

## 간극에서의 역방향 유동 제한 현상 연구

김용훈, 서균렬

서울대학교 공과대학 원자핵공학과

### Counter-Current Flow Limit in Narrow Gap

Yong Hoon Kim, Kune Y. Suh

Department of Nuclear Engineering, Seoul National University

#### Abstract

Previous counter-current flow limitation (CCFL) and critical heat flux (CHF) studies included investigations on the inlet entrance, inclined channel and gap effects for the most part. In this study, the local CHF correlation was presented to be used in the numerical analysis for the 3 dimensional hemispherical geometry. Also, first-principle analyses were performed to determine the maximum heat removal capability from the debris through the gap that may be formed during a core melt accident. The maximum heat removal capability by gap cooling can be applied in quantitatively assessing the severe accident management measures.

#### 1. 서 론

TMI-2호기 사고는 이전에 알려져 있지 않은 여러 냉각 메커니즘을 가진다고 할 수 있다. 이러한 메커니즘의 하나로 대두되는 것이 간극에 의한 열제거이다 [1,2,3,4,5]. 간극에서의 열제거는 역류유동제한과 밀접한 관계를 가지기에 본 연구에서는 역류유동제한에 관한 간단한 1 차원 혹은 2 차원적 모사 모형에 대한 기초 자료 및 문헌조사를 수행하였으며 역류유동제한과 임계열유속의 상관관계에 대한 기본 개념을 정립하였다. 이러한 기본개념으로는 2상 유동에 대한 중력 효과 분석 (특히 물이 위에서 공급 되는 것과 밑에서 공급 되는 효과), 상향 가열면과 하향 가열면의 임계열유속에 대한 영향 분석 등이다.

또한 3차원 구좌표 모사를 위한 수치 해석적 모델을 제시하기 위해 간극에서의 국소조건의 임계열유속 해석식을 제시하였으며 원자력발전소(고리2호기, 영광 3&4호기, KNGR)에서 TMI-2호기에서와 같은 중대사고가 일어났을 때 역류유동제한의 지배를 받는 간극을 통한 열제거가 어느 정도인 지에 대한 예비 계산 결과

를 제시하여 국내 원전의 중대사고 대처 능력의 정량적 평가에 대한 기초자료를 제공하였다

#### 2. 해석식 개발

그림-1에서 보여지듯이 본 연구에서 고려 하고자 하는 하향 표면 가열인 경우는 부력과 표면장력이 상향면에서와 같이 더 이상 반대 방향으로 작용하지 않는다. 즉, 더 이상 표면장력과 부력에 의해서 기포의 크기가 결정이 되지 않는 것이다. 그러나 하향 표면 가열에 의한 간극에서의 열전달 메커니즘을 규명하기 위하여 그림-1에서 각 상에 대한 에너지 보존식을 기술하면 다음과 같다.

기체상태 :

$$\dot{q}_{N.B} A_{wall} = \rho_G V_G A_V H_{fg} \quad (1)$$

여기서  $V_G$ : 증기 기둥에서의 증기의 속도,  $A_V$ : 증기 기둥에서의 증기가 차지하는 면적,  $A_{wall}$ : 열전달 되는 면적

액체상태 :

$$\dot{q}_{N.B} A_{wall} = \rho_F V_F (A_{wall} - A_V) H_{fg} \quad (2)$$

증기기둥에서 액상의 속도와 기상의 속도간의 상대속도는 Helmholtz 불안정성에 의해서 다음과 같이 기술이 된다.

$$\frac{1}{\rho_F + \rho_G} \frac{2\pi\sigma}{\lambda_H} - \frac{\rho_F \rho_G}{(\rho_F + \rho_G)^2} (V_G - V_F)^2 = 0 \quad (3)$$

위의 식을 정리하면 다음과 같다.

$$|V_G - V_F| = \left[ \frac{2\pi\sigma(\rho_G + \rho_F)}{\lambda_H \rho_F \rho_G} \right]^{1/2} \quad (4)$$

여기서, 증기 기둥이 안정화 되려면,  $\delta_c < \lambda_H$  (Helmholtz wavelength)이어야 한다. 일반적으로,  $\lambda_H = \pi/2 \cdot \lambda_T$  이다.

