquid fraction)이고 L 은 상변화 잠열을 나타낸다. 현열(h)과 잠열(ΔH)을 포함한 엔탈피 H 로 표현된 에너지 방정식은 식(4.3.4)와 같다.

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho H) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i H) = \frac{\partial}{\partial x_i}(k \frac{\partial T}{\partial x_i}) \quad (2)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho C_p T) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i C_p T) = \frac{\partial}{\partial x_i}(k \frac{\partial T}{\partial x_i}) - \left[\frac{\partial}{\partial t}(\rho \Delta H) + \frac{\partial}{\partial x_i}(\rho u_i \Delta H) \right] \quad (3)$$

식(4.3.5)에서 우변의 중괄호 안에 있는 항이 상변화에 의해 발생하는 엔탈피 변화량이다.

$$g_i = \begin{cases} 1 & T_l < T \\ (T - T_s)/(T_l - T_s) & T_s < T < T_l \\ 0 & T < T_s \end{cases} \quad (4)$$

액분율 g_i 은 고체상에서 0, 액체상에서 1의 값을 가지며, mushy 영역에서는 식(4.3.6)과 같이 액상온도(T_l)와 고상온도(T_s)을 이용한 무차원 값으로 표현된다. 고화된 영역에서의 속도 성분은 0이 되며 수치적으로 운동량방정식에서 다공매질의 운동량 감소항으로 처리한다.

$$A_s = C \frac{(1 - g_i)^2}{g_i^3 + b} \quad (5)$$

상수 C 는 morphology와 관련된 값이며 b 는 0으로 나뉘어지는 것을 막기위한 값으로 각각 $C=1.6 \times 10^6$ 과 $b=1 \times 10^{-3}$ 을 사용하였다.

2.2 Lumped-pool model

원자로용기 하반구 내에 재배치된 용융풀에 의한 vessel의 열적 거동을 해석적으로 평가하는 방법으로 용융풀의 자연대류와 고화 및 vessel의 열전도를 동시에 해석하는 방법과 실험이나 수치해석으로 얻은 용융풀의 열전달 상관식을 이용하여 vessel의 열전달만을 해석하는 방법이 있다. 용융 풀은 붕괴열에 의한 발열량($\sim 1\text{MW}/\text{m}^3$)이 매우 높아서 높은 Rayleigh수($\sim 1 \times 10^{16}$)의 비정상 자연대류를 발생시킨다. 이로 인하여 그림 4.3.2와 같이 원자로용기 하반구에 형성되는 용융풀의 자연대류를 해석하는 방법은 수치계산이 매우 어렵거나 많은 계산 시간을 필요로 하는 반면, 실험이나 수치계산에서 얻은 열전달 상관식을 이용하여 용융 풀을 lumped-pool로 가정하고 vessel의 열전달만을 수치계산하는 방법은 원자로 용기의 열적 거동을 파악할 수 있는 경제적인 방법이다.

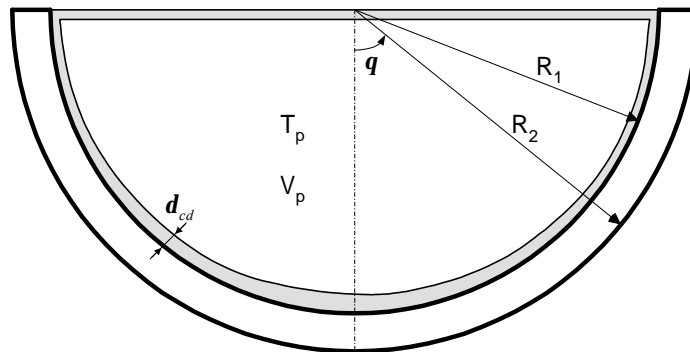


그림 1 원자로용기 하반구에 재배치된 용융풀의 도식적 그림

- 용융풀의 자연대류에 의한 열전달

Lumped-pool 모델에서는 용융 풀의 자연대류는 모의하지 않고 실험이나 계산에서 얻어진 상관식을 이용하여 용융 풀의 온도를 계산한다. 용융 풀의 Rayleigh수는 식 (6)과 같이 정의된다.

$$Ra = \frac{g\beta\rho^2 C_p q''' R_1^5}{\mu k^2} \quad (6)$$

반구형 풀에서 자연대류에 의한 열전달 계수는 하부면에 대해서 Mayinger[8]의 상관식을, 상부면에 대해서는 Kulacki, Emara 등[9]의 상관식을 사용하였다.

$$\text{Mayinger의 상관식: } h_{d,av} = 0.55(Ra)^{0.2} \frac{k_p}{R_1} \quad (7)$$

$$\text{Kulacki, Emara의 상관식: } h_{u,av} = 0.345(Ra)^{0.226} \frac{k_p}{H} \quad (8)$$

반구의 하부 벽면을 따라 국소 열전달 계수는 Park등[10]의 식을 사용하였다.

$$h_d(\theta) = h_{d,av}(b_1 \sin^2 \theta + b_2), \quad b_1 = \frac{9.12(1 - \cos \theta_0)}{8 - 9 \cos \theta_0 + \cos 3\theta_0}, \quad b_2 = 0.24 \quad (9)$$

Lumped된 용융 풀의 온도는 위의 열전달 계수를 이용하여 에너지 보존법칙을 적용하면 구할 수 있다. 여기서 T_p 는 용융 풀의 온도를, T_m 은 용융물의 녹는 온도를 나타낸다.

$$\begin{aligned} q''' V_p &= A_d h_{d,av} (T_p - T_m) + A_u h_{u,av} (T_p - T_m) \\ T_p &= \frac{q''' V_p + (A_d h_{d,av} + A_u h_{u,av}) T_m}{h_{d,av} + A_u h_{u,av}} \end{aligned} \quad (10)$$

