

## 외부침수 냉각방식 원자로 압력용기의 구조적 건전성에 미치는 외부침수 열대류계수의 영향에 대한 연구

김종성, 진태은  
한국전력기술주식회사

### 요 약

원자로 압력용기 대형 냉각재상실사고에 기인하는 노심용융사고시 노심용융물과 내벽사이의 간극 및 외벽의 열대류계수의 건전성에 대한 영향을 고찰하기 위하여 건전성평가를 수행하였다. 먼저 유한요소해석을 통해 간극 고려 여부와 외벽의 열대류계수 변화에 따른 원자로 압력용기의 온도 및 응력 분포를 결정하였으며, 결정된 온도 및 응력 분포, Larson-Miller 곡선과 손상 법칙을 이용하여 원자로 압력용기의 손상 정도와 파손 시간을 계산하였다.

### 1. 서론

최근 세계적으로 중대사고 관리전략의 하나로서 외부침수 냉각방식이 연구되고 있거나 개발 도입되고 있다<sup>(1-3)</sup>. 용기내부보존 개념 관련 선행 연구들<sup>(2,4)</sup>은 시간의 변화에 따른 노심용융물과 외부 침수의 높이, 온도와 압력들의 변화를 고려하지 않고 관련 변수들을 최대값으로 고정하여 정적인 해석을 수행하였는데 이러한 방법을 통해서도 최적 외부침수 시간을 결정할 수 없다. 또한 노심용융사고시 외부침수의 열대류계수에 대한 연구들<sup>(5,6)</sup>은 실험적으로 수행되고 있으나 원자로 압력용기 외벽온도의 변화에 따른 외부침수 열대류계수의 변화를 고려하여 원자로 압력용기의 열 및 구조적 건전성을 평가한 연구는 찾아볼 수 없다.

따라서 본 연구에서는 노심용융물, 노심내 가스와 외부 침수의 높이, 온도와 압력이 시간에 따라서 변화하는 천이상태를 고려하고 원자로 압력용기 외벽 온도 변화에 따른 열대류계수 변화를 고려하여 경계조건을 설정한다. 또한 이러한 천이상태에 따른 노심용융물의 재료물성치 및 경계조건 특성을 결정할 수 있는 데이터베이스와 사용자 정의 보조 프로그램들 구축한 후 상용 유한요소법 패키지인 ABAQUS<sup>(7)</sup>를 이용하여 안전주입 실패를 동반하는 대형 LOCA인 경우를 기준으로 온도 및 크리프 등에 대한 응력 해석을 수행하고 Larson-Miller 곡선과 손상법칙<sup>(8)</sup>을 이용하여 손상정도를 계산하여 원자로 압력용기의 구조적 건전성을 평가하고자 한다. 또한 노심용융물과 원자로 압력용기 내벽사이의 간극 및 외벽의 열대류계수가 열 및 구조적 건전성에 미치는 영향을 고찰하고자 한다.

### 2. 해석모델

#### 2.1 모델 형상

Fig.1은 원자로 압력용기의 기하학적 형상, 노심용융물과 금속층 위치 및 외부침수를 개략적으로 나타낸 것이다. 원자로 압력용기의 재질은 SA508 Gr.2 Cl.1<sup>(9)</sup>이며 원자로 압력용기 내벽은 SB166<sup>(10)</sup>으로 클래딩되어 있으며 클래딩 두께  $t_{clad}$ 는 3.175mm이다. 또한 원자로 압력용기 내벽의 조도  $\lambda_{RPV}$ 는 SA508 Gr.2 Cl.1과 SB166에 대해 각각  $5.08 \times 10^{-3(11)}$ 와  $2 \times 10^{-4(12)}$ mm이며 원자로 압력용기 외벽은 다듬질 기호 No.32로 가공후 세밀한 철솔로 솔질하여 표면처리된 상태이다. 단열재와 원자로 압력용기 외벽 사이의 간격  $t_{ins}$ 는 150mm이다.