하지만  $\lambda_T$  는 다음 범위의 값들을 가진다.

$$\lambda_{Te} = 2\pi\sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho_F - \rho_G)}}, \quad \lambda_{Td} = \sqrt{3} \cdot 2\pi\sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho_F - \rho_G)}} \quad (5)$$

즉, 다음과 같은 범위의 값들을 가진다.

$$\sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho_F - \rho_G)}} \leq \frac{\lambda_H}{\pi^2} \leq \sqrt{3} \cdot \sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho_F - \rho_G)}} \quad (6)$$

여기서 가장 보수적으로  $\delta_c$  를 결정하면

$$\delta_c < \sqrt{\frac{\pi\sigma}{g(\rho_F - \rho_G)}} \quad (7)$$

최대값으로 결정하면 다음의 식으로 표현이 가능하다.

$$\delta_c < \sqrt{3} \cdot \sqrt{\frac{\pi\sigma}{g(\rho_F - \rho_G)}} \quad (8)$$

이어야 Helmholtz 불안정성에 의해서 증기 기동이 안정하게 된다. 즉, 다음과 같은 표현이 가능하다.

$$\delta_c \cong C_1 \lambda_H \quad (9)$$

여기서  $C_1$  은 1보다 작은 값이다.

Haramura 와 Katto[6]에 의하면  $C_1 = 1/4$ ,  $V_G \gg V_F$  이라고 가정하면 다음과 같다.

$$\frac{A_V}{A_W} = 0.0584 \left( \frac{\rho_G}{\rho_F} \right)^2 \quad (10)$$

위 식에서  $C_1$  을 정하지 않으면 다음의 식으로 나타낼 수 있다.

$$\frac{A_V}{A_W} = C_2 \left( \frac{\rho_G}{\rho_F} \right)^2 \quad (11)$$

$V_G \gg V_F$  이면,  $q_{NB}$  은  $q_{CHF}$  가 되고,  $\delta_c$  은  $(\delta_c)_{CHF}$  가 된다. 또한 식 (1)과 식 (4)에 의해서 다음과 같이 정리될 수 있다.

$$\frac{q_{CHF} A_W}{\rho_G A_V H_{fg}} = \left[ \frac{2\pi\sigma(\rho_F + \rho_G)^2}{\lambda_H \rho_F \rho_G} \right]^{1/2} \quad (12)$$

식 (12)를 정리하면 다음과 같이 된다.

$$\lambda_H = 2\pi\sigma \cdot \frac{(\rho_F + \rho_G)}{\rho_F \rho_G} \cdot \left[ \frac{A_V}{A_W} \right]^{0.4} \cdot \left[ \frac{H_{fg} \rho_G}{q_{CHF}} \right]^2 \quad (13)$$

식 (13)에 식 (9)와 식 (11)을 대입하여 정리하면

$$(\delta_c)_{CHF} = 2\pi C_1 C_2^2 \cdot \sigma \cdot \frac{(\rho_F + \rho_G)}{\rho_F \rho_G} \cdot \left[ \frac{\rho_G}{\rho_F} \right]^2 \cdot \left[ \frac{H_{fg} \rho_G}{q_{CHF}} \right]^2 \quad (14)$$

여기서  $C_3 = 2\pi \cdot C_1 \cdot C_2^2$  이라고 한다면 다음과 같이 위의 식은 정리될 수 있다.