용융풀에서 피막층으로 전달되는 열속은 식 (11)을 이용하여 얻을 수 있다.

$$q''_d = h_d (T_p - T_m) \quad (11)$$

- 정상상태에서의 피막층 두께(Equilibrium crust thickness)

그림 2와 같이 형성된 피막층 내에서 발생하는 붕괴열을 고려한 열전달 방정식은 식 (12)로 표현된다.

$$q''_{wi} = h_d (T_p - T_m) + q'''_{cd} \delta_{cd} \quad (12)$$

Vessel 내벽을 통해 나가는 열속은 피막층의 진도에 의한 것이며 그 지점에서 온도 구배를 계산하기 위하여 피막층 두께의 절반에 대하여 다시 열전달 방정식을 쓰면 식 (13)과 같이 된다.

$$q''_{wi} = k_{cd} \frac{dT_{cd}}{dz} = \frac{q'''_{cd}}{2} \delta_{cd} + \frac{k}{\delta_{cd}} (T_m - T_{wi}) \quad (13)$$

여기서 T_{wi} 는 vessel의 내벽 온도를 의미한다.

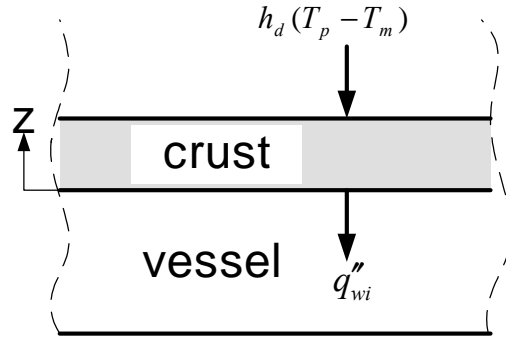


그림 2 원자로용기 하반구에서 피막층을 통한 열전달

식 (12)와 식 (13)을 함께 놓으면 다음과 같은 피막층 두께에 대한 2차 방정식이 만들어진다.

$$\begin{aligned} \frac{q_{cd}'''}{2} \delta_{cd} + h_d(T_p - T_m) - \frac{k}{\delta_{cd}}(T_m - T_{wi}) &= 0 \\ q_{cd}'''\delta_{cd}^2 + 2h_d(T_p - T_m)\delta_{cd} - 2k(T_m - T_{wi}) &= 0 \end{aligned} \quad (14)$$

식 (14)로부터 피막층의 두께를 얻을 수 있다.

$$\delta_{cd} = \frac{-h_d(T_p - T_m) + \sqrt{[h_d(T_p - T_m)]^2 + 2kq_{cd}'''(T_m - T_{wi})}}{q_{cd}'''} \quad (15)$$

식 (15)으로부터 얻은 피막층의 두께를 식 (12)나 식 (13)에 대입하면 vessel 내벽을 통해 vessel로 전달되는 열속을 얻을 수 있으며, 이 열속은 LILAC 코드의 경계조건으로 사용된다.

- Vessel에서의 열전달

Vessel에서의 열전달은 LILAC 코드로 모의하며 열전도 방정식은 다음과 같다.

$$\oint k \nabla T \cdot r d\vec{A} = 0 \quad (16)$$

Vessel의 내벽은 피막층과 접하고 있으며, 그 피막층으로부터 주어지는 열속은 식 (12)로부터 구해진다. 원자로용기 외벽은 냉각수에 의한 외벽냉각이 있을 때는 비등곡선을 이용한 냉각조건을 사용한다.

- Vessel의 외벽냉각

- 핵비등(Nucleate boiling):

핵비등 열속은 Rohsenow의 상관식을 이용하여 계산한다.

$$q''_{nb} = \left[\frac{C_{bf}}{h_{fg} C_{sf} Pr^m} \right]^{1/n} / \left[\frac{\sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho_f - \rho_g)}}}{\mu_f h_{fg}} \right] \times (T - T_{sat})^{1/n} \quad (17)$$

여기서 C_{sf} 는 0.013, n 은 0.33 m 은 1을 사용한다.

임계열유속(Critical heat flux):

Zuber의 임계열유속 상관식은 다음과 같다.

$$q''_{CHF} = K h_{fg} \rho_g^{1/2} [\sigma g(\rho_f - \rho_g)]^{1/4} \quad (18)$$

식 (18)에서 Zuber는 K 를 $\pi/24(=0.131)$ 을 사용하였고, Kutateladze는 $K=0.16 \pm 0.03$ 을 Lienhard는 $K=0.149$ 를 사용하였다. El-Genk등[11]은 열전달 표면의 기울기에 따른 임계열유속의 차이를 고려하여 Zuber의 임계열유속 상관식을 수정하였다. 원자로용기 외벽에서의 임계열유속은 그림 2에서 보는 바와 같이 외벽의 기울기에 따라 달라진다.