#### 2.2 화학조성 및 재료물성치

##### 2.2.1 원자로 압력용기 재료

SA508 Gr.2 Cl.1의 액상선 온도와 고상선 온도는 SA508 Gr.2 Cl.1의 화학조성<sup>(9)</sup>을 Howe<sup>(13)</sup>와 Kubachewski<sup>(14)</sup>이 각각 제시한 화학조성에 따른 일반 철강의 액상선과 고상선 식에 대입하여 각각 1501.04°C와 1461.09°C로 결정하였으며, 온도에 따른 밀도  $\rho_{RPV}$ , 비열  $C_p, RPV$ , 열전도도  $k_{RPV}$ , 탄성계수  $E_{RPV}$ 와 열팽창계수  $\alpha_{RPV}$ 는 기존의 결과들<sup>(15-18)</sup>을 이용하여 김종성과 진태은<sup>(19)</sup>과 같이 결정하였다. 프와송 비  $\nu_{RPV}$ 는 온도에 무관하게 0.3으로 결정하였다. SA508 Gr.2 Cl.1의 일차 크리프 영역에서의 구성방정식은 Kozlowski등<sup>(20)</sup>이 제시한 탄소 함량에 따른 일차 크리프 영역에

서의 구성방정식과 SA508 Gr.2 Cl.1의 화학조성을 이용하여 다음과 같이 결정한다.

다음 아래의 식들은 Kozlowski등<sup>(20)</sup>의 식, 화학조성, Rempe등<sup>(4)</sup>과 Thinnes등의 결과<sup>(21)</sup>를 이용하여 일차, 이차와 삼차 크릴 영역에서의 SA508 Gr.2 Cl.1의 구성방정식을 제시하고 있다.

$$\dot{\epsilon}_c = \frac{0.3785\sigma^n(3600 \times t)^m}{17160} = f_1(t), \quad (t \leq t_s, \text{ primary region}) \quad (1)$$

$$\dot{\epsilon}_c = \frac{e^{-1.08938 \ln t_s + 2.61814}}{360000} = f_2(t_s), \quad (t_s \leq t < t_{tr}, \text{ secondary region}) \quad (2)$$

$$\dot{\epsilon}_c = a_1 + a_2 t = f_3(t), \quad (t \geq t_{tr}, \text{ tertiary region}) \quad (3)$$

SB166의 액상선 온도는 1427°C로 결정하였다<sup>(15)</sup>. 온도에 따른 SB166의 열전도도  $k_{claa}$ 는 ASME Code<sup>(15)</sup>로부터 결정하였다. SA508 Gr.2 Cl.1와 SB166의 복사계수는 원자로 압력용기 내벽의 복사계수  $\epsilon_{RPV}$ 로 동일하게 취급하여 Theofanous등의 결과<sup>(22)</sup>로부터 결정하였다.

### 2.2.2 노심용융물과 금속층

노심용융물은 중량비 72.25%의  $UO_2$ 와 27.75%의  $ZrO_2$ 로 구성되어 있다고 가정한다. 노심용융물의 고상선과 액상선 온도는 각각 2536과 2542°C이다<sup>(23)</sup>. 노심용융물의 온도에 따른 밀도  $\rho_{moi}$ , 비열  $c_{p, moi}$ , 열전도도  $k_{moi}$ , 체적 팽창계수  $\beta_{moi}$ 와 점성계수  $\mu_{moi}$ 은 기존 연구 결과들<sup>(23,24)</sup>로부터 검증성과 진태은<sup>(19)</sup>과 같이 결정하였다. 노심용융물의 복사계수  $\epsilon_{moi}$ 은  $UO_2$ 의 복사계수로 가정하여 Hohorst등의 결과<sup>(23)</sup>로부터 이용하였다. 노심용융물의 조도  $\lambda_{moi}$ 는  $UO_2$ 의 조도로 가정하여  $2 \times 10^{-3}$ mm로 결정하였다<sup>(4)</sup>. 금속층은 스테인레스강으로 구성되어 있다고 가정한다. 금속층의 고상선과 액상선 온도는 각각 1398와 1454°C이다<sup>(23)</sup>. 금속층의 온도에 따른 밀도  $\rho_{met}$ , 비열  $c_{p, met}$ , 열전도도  $k_{met}$ , 체적 팽창계수  $\beta_{met}$ 와 점성계수  $\mu_{met}$ 은 Hohorst등의 결과<sup>(23)</sup>와 Chu등의 결과<sup>(24)</sup>로부터 결정하였다. 금속층의 복사계수  $\epsilon_{met}$ 은 0.43으로 결정하였다<sup>(22)</sup>. 금속층의 조도  $\lambda_{met}$ 은 원자로 압력용기 내벽의 조도와 동일하다고 가정한다.