$$(\delta_c)_{CHF} = C_3 \cdot \sigma \cdot \frac{(\rho_F + \rho_G)}{\rho_F \rho_G} \cdot \left[ \frac{\rho_G}{\rho_F} \right]^2 \cdot \left[ \frac{H_{fg} \rho_G}{q_{CHF}} \right]^2 \quad (15)$$

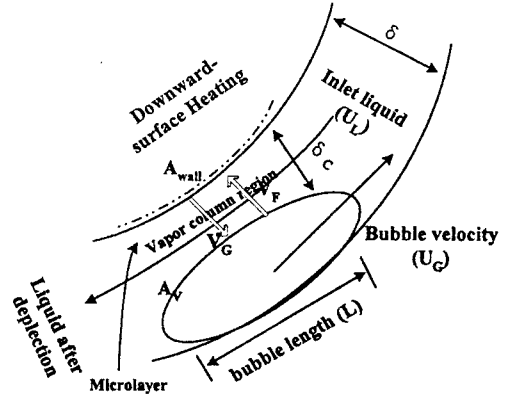


그림-1. 하향 표면 가열의 기포 구조와 미세층

그림-1에서 미세층으로 제공되는 물의 질량 유속보다 표면이 열을 받아서 없어지는 양이 더 많아진다면 임계열유속이 발생한다고 할 수 있다.

$$m_{supply} = \rho_F U_L A_C \quad (16)$$

$$H_{fg} \cdot m_{dep} = q_{NB}^* \cdot A_{wall} \quad (17)$$

여기서  $A_C$  는 국부적인 임계열유속이 일어날 때 미세층을 통하여 물이 공급되는 면적이다.

위의 두 식을 이용하면 다음과 같은 식으로 정리된다.

$$q_{CHF} = H_{fg} \rho_F U_L \frac{A_C}{A_{wall}} \quad (18)$$

여기서 대략적으로  $A_C / A_{wall} \sim (\delta_c)_{CHF} / L$  이며  $L$  은 기포의 크기를 나타낸다. 상수  $A_4$  를 도입하면 다음과 같이 된다.

$$\frac{A_C}{A_{wall}} = A_4 \frac{(\delta_c)_{CHF}}{L} \quad (19)$$

이 식과 식 (15)을 식 (18)에 대입하여 정리하면 국부조건 임계열유속 식이 나올 수 있다.

$$q_{CHF} = C \cdot H_{fg} \cdot \rho_G \cdot \left\{ \frac{\sigma U_L}{\rho_F L} \left( 1 + \frac{\rho_G}{\rho_F} \right) \left( \frac{\rho_G}{\rho_F} \right)^{-1.6} \right\}^{1/3} \quad (20)$$

여기서,  $C = \{2\pi C_1 \cdot C_2^2 \cdot A_4\}^{1/3}$  은 상수이며,  $L$  은 하향 표면 가열일 때의 기포의 크기로서 실험적으로 측정가능한 값이다.

또한  $U_L$  은 기포가 빠져나가는 속도의 함수로서 표현이 가능하며, 실험을 통하여 측정이 되어야 한다. 특히 반구에서는  $U_L = F(\theta, U_G, \delta, \rho_F, \rho_G)$  일 것이라 예상이 된다.

최종적으로 얻어진 임계열유속 상관식에서 가장 중요한 것은  $L$  과  $U_L$  을 어떻게 결정하느냐에 달려 있다.

며 이것은 실험적으로 결정되어야 할 사항이다. 현재 서울대학교에서 실험 준비중인 2D Slice 실험(그림-2)에서는 L과  $U_L$  값을 결정하기 위한 실험이 수행될 예정이다. 이런 실험을 통하여 얻어진 국소조건의 임계 열유속 관계식을 2차원 Slice이나 3차원 구형에서 적분하면서 계산하면 수치 해석적 상관식을 얻을 수 있을 것이다.