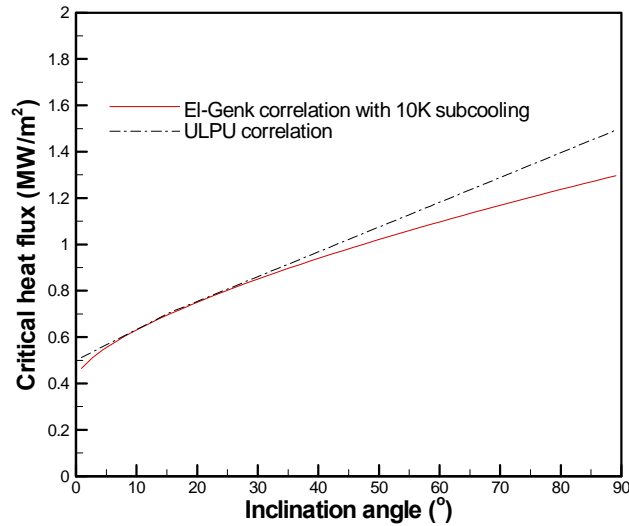


그림 3 원자로용기 외벽의 기울기에 따른 임계열유속양 변화

본 연구에서는 외벽의 기울기에 따라 임계열유속이 달라지는 것을 모의하기 위하여 다음과 같은 상관식을 사용하였다.

$$q''_{CHF} = C_{CHF}(\theta) h_{fg} \rho_g^{1/2} [\sigma g(\rho_f - \rho_g)]^{1/4} \quad (19)$$

$$C_{CHF}(\theta) = 0.034 + 0.0037\theta^{0.656}$$

식 (19)에서 $\theta=0$ 은 하향평판(하반구 외벽의 정점)을 $\theta=90$ 은 수직평판(하반구의 최상부)을 나타낸다. Ivey, Morris 등은 냉각수의 과냉각도가 증가하면 임계열유속이 증가하는 것을 보정하기 위하여 다음과 같은 보정식을 사용하였다.

$$\begin{aligned} \dot{q}_{CHF} &= C_{CHF}(\theta) h_{fg} \rho_g^{1/2} [\sigma g (\rho_f - \rho_g)]^{1/4} [1 + B \Delta T_{sub}] \\ B &= 0.1 \left(\frac{\rho_f}{\rho_g} \right)^{0.75} \left(\frac{C_{pf}}{h_{fg}} \right) \end{aligned} \quad (20)$$

Vessel 외벽의 기울기 효과를 고려한 다른 임계열속 상관식으로는 Theofanous 등[12]의 ULPU 실험 상관식이 있다.

$$\ddot{q}_{CHF} = \begin{cases} 500 + 13.3\theta & \theta < 15^\circ \\ 540 + 10.7\theta & 15^\circ < \theta < 90^\circ \end{cases} \quad (21)$$

막비등(Film boiling):

막비등에 의한 열유속은 Berenson의 상관식을 사용한다.

$$\ddot{q}_{film} = 0.425 \left[\frac{g(\rho_f - \rho_g) \rho_g k_g^3}{\mu_g \Delta T \sqrt{\sigma / g(\rho_f - \rho_g)}} \times h_{fg} (1 + 0.68 C_{pg} \Delta T / h_{fg}) \right] \times \Delta T \quad (22)$$

최소 막비등 열속은 Zuber의 상관식으로부터 구한다.

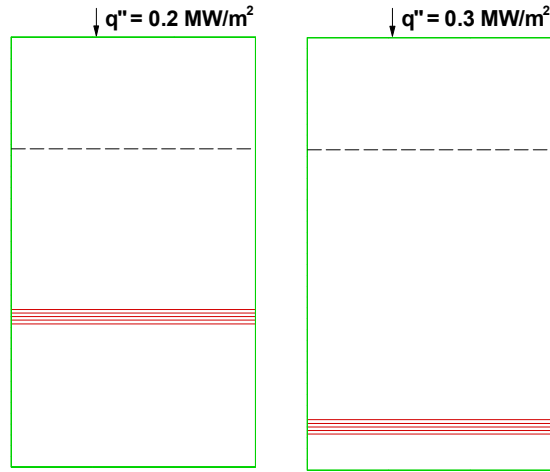
$$\ddot{q}_{mfilm} = 0.09 \rho_g h_{fg} \left[\frac{\sigma g (\rho_f - \rho_g)}{\rho_f^2} \right]^{1/4} \left[\frac{\rho_f}{(\rho_f + \rho_g)} \right]^{1/2} \quad (23)$$

원자로용기 외벽에서 막비등이 발생하는 경우 그 표면 온도는 매우 높기 때문에 복사에 의한 열전달을 무시할 수 없으며, Bromley는 다음과 같은 복사를 고려한 열전달 상관식을 제안하였다.

$$h = h_{film} + 0.75 h_{rad}, \quad h_{rad} = \varepsilon \sigma \left[\frac{T_w^4 - T_f^4}{T_w - T_f} \right] \quad (24)$$