## 3. 경계조건

### 3.1 사고 진행과정 및 경계조건 변수

해석 대상 사고는 대형 LOCA 사고시 안전 주입 실패로 노심용융이 발생하는 경우로서 Table 1에서 해석 대상 사고시 주요 진행과정 및 시간을 제시하고 있다<sup>(25)</sup>. 기존 연구 결과<sup>(25)</sup>와 같이 노심용융물과 금속층 각각의 높이  $H_{moi}$ ,  $H_{met}$  및 온도  $T_{moi}$ ,  $T_{met}$ , 노심내 가스의 온도  $T_{gas}$ 와 압력  $P_{gas}$ , 외부침수의 수위  $H_{wat}$ , 온도  $T_{wat}$ 와 압력  $P_{wat}$ , 노심용융물의 붕괴열  $Q$ 을 시간에 따라 변화한다고 결정하였다. 원자로 압력용기 외부의 대기 온도  $T_{air}$ 는 127°C로 시간에 무관하게 일정하다고 가정한다.

### 3.2 경계조건

Fig.2는 원자로 압력용기 각 부분에서의 열적 경계조건과 초기조건을 제시한 것이다. Table 2는 원자로 압력용기 내벽에 작용하는 복사 열전달을 제외한 각 부분의 열전달계수를 나타내고 있다. 원자로 압력용기 외벽에 작용하는 외부침수의 열대류 계수  $h_{water}$ 는 자연대류와 풀비등으로 분류한 후 Raithby와 Hollands의 식<sup>(29)</sup>, Chu등의 실험 결과<sup>(5,6)</sup>, 1기압 비등 실험에서 구한 풀 비등 곡선<sup>(30)</sup>, Theofanous와 Syri의 실험 결과<sup>(11)</sup>, Lienhard와 Dhir의 식<sup>(31)</sup>, Ivey와 Morris의 식<sup>(32)</sup>, Zuber 식<sup>(33)</sup> 및 Jakob와 Hawkins의 식<sup>(34)</sup>을 이용하여 Fig.3과 같이 결정한다. Table 3은 원자로 압력용기 외벽에 작용하는 각 부분의 열대류계수를 나타내고 있다. 원자로 상부와의 연결조건은 롤러조건이며 노심용융물과 외부침수의 자중효과를 고려하여 기계적 경계조건을 결정하였다.

## 4. 해석 및 결과

### 4.1 해석방법 및 유한요소모델

온도 및 응력해석시 사용한 일반적인 해석방법은 ABAQUS Input File<sup>(7)</sup>, 데이터 베이스와 사용자 정의 보조 프로그램<sup>(7)</sup>로 구성되어 있다. 본 해석모델의 유한요소 모델의 요소 수와 절점 수는 각각 1578개와 5059개이며 요소 특성은 8절점 축대칭 요소이다.

### 4.2 온도해석

Table 4에서는 온도해석시 사용한 조건들을 제시하고 있다. Fig.4는 조건 ㉑와 ㉒의 경우, 즉 간

극 고려 여부에 대해 최대온도 발생부위 MTGP에서 용융되지 않은 벽의 무차원 두께  $\bar{w}$  를 시간에 따라 제시하고 있다. 여기서  $\bar{w}$  는 용융되지 않은 두께  $w_u$ 를 초기 두께  $w_0$ 로 나눈 무차원 값이다. Fig.4로부터 간극시 고려시 NLT가 증가함을 알 수 있다. Fig.5는 조건 ⑥, ③과 ④의 경우, 즉 외벽의 열대류계수를 연속적인 함수로 가정한 경우, 비등영역별로 대표적인 값으로 지정한 이산적인 함수로 가정한 경우와 외벽온도가 302°C를 유지시의 일정한 값으로 가정한 경우에 대해 MTGP에서의  $\bar{w}$  를 시간에 따라 제시하고 있다. Fig.5로부터 ④의 경우 외벽에서의 열대류계수가 ⑥와 ③의 경우보다 작기때문에 NLT가 두 경우보다 작음을 알 수 있고 ⑥와 ③의 경우는 큰 차이가 없음을 알 수 있다.