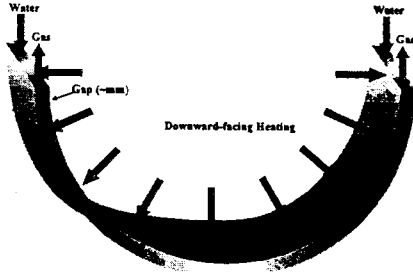


그림-2. 2D Slice에서의 증기와 물의 유동

그리고 각도에 따른 임계열유속의 영향을 살펴보면 간극을 통한 열제거 관점에서 그림-3에서와 같이 어떤 각도  $\theta$  까지는 하향 표면 가열의 효과로 인하여 임계열유속이 결정이 되며  $\theta$  를 넘어가는 각도에서는 역류유동제한으로 인하여 임계열유속이 결정이 된다고 할 수 있다. 즉, 이러한 기하학적 구조에서는 역류유동제한 중에서도 Top-Flooding으로 인하여 임계열유속이 발생한다고 할 수 있다.

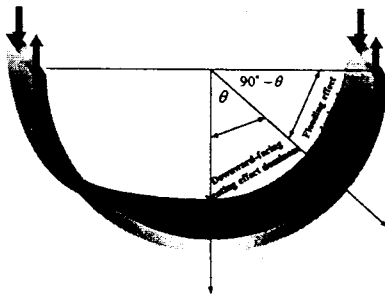


그림-3. 각도에 따른 임계열유속의 영향

### 3. 중대사고시 최대 열제거 능력

현재 노심용융물이 흘러내리는 중대사고가 발생한 원자로는 TMI-2호기 밖에 없기에 사고 시나리오는 TMI-2호기의 사고 시나리오를 따른다고 하여 열 출력 면에서 1800MWt, 2000MWt, 3000MWt, 4000MWt로 나누어서 연구되었다. 즉, TMI-2호기, 고리 2호기, 영광 3&4호기, KNGR에 대하여 간극을 통한 최대 열제거 능력이 연구되었다.

TMI-2호기 사고 시나리오를 따른다면 가장 많은

열을 제거해야 할 시간은 사고 후 224분과 226분 사이라고 할 수 있다.[7,8] 왜냐하면 원자로 정지 후 224분에야 노심 용융물이 원자로 용기 하반구에 재배치되기 때문이며 재배치가 완전히 끝나는 시간은 약 2분 정도 걸린다. 이때 제거해야 할 열은 붕괴열 뿐만 아니라 액체상태에서 고체상태로 상변화를 일으키게 하는 현열(Sensible Heat)이 고려되어야 하기 때문이다. 이런 상변화에 따른 잠열(Latent heat)은  $(U,Zr)O_2$ 에서는 현열에 비해 거의 미미하다. 잠열은 고려하지 않더라도 현열은 붕괴열(Decay Heat)에 비하여 상당히 큰 값이기에 무시할 수 없는 정도라고 할 수 있다. 즉, 사고 후 226분 이후는 현열을 제외한 Decay heat 만을 고려하기에 충분한 열적인 여유도를 가진다고 할 수 있다. 이러한 이유로 인하여 이 연구에서 계산된 열제거량은 가장 많은 열을 제거해야 할 시간인 224분에서 226분사이의 시간에서의 열제거인 것이다.

### 3.1. 노심용융물의 물성치

TMI-2호기의 노심용융물에 대한 물리적 값은 TMI-2 VIP 보고서[7,8]에서 9개의 노심용융물 샘플들을 조사하여 여러 분석을 하였다. 이들 샘플들은 Wolf et al. 보고서[7]에 의하면  $(U,Zr)O_2$ 의 형태로 물질조성이 되어 있으며 무게비로는 우라늄(U)이 70%, 지르카늄(Zr)이 13.75%, 산소(O)가 13%, 스텐레스와 인코넬이 약 3%로 구성되어 있었다. 또한 Specific 붕괴열은 사고 후 224분에 전체 노심용융물(Debris)의 질량의 0.13 W/g 이고 사고 후 600분 후에는 0.096 W/g 이었음이 조사되었다.