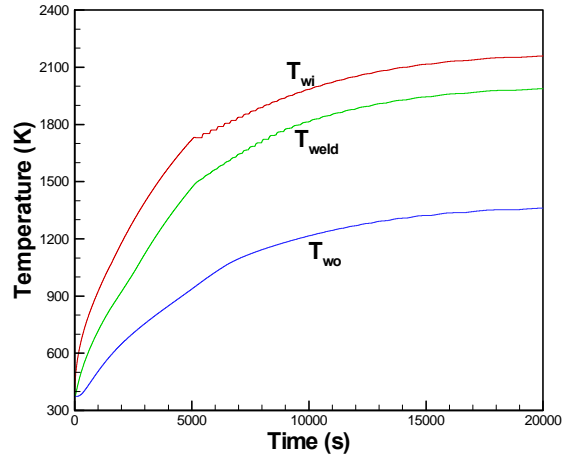
3. 지속가열을 이용한 관통부 건전성 평가 실험의 해석

APR 1400 원전 원자로용기 하부 관통부는 반구의 최대 약 40° 부근까지 존재하며, 기존의 열원에 의한 자연대류의 실험으로부터 얻은 상관식을 활용하면 그 지점에서 최대 열속은 0.3 MW/m² 정도이다. 유도가열 실험에서 열속을 지속하는 시간과 열속의 크기에 따른 관통부의 열적 거동을 평가하기 위하여 1차원 예비해석을 수행하였다. 1차원 전도 방정식은 해석적인 방법으로도 해를 구할 수 있지만 vessel의 열전도 계수는 온도에 따라 변하고 관통부 용융에 의한 잠열의 처리, 외벽냉각이 없는 경우 복사 경계조건 등을 고려하여 LILAC 코드를 이용하여 계산하였다. 외벽냉각이 없는 경우에는 복사와 자연대류에 의해 열속이 제거된다고 가정하였으며 외벽냉각이 있는 경우에는 계산을 간단히 하기 위하여 대기압에서 임계열속에 가까운 110°의 온도조건을 주었다. 그림 4(a, b)는 외벽냉각이 없는 경우에 내벽에 가해지는 열속의 크기에 따른 vessel의 용융 위치를 나타낸 것이다. 1차원 해석에서는 내벽에서 0.2 MW/m²의 열속으로 그림에 점선으로 표시된 관통부 용접부를 완전히 용융시킬 수 있었다. 그림 4(c)는 외벽 냉각이 없는 경우 관통부의 시간에 따른 온도변화, T_{wi}은 안쪽 벽면 온도, T_{weld}는 용접부 끝단에서의 온도, T_{wo}는 외벽 온도를 나타낸다. 열속이 공급된 뒤 약 10,000초가 지나서 관통부의 용접부가 완전히 용융된 것을 알 수 있다. 그림 5(a)는 외벽냉각이 있는 경우에 vessel의 용융 위치를 나타낸 것으로, 내벽에 가



(a)

(b)

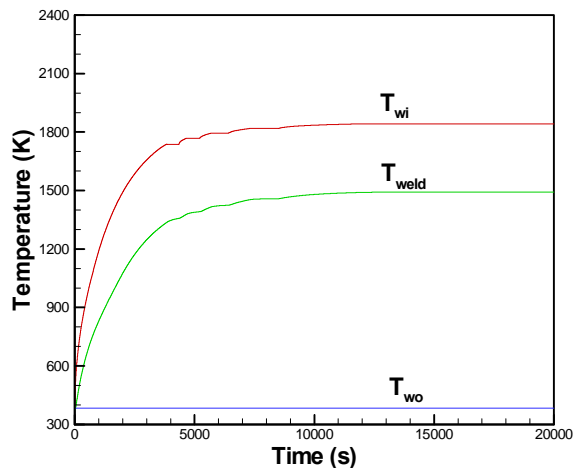


(c)

그림 4 외벽 냉각이 없는 경우의 APR 1400 원전 관통부에 용융선에 대한 1차원 해석 결과, (a) 0.2 MW/m^2 (b) 0.3 MW/m^2 , (c) 시간에 따른 온도 변화, T_{wi} : 안쪽 벽면온도, T_{weld} : 용접부 끝 온도, T_{wo} : 외벽온도



(a)



(b)

그림 5 외벽 냉각이 있는 경우 APR 1400 원전 관통부의 1차원 해석 (a) 열속이 0.3 MW/m^2 일 때 용융선, (b) 시간에 따른 온도변화(T_{wi} : 안쪽 벽면온도, T_{weld} : 용접부 끝단 온도, T_{wo} : 외벽온도)

해지는 열속의 크기가 0.3 MW/m^2 이면 용접부의 절반정도가 용융되는 것으로 나타났다. 그림 5(b)에서 보는 바와 같이 5,000초가 지나면서 거의 정상상태에 도달하였다. 1차원 예비 계산을 통하여 외벽냉각이 없는 경우에는 0.3 MW/m^2 의 열속 크기로 관통부가 완전히 용융되었으며, 외벽 냉각이 있는 경우에는 거의 용접부의 반 정도만이 용융되는 것으로 나타났으며 실험이 정상상태에 도달하는데 걸리는 시간은 1시간 30분 이상으로 예측되었다. 유도 가열장치는 1차측 코일에 고압(1000V) 고주파수(약 5240Hz)의 교류전류를 부과하고 2차측의 흑연 susceptor는 유도 기전력에 의하여 열을 발생한다. 발생된 열은 복사에 의해서 관통부 표면에 전달된다. 흑연 susceptor의 발열량은 35.3kW 정도로 계산되며 이중 손실을 제외하고 약 50%의 열이 관통부 표면으로 전달된다고 보면 표면에서의 열속은 약 300 kW/m^2 이다.

그림 6은 유도가열 실험을 해석하기 위하여 생성한 격자와 경계조건을 보여준다. 2차원 축대칭으로 모델링하였으며 수직벽은 대기에 노출되어 있고 흑연 susceptor로부터 복사에 의해 열전달이

이루어지는 관통부의 내벽은 균일한 열속 조건을 주었다. 관통부 하부 외벽은 외벽냉각을 하지 않는 경우는 대기중으로 복사와 대류에 의해 열전달이 되며 외벽냉각을 하는 경우에는 lumped-pool 모델에서 설명된 비등 상관식을 이용하여 계산하였다.

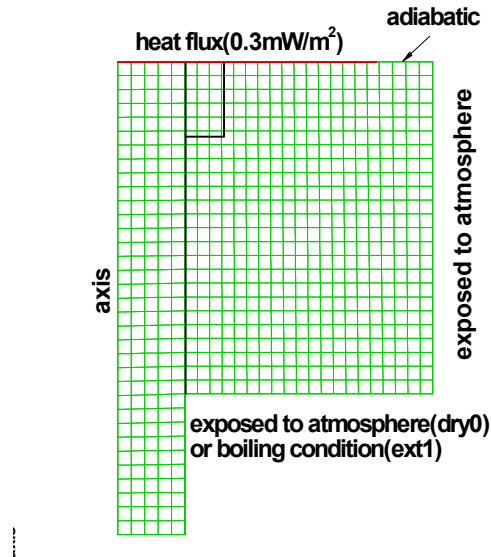


그림 6 유도가열 실험 해석 영역과 경계조건

표 1과 표 2는 실험에서 사용한 열전대의 위치에서 온도와 열속을 계산값과 실험치를 비교한 것이다. 그림 7과 8은 관통부의 온도분포와 용융된 경계를 보여준다.