#### 4.3 응력해석

응력해석시 수행한 경우들의 조건은 온도 해석 경우와 동일하다. Fig.6은 조건 ⑤의 경우 MTGP의 벽 내부 지점들에서의 원환응력 분포를 시간에 따라 제시하고 있다. Fig.7은 조건 ④와 ⑥의 경우, 즉 간극 고려 여부에 대해 MTGP의 벽 내부 지점들에서의 원환응력을 시간에 따라 제시하고 있다. Fig.7로부터 간극 고려시 원환응력이 약간 증가함을 알 수 있다. Fig.8은 조건 ⑥, ③과 ④의 경우, 즉 외벽의 열대류계수를 연속적인 함수로 가정한 경우, 이산적인 함수로 가정한 경우와 일정한 값으로 가정한 경우에 대해 MTGP에서의 원환응력을 시간에 따라 제시하고 있다. Fig.8로부터 ④의 경우 ⑥와 ③의 경우보다 원환응력이 작음을 알 수 있고 ⑥와 ③의 경우는 큰 차이가 없음을 알 수 있다.

#### 4.4 손상 및 건전성평가

손상평가지 수행한 경우들의 조건은 온도 해석 경우와 동일하다. 온도 및 응력 해석을 통해 결정된 온도 및 von-Mises 유효응력 분포와 SA508 Gr.2 Cl.1에 대한 Larson-Miller 매개변수 및 곡선을 이용하여 손상정도를 계산한다. 누적 손상 정도  $D$ 를 계산하기 위해 손상법칙들 중 life-fraction rule<sup>(8)</sup>을 사용한다.

Table 5는 각 조건들에 대해 MTGP에서의 누적 손상 정도의 평균값이 1이 되는 파손 시간을 제시하고 있다. Table 5로부터 간극 고려시 파손시간이 증가함을 알 수 있고 ④의 경우 ⑥와 ③의 경우보다 파손시간이 매우 작고 ⑥와 ③의 경우 큰 차이가 없음을 알 수 있다.

### 5. 결론 및 향후연구

대형 LOCA 와 안전주입 실패에 기인하는 노심용융사고시 원자로 압력용기의 열 및 구조적 건전성 평가를 수행시 다음과 같은 결론을 도출하였다.

- (1) 원자로 압력용기와 노심용융물 사이의 간극을 고려시 고려치 않은 경우와 비교시 MTGP에서의 NLT와 원환응력은 증가하며 파손시간은 증가한다.
- (2) 원자로 압력용기 외벽의 열대류계수를 연속적인 함수로 가정한 경우와 각 비등영역별로 대표 값으로 이산적인 함수로 가정한 경우 MTGP에서의 NLT, 원환응력 및 파손시간은 큰 차이를 보이지 않는다.
- (3) 원자로 압력용기 외벽의 열대류계수를 외벽온도가 초기온도인 302°C로 일정하게 시간에 따라 유지된다고 가정시 외벽온도에 따라 열대류계수가 변화한다는 경우들보다 MTGP에서의 NLT, 원환응력 및 파손시간은 감소한다.