SUS-DRY 실험 해석 결과를 보면 열전대 위치에서 온도는 실험치의 10% 오차범위 내에 있다. 실험값 중에 (?)로 표시된 것은 K형 열전대의 온도 측정범위인 최대 약 1500 K를 넘어선 값을 나타낸다. 열속은 상부(LHV6)에서는 300 kW/m^2 이나 하부(LHV1)에서는 93 kW/m^2 로 나타났다. 이것은 그림 7(a)에서 알 수 있는 것처럼 수직 외벽으로 많은 열량이 빠져나가고 있기 때문이다. 그림 7(b)는 관통부의 용융 경계를 보여주는 것으로 용접부가 거의 용융된 것을 알 수 있다. 표 2는 SUS-EXT1 실험의 열전대 위치에서 온도를 비교한 것으로 LHV 2,3,4 지점에서 계산치가 실험치보다 낮게 나타났다. 그림 8(b)의 용융선도를 보면 외벽냉각이 있는 경우 관통부가 용융이 전혀 발생하지 않았다. 실험에 사용된 유도 가열장치는 고온으로 가열된 흑연 susceptor로부터 복사에 의해 관통부 시편 상부면을 간접 가열하는 방법을 사용하고 있는데 관통부 상부의 온도가 낮으면 복사 열전달량은 증가하기 때문에 외벽냉각을 하지 않은 경우에 비해 외벽냉각을 한 경우는 상부벽면의 온도가 낮아 복사에 의한 열속이 더 증가할 것이다.

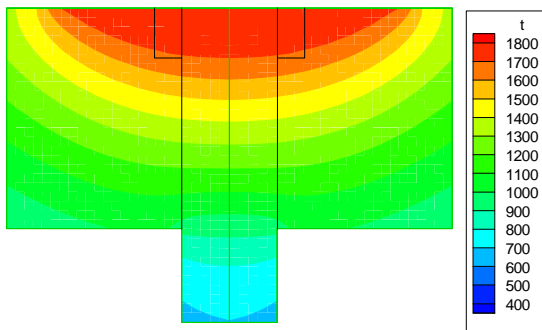
표 3은 외벽냉각이 있는 경우 상부에서 열속의 크기를 350 kW/m^2 를 주어 계산한 온도 분포를 실험치와 비교한 것이다. 열속이 300 kW/m^2 인 표 2보다는 실험치에 좀더 근접한 결과를 보여주고 있다. 그러나 열속이 350 kW/m^2 에서도 외벽냉각이 있는 경우는 관통부의 용융이 보이지 않았다. 관통부 건전성 평가 실험은 vessel 전체를 실험하는 것이 아니라 관통관 1개만을 실험하는 것으로 관통관 시편의 수직면에서 단열이 매우 중요한 문제였다. 실험에서 수직면을 단열체로 처리하였지만 고온에서의 단열은 매우 어려운 일이다. 지속가열 실험에서도 계산 결과를 보면 상부에서 공급된 열속의 많은 부분이 수직 벽면으로 나간 것을 알 수 있다. 수직벽면을 완전히 단열로 가정하고 계산한 경우 그림 9에서 보는 바와 같이 관통부 용접부의 약 반정도가 용융된 것으로 나타났다.

표 1 SUS-DRY 실험의 온도와 열속 분포에 대한 해석 결과

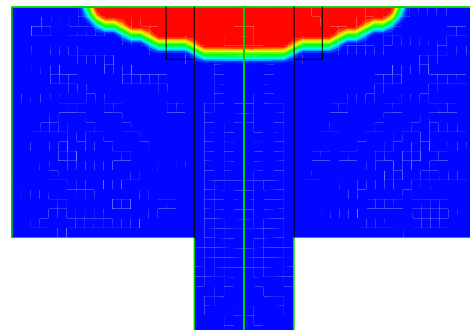
T/c	Experiment(dry0)		Calculation	
	Temperature(K)	Heat flux(kW / m ²)	Temperature	Heat flux
LHV1	1083	90	1020	93
LHV2	1293		1257	140
LHV3	1473 (?)		1602	210
LHV4	1523 (?)		1720	280
LHV5	1523 (?)		1751	280
LHV6	1523 (?)		1759	300
ICL1	1293		1238	150
ICI2	1373		1348	170
ICI3	1433		1418	180
ICI4	1473		1467	190
ICI5	1513		1517	200

표 2 SUS-EXT1 실험의 온도와 열속 분포에 대한 해석 결과 (1)

T/c	Experiment(ext1)		Calculation	
	Temperature(K)	Heat flux(kW / m ²)	Temperature	Heat flux
LHV1	363	270	399	210
LHV2	703	280	698	210
LHV3	1223	180	1122	240
LHV4	1423		1304	270
LHV5	1543 (?)		1446	290
LHV6	1543 (?)		1494	300
ICL1	663		665	210
ICI2	793		784	220
ICI3	873		863	230
ICI4	913		919	230
ICI5	943		980	240

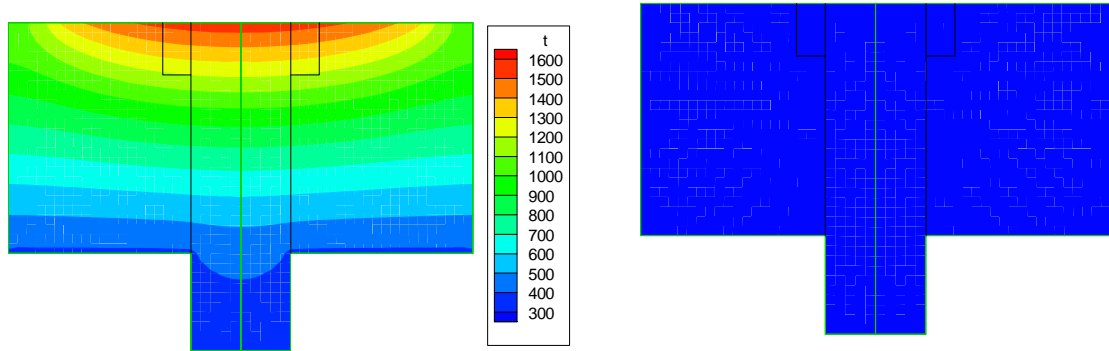


(a)



(b)

그림 7 외벽냉각이 없는 경우(SUS-DRY), (a) 온도 분포, (b) 관통부 용융선



(a)

(b)

그림 8 외벽냉각이 있는 경우(SUS_EXT1), (a)온도 분포, (b) 관통부 용융선

표 3 SUS-EXT1실험의 온도와 열속 분포에 대한 해석 결과 (2)

T/c	Experiment(ext1)		Calculation	
	Temperature(K)	Heat flux(kW /m ²)	Temperature	Heat flux
LHV1	363	270	400	220
LHV2	703	280	717	220
LHV3	1223	180	1193	280
LHV4	1423		1395	310
LHV5	1543 (?)		1553	330
LHV6	1543 (?)		1606	340
ICL1	663		685	220
IC12	793		815	240
IC13	873		903	250
IC14	913		968	260
IC15	943		1040	260

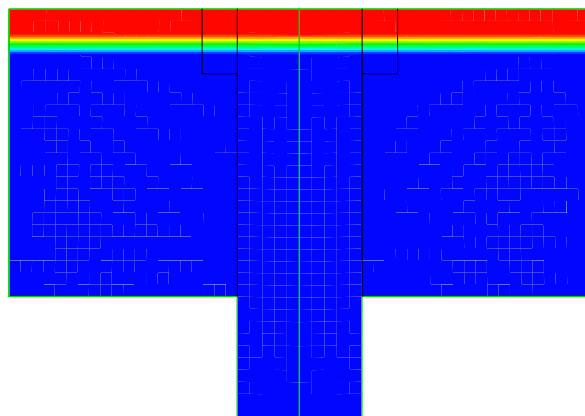


그림 9 외벽냉각이 있는 경우 수직벽면을 단열로 처리하였을 때 용융선도

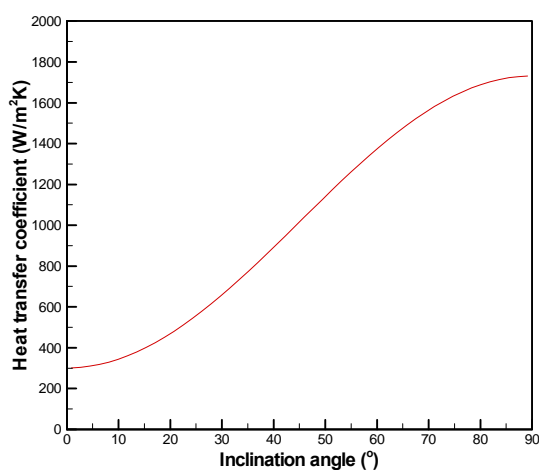
4. APR 1400 원전의 원자로용기 외벽냉각시 vessel의 열적 거동 해석

APR 1400 원전 원자로용기 하반구에 노심 용융물이 가득 찬 경우에 대하여 외벽냉각을 고려한

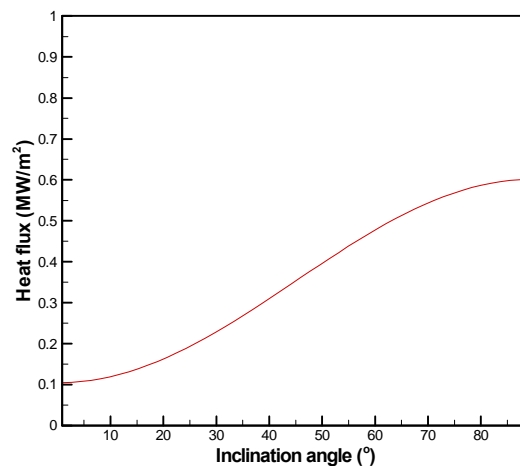
vessel의 열적 거동을 lumped-pool 모델을 이용하여 계산하였다. APR 1400 원전 vessel의 내경은 2.37 m, 두께는 16.5 cm이다. 본 해석에서 노심 용융물은 금속층을 제외한 산화물층만을 고려하였다. 실제 계산에 사용된 용융물의 물성치는 표 4와 같다. 이 물성치로부터 계산된 용융 풀의 Rayleigh수는 7.63×10^{15} 이다. Mayinger의 상관식 (2)와 Park의 반구 내벽 열속분포식 (4)를 이용하여 반구형 풀의 하부 벽면에서 열전달 계수를 구하면 그림 10(a)와 같다. 그리고 용융 풀에서 피막층으로 전달되는 열속은 식 (6)으로부터 구하였으며 그림 10(b)에서 보는 바와 같이 최대 열속은 0.6 MW/m^2 정도이다. 피막층으로부터 vessel의 내벽으로 전달되는 열속은 피막층 내에서의 붕괴열로 인하여 용융 풀에서 피막층으로 전달되는 열속보다 약간 더 증가했음을 그림 11(a)에서 볼 수 있다. 식 (10)으로부터 구한 피막층의 두께분포(그림 11b)를 보면 vessel의 하부에서는 9cm 정도로 두꺼운 반면 상부로 갈수록 급격히 얇아짐을 알 수 있다.