#### 참고문헌

- (1) O. Kymaelaenen, H. Tuomisto and T.G. Theofanous, 1996, "In-Vessel Melt Retention as a Accident Management Strategy for the Loviisa Nuclear Power Plant," in the 24th WRSM, Bethesda, Maryland.
- (2) T.G. Theofanous et al., 1995, *In-Vessel Coolability and Retention of a Core Melt*, DOE/ID-10460, Vol.1, U.S. Department of Energy, Idaho Operations Office.
- (3) R.E. Henry et al., 1992, *Nuclear Technology*, Vol.101, pp.385-399.
- (4) J.L. Rempe et al., 1993, *Light Water Reactor Lower Head Failure Analysis*, NUREG/CR-5642, EGG-2618, Idaho National Engineering Lab., EG&G Idaho, Inc.
- (5) T.Y. Chu et al., 1997, *Nuclear Engineering and Design*, Vol.169, pp.77-88.
- (6) T.Y. Chu et al., 1997, *Nuclear Engineering and Design*, Vol.169, pp.89-99.
- (7) *ABAQUS User's Manual*, Ver.5.6, 1996, HKS Inc.
- (8) R. Viswanathan, 1989, *Damage Mechanisms and Life Assessment of High-Temperature Components*, ASM International.
- (9) *ASME Boiler and Pressure Vessel Code*, Section II, Part A-Ferrous, 1995.
- (10) *ASME Boiler and Pressure Vessel Code*, Section II, Part B-Nonferrous, 1995.

- (11) T.G. Theofanous and S. Syri, 1997, Vol.169, pp.59-76.  
 (12) P.J. Blau et al., 1995, *ASM Handbook, Volume 18 : Friction, Lubrication and Wear Technology*, ASM International Handbook Committee, U.S.A.  
 (13) A.A. Howe, 1988, *Ironmaking and Steelmaking*, Vol.15, No.3, pp.134-142.  
 (14) O. Kubachewski, 1982, *Iron Binary Phase Diagrams*, Berlin Springer Verlag.  
 (15) *ASME Boiler and Pressure Vessel Code*, Section III, Division I, Appendices, 1995.  
 (16) A. Jablonka, K. Harste and K. Schwerdtfeger, 1991, *Steel Research*, Vol.62, pp.24-33.  
 (17) B.G. Thomas, I.V. Samarasekera and J.K. Brimacombe, 1987, "Mathematical Model of the Thermal Processing of Steel Ingots: Part 1. Heat Flow Model," *Metallurgical Transaction B*, Vol.18B, pp.119-130.  
 (18) A. Grill et al., 1976, *Ironmaking and Steelmaking*, No.1, pp.38-47.  
 (19) 김종성과 진태은, 1998, "노심용융사고시 외부침수냉각 방식 원자로 압력용기의 천이상태에 대한 건전성평가", 대한기계학회 재료 및 파괴부문 위원회, 출제발표회.  
 (20) P.F. Kozlowski et al., 1992, *Metallurgical Transactions A*, Vol.23A, pp.903-918.  
 (21) G.L. Thinnis, G.E. Korth, S.A. Chavez and T.J. Walker, 1994, "High-Temperature Creep and Tensile data for Pressure Vessel Steels SA533B1 and SA508-C12," *Nuclear Engineering and Design*, Vol.148, pp.343-350.  
 (22) T.G. Theofanous, G. Wang and X. Chen, 1995, "The Emissivity of the Steel Layer," T.G. Theofanous et al., DOE/ID-10460, Vol.1, I-3-8.  
 (23) J.K. Hohorst et al., 1990, *SCDAP/RELAP5/MOD2 Code Manual, Volume 4: MATRO-a Library of Materials Properties for Light-Water-Reactor Accident Analysis*, NUREG/CR-5273, EGG-2555, Vol.4, R3, EG& G Idaho, Inc.  
 (24) C.C. Chu et al. 1993, "Uncertainty Analysis for Thermophysical Properties Used in In-Vessel Retention Analyses," T.G. Theofanous et al., *In-Vessel Coolability and Retention of a Core Melt*, Appendix L, DOE/ID-10460, Vol.1, L.1-28.  
 (25) 한국전력기술주식회사, 1996, *Severe Accident Evaluation Report*.  
 (26) J.P. Holman, 1976, *Heat Transfer*, Tower Press.  
 (27) T.G. Theofanous et al., 1997, *Nuclear Engineering and Design*, Vol.169, pp.1-48.  
 (28) R.J. Witt, 1994, *Nuclear Engineering and Design*, Vol.148, pp.385-411.  
 (29) G.D. Raithby and K.G.T. Hollands, 1975, "A General Method of Obtaining Approximate Solutions to Laminar and Turbulent Free Convection Problems," in T.F. Irvine and J.P. Hartnett, Eds., *Advances in Heat Transfer*, Vol.11, Academic Press, New York, pp.265-315.  
 (30) S. Nukiyama, 1934, *J. of Japan Soc. Mech. Eng.*, Vol.37, pp.367-374.  
 (31) J.H. Lienhard and V.K. Dhir, 1973, "The Extended Hydrodynamic Theory of the Peak and Minimum Pool Boiling Heat-Fluxes," NASA CR 2270.  
 (32) H.J. Ivey and D.J. Morris, 1962, "The Effect of Test Section Parameters on Saturation Pool Boiling Burnout at Atmospheric Pressure," *A.I.Ch.E. Preprint*, Vol.160, Chicago.  
 (33) N. Zuber, 1958, *Trans. of the ASME*, Vol.80, pp.711-720.  
 (34) M. Jakob and G. Hawkins, 1957, *Elements of Heat Transfer*, 3rd Ed., John Wiley & Sons, Inc., New York.