표 4 Corium의 물성치

	corium	crust	unit
pool radius	2.37		[m]
heat source	1.0e6	1.0e6	[m]
melting temperature	2800		[K]
latent heat	2.7e5		[J/kg]
thermal expansion	1.4e-4		[1/K]
viscosity	3.28e-2		[kg/ms]
density	8200	8100	[kg/m ³]
specific heat	470	520	[J/kgK]
conductivity	3.6	8	[W/mK]

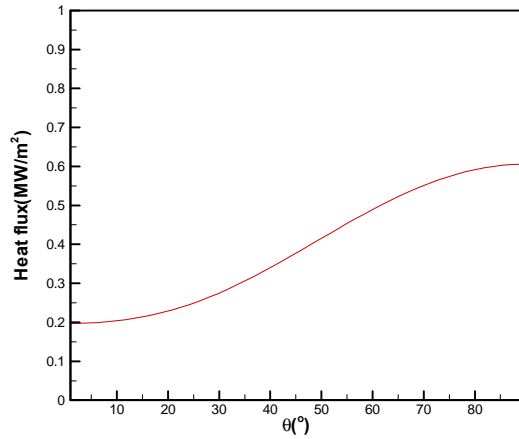


(a)

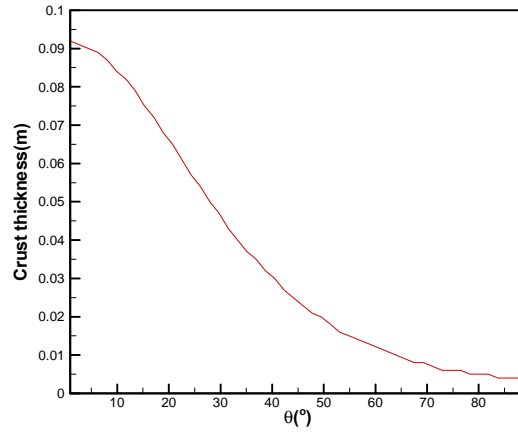


(b)

그림 10 (a) Mayinger 상관식을 이용한 반구형 풀의 열전달 계수, (b) 반구형 풀의 열속 분포.



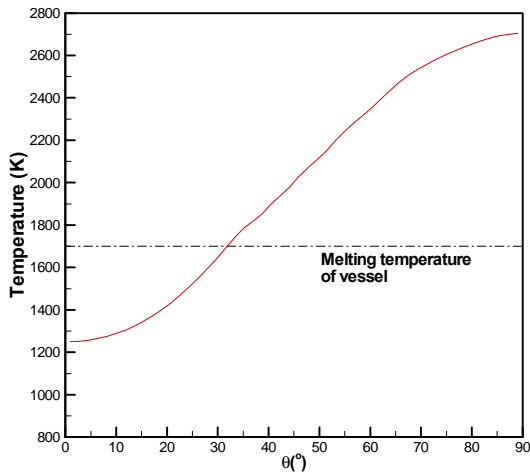
(a)



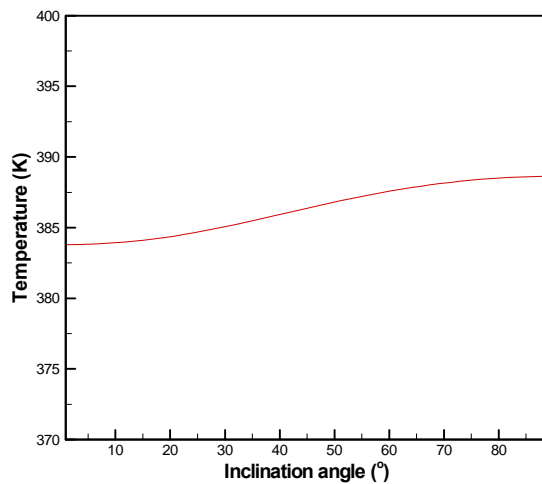
(b)

그림 11 (a) 피막층에서 vessel의 내벽으로 전달되는 열속, (b) Vessel 내벽에 형성된 피막층의 두께 분포

그림 12(a)는 vessel 내벽의 온도분포를 보여주는 것으로 vessel의 35° 아래에서는 내벽 온도가 용융점보다 낮다. 그림 13에서 vessel의 온도분포를 보면 상부 벽은 약 반 정도가 용융이 일어난 것으로 보인다. APR 1400 원전은 관통부가 vessel의 최대 약 40°까지 존재하며 이 지점에서 용융은 vessel 두께의 약 20% 정도 일어난 것으로 보여진다. 이는 원자로용기와 관통부 사이의 용접부 약 50%가 용융된 것을 보여준다. 따라서 내부 열속이 0.3 M/m²인 상태에서 외벽냉각을 수행하면 관통부가 건전성을 유지하는 것으로 나타났다. 그림 12(b)는 vessel 외벽 온도 분포를 보여주며 모든 지점에서 핵비등에 의한 열제거가 이루어지고 있음을 알 수 있다.



(a)



(b)

그림 12 (a) Vessel 내벽의 온도 분포, (b) Vessel 외벽의 온도 분포

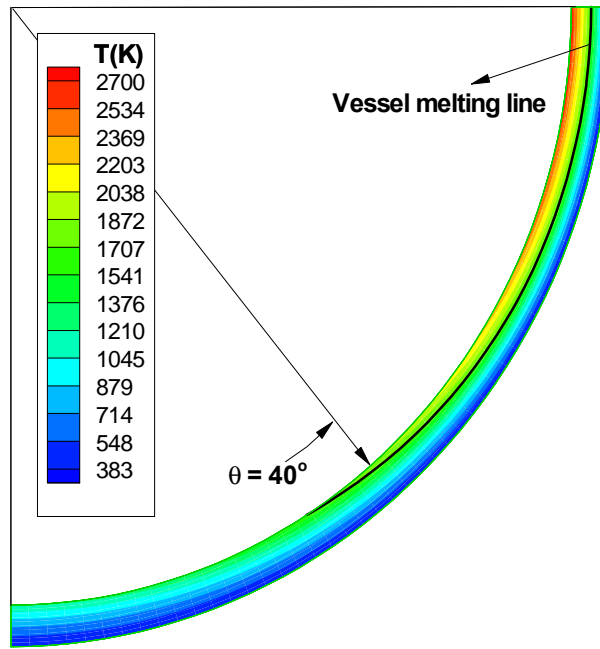


그림 13 Vessel의 온도 분포와 용발

5. 결론

APR 1400 원전의 원자로용기 외벽 냉각시 ICI 노즐과 Thimble 튜브를 포함하는 관통부 건전성을 평가하기 위한 지속가열 실험의 해석 연구를 수행하였다. 1차원 예비해석을 통하여 외벽냉각의 유무에 따른 관통부의 용융 깊이와 정상상태에 도달하는데 걸리는 시간을 예측하였다. 그리고 지속가열 실험을 해석한 결과 vessel 시편의 온도분포는 실험치와 비슷한 값을 보였다. 관통부 건전성 평가 실험은 vessel 전체를 실험하는 것이 아니라 관통관 1개만을 실험하는 것으로 관통관 시편의 수직면에서 단열이 매우 중요한 문제였다. 실험에서 수직면을 단열재로 처리하였지만 계산 결과를 보면 상부에서 공급된 열속의 많은 부분이 수직 벽면으로 나간 것을 알 수 있다.

APR 1400 원전 원자로용기 하부 관통부는 반구의 최대 약 40° 부근까지 존재하며, 기존의 열원에 의한 자연대류 실험으로부터 얻은 상관식을 활용하면 그 지점에서 최대 열속은 0.3 MW/m² 정도이다. 이에 대하여 LILAC 전산코드 해석결과, 외벽냉각을 수행하면 용접부가 약 40 % 용융되어 관통부가 건전성을 유지하는 것으로 나타났다. APR 1400 원전의 원자로용기 외벽 냉각시 ICI 노즐과 Thimble 튜브를 포함하는 관통부 건전성을 평가하기 위한 실험과 해석 연구 결과를 종합하면 원자로용기 내부 열속이 원자로용기 하부로부터 40° 부근의 열속이 최대 0.35 MW/m² 이하일 때 원자로용기 외벽냉각을 수행하면 관통부가 건전성을 유지할 수 있다. 그러나 열속은 원자로용기 내부의 노심용융물 배치에 따라 다소 상승할 수 있고 용융물의 흘러내림 등의 영향이 있기 때문에 이에 대한 추가 연구가 필요하다.

감사의 글

본 연구는 과학기술부 중장기과제에서 재정적 지원을 받았습니다.

참고문헌

- [1] O. Kymalainean et al., "In-Vessel Retention of Corium at the Loviisa Plant," Nuclear Engineering & Design Vol.169, pp.109-130, 1997
- [2] T.G. Theofanous et al., "In-Vessel Coolability and Retention of a Core Melt," Nuclear

Engineering & Design Vol.169, pp.1-48, 1997

- [3] 한국전력공사 전력연구원, “차세대원전 중대사고 관리를 위한 In-Vessel Retention 워크샵,” 한국전력공사 전력연구원 발간, 1998
- [4] 강경호 외, “차세대 원전에서 원자로 용기 외벽 냉각 시 관통부 건전성에 대한 실험 연구,” KAERI/TR-1853/2001, 2001
- [5] Kang, K.H. et al., “Experimental and Analytical Studies on Penetration Integrity of the Reactor Vessel under External Vessel Cooling,” ICONE-10, 2002
- [6] 김종태 외, “노내 노심 용융물의 냉각 해석 코드 LILAC-meltpool 개발,” KAERI/TR-2126, 2002
- [7] Voller, V.R. and Swaminathan, C.R., “Fixed Grid Techniques for Phase Change Problems: A Review,” Int. J. for Num. Meth. in Eng., Vol.30, pp.875-989, 1990
- [8] Mayinger, F, et al., “Examination of Thermohydraulic Processes and Heat Transfer in a Core Melt,” BMFT RS 48/1, 1976
- [9] Kulacki, F.A., Emara, A.A., “High Rayleigh Number Convection in Enclosed Fluid Layers with Internal Heat Sources,” NUREG-75/065, 1975
- [10] Park, H., Dhir, V.K., Kastenberg, W.E., “Effect of External Cooling on the Thermal Behavior of a BWR Vessel Lower Head,” Nuclear Technology, Volume 108, No. 2, pp. 266-282, November 1994
- [11] El-Genk, M.S., Guo, A., “Transient Boiling from Inclined and Downward-Facing Surfaces in a Saturated Pool,” Int. J. of Refrigeration, Vol.6, pp. 414-422, 1993
- [12] Theofanous, T.G., et al., “In-Vessel Coolability and Retention of a Core Melt,” DOE/ID-10460, 1994