Table 1. Significant event and time of core melting accident, due to LB LOCA(25).

Event	Time(second)
Large LOCA initiation	0
Reactor scram	9
Main feed water off	9
Pressurizer empty	14
Core uncover begins	145
SIT injection begins	178
CFS valve open	1800
ERVC completed	3750
Core support plate failed	4000
Water dryout in lower head	6528
Molten debris melting	6578
Metallic layer melting	6808
Metallic layer is completely moved from lower part to upper part of molten debris	9400

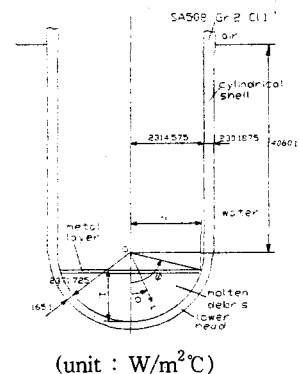


Fig.1. RPV configuration.

Table 2. Heat transfer coefficients applied for various parts of RPV inner surface

Object	H. T.	Value or equation
Molten debris	Conduction	$h_{cond, mol} = \frac{h_{cd, mol, g}}{1 + \frac{h_{cd, mol, g} t_{mol}}{k_{mol}}}$ $h_{cd, mol, g} = \left( \frac{2A_{cond} k_{mol} k_r}{k_{mol} + k_r} + A_{steam} k_{steam} \right) \frac{1}{L_{gap}}$ $L_{gap} = \lambda_{mol} + \lambda_{RPV} \left( 1 - \frac{A_{cond}}{A_{cond} + A_{steam}} \right)$ <p><i>t<sub>mol</sub> : crust thickness of molten debris</i></p>
	Convection	$h_{mol, eq}(\theta) = \frac{h_{mol, c}(\theta) h_{gap}}{h_{mol, c}(\theta) + h_{gap}}$ $h_{mol, c}(\theta) = \frac{h_{mol}(\theta)}{1 + \frac{h_{mol}(\theta) t_{clad}}{k_{clad}}}$ $h_{mol}(\theta) = \frac{Nu_{mol}(\theta) k_{mol}}{R}, \quad R = 2371.725$ $\frac{Nu_{mol}(\theta)}{Nu_{mol}^{np}(\theta)} = 0.1 + 1.08 \left( \frac{\theta}{\theta_p} \right) - 4.5 \left( \frac{\theta}{\theta_p} \right)^2 + 8.6 \left( \frac{\theta}{\theta_p} \right)^3, \quad 0.1 \leq \frac{\theta}{\theta_p} \leq 0.6$ $\frac{Nu_{mol}(\theta)}{Nu_{mol}^{np}(\theta)} = 0.41 + 0.35 \left( \frac{\theta}{\theta_p} \right) + \left( \frac{\theta}{\theta_p} \right)^2, \quad 0.6 \leq \frac{\theta}{\theta_p} \leq 1 \quad (60^\circ < \theta_p < 90^\circ)$ $Nu_{mol} = 0.048 Ra^{0.27}, \quad 10^{12} < Ra_{mol} < 3 \times 10^{13}$ $Nu_{mol} = 0.0038 Ra^{0.35}, \quad 3 \times 10^{13} < Ra_{mol} < 7 \times 10^{14}, \quad 2.6 < Pr_{mol} < 10.8$
Metallic layer	Conduction	$h_{cond, met} = \frac{h_{cd, met, g}}{1 + \frac{h_{cd, met, g} t_{met}}{k_{met}}}$ $h_{cd, met, g} = \left( \frac{2A_{cond} k_{met} k_r}{k_{met} + k_r} + A_{steam} k_{steam} \right) \frac{1}{L_{gap}}$ $L_{gap} = (\lambda_{met} + \lambda_{RPV}) \left( 1 - \frac{A_{cond}}{A_{cond} + A_{steam}} \right)$ <p><i>t<sub>met</sub> : solid thickness for metallic layer</i></p>
	Convection	$h_{met, c}(y') = \frac{h_{met, ad}(y')}{1 + \frac{h_{met, ad}(y') t_{clad}}{k_{clad}}}$ $h_{met, ad}(y') = \frac{Nu_{met, ac}(y') k_{met}}{y'}$ $Nu_{met, ac}(y') = 0.508 \left( \frac{k_{clad}}{Pr_{met} Ra_{met}(y')} \right)^{1/4}$ $Ra_{met}(y') = Ra_{met} \left( \frac{y'}{H_{met}} \right)^3$ $y' = y_{RPV} - H_{mol}$
Gas in core		$h_{gas} = 100$
Steam in gap		$h_{gap} = \frac{k_{steam}}{3.6(\lambda_{RPV} + \lambda_{mol}) + g_1 + g_2}$ $g_1 + g_2 = \frac{0.0247 k_{steam} T_{steam}^{0.5}}{P_{steam} \frac{a_{steam}}{M_{steam}}}$ $T_{steam} = \frac{T_{mol} + T_{RPV}}{2}, \quad P_{steam} : \text{Steam pressure (Gas pressure)}$ $M_{steam} = 18 \text{ kg/kg-moles}, \quad a_{steam} = 0.8$

Table 3. Heat convection coefficients applied for various parts of RPV outer surface (unit : W/m<sup>2</sup>°C)

Object	Convec. type	Part	Value or equation
Water	Natural	Lower head	$h_{wat, low}(\theta) = h_{wat} \frac{q_{CHF}(\theta)}{q_{CHF}(\theta_q)}$ $h_{wat} = 0.74 \frac{k_{wat}}{R_o - R_i} \left( \frac{Pr_{wat} Ra^*}{0.861 + Pr_{wat}} \right)^{0.25}$ $Ra^* = \frac{\delta}{(4R_o R_i)^4} \left\{ (2R_i)^{-7/5} + (2R_o)^{-7/5} \right\}^5$ $Gr_{wat} = \frac{g \beta_{wat} \rho_{wat} \delta (T_{surf} - T_{wat})}{\mu_{wat}^2}$ $Ra_\delta = Gr_{wat} Pr_{wat}$ $\delta = R_o - R_i, \quad 10^2 < Ra^* < 10^4, \quad T_m = \frac{T_{surf} + T_{wat}}{2}$ $R_i = R + t_{RPV}, \quad R_o = R_i + t_{ins}, \quad t_{RPV} = 165.1 \text{ mm}$
		Cylind. vessel	$h_{wat, cyl} = h_{wat, low}(\theta_q)$
	Pool boiling	Lower head	$h_{wat, low}(\theta) = h_{wat, boil}(\theta)$
		Cylind. vessel	$h_{wat, cyl} = h_{wat, low}(\theta_q)$
Air			$h_{air} = 100$

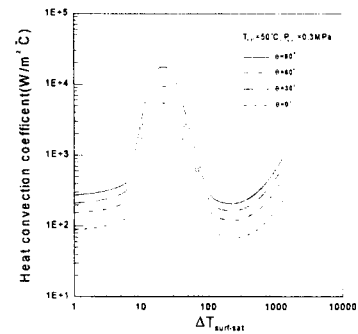


Fig.3. Heat convection coefficient.