NUREG/CR-6197 보고서[7]에 따르면 노심용융물의 밀도는 7.45에서 9.40 g/cm<sup>3</sup> 이며 계산에 사용할 밀도는 평균값인 8.4g/cm<sup>3</sup>이다.

현열을 계산하기 위해서는 비열에 대한 정보가 필요하며 특히,  $(U,Zr)O_2$ 와  $UO_2$ ,  $ZrO_2$ 의 비열에 대한 데이터는 NUGEG/CR-6196 보고서[8]의 부록에 보면 자세히 나와 있으며, 물질 조성이 78%  $UO_2$  - 17%  $ZrO_2$ 일 경우 액상의 비열은 0.56 kJ/kgK이며, 80%  $UO_2$  - 17%  $ZrO_2$  일 경우 액상의 비열은 0.563kJ/kgK이다. 이때 사용한  $UO_2$ 에 대한 액상의 비열은 0.502 kJ/kgK이며  $ZrO_2$ 에 대한 액상의 비열은 0.810kJ/kgK이다.

Hofmann[9]은 노심용융물이 하반구에 재배치될 때 Debris의 온도는 2873K에서 3123K 범위에 있을 것이라고 하였다. 즉, 노심용융물은 약 0 ~ 250 K까지 과열되었다. 하지만 데이터의 부족으로 인하여 실제 TMI-2호기 사고에서 냉각율이 얼마인지는 알기 힘들다. 하지

만 보고자 하는 시간대에서는 매우 빠른 냉각이 되었다는 것은 주지의 사실이다. Rempe et al. [10]에 의하면 노심용융물의 냉각율은 0.4 K/sec ~ 110 K/sec라고 하였다. 계산에 사용된 냉각율은 1 K/sec로 하여 계산을 하였다.

### 3.2. 노심용융물의 기하학적 배치

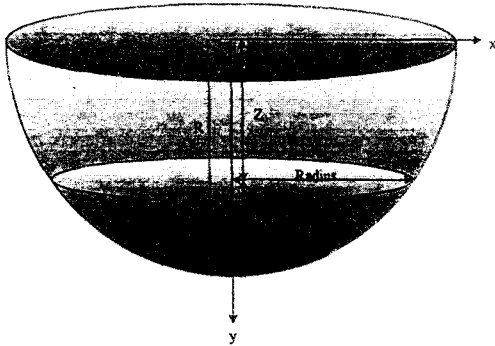


그림-4. 노심용융물의 기하학적 구조

그림-4에서 노심용융물의 기하학적 구조를 나타내고 있다. 네가지 원전에 대한 노심용융물의 기하학적 구조가 계산이 되었으며 이때 사용한 설계 값들은 표-1에 보여진다.

표-1. 각 원전의 설계치 자료

	TMI-2	KORI-2	YGN 3&4	KNGR
Thermal Power [MWt]	2272	1876	2815	3816
System Pressure [MPa]	15.5	15.5	15.5	15.5
Weight of Assemblies [ton]	127.73	72.9	115.69	157.08
Inner Diameter of Vessel [m]	4.4323	3.35	4.12	4.74

### 3.3. 열제거 요구량 선정

TMI-2호기 사고의 경우 SB(Small Break)-LOCA의 경우로서 핵연료가 녹은 이후 약 3.7시간이 지나야 비로서 원자로 용기 하반구로 떨어지기에 마치 액상의 철을 물속에 집어 넣으면 매우 빠른 시간에 고체 상태로 되듯이 급격한 냉각이 이루어질 것이다. 즉, 현열의 100% 전체를 다 고려한다는 것은 너무 보수적이라고 생각이 되기에 50%는 하반구로 재배치되자마자 바로 열제거가 되었다고 고려하면 실제 제거되어야 할 열은 붕괴열과 50%의 현열이라고 할 수 있다.

계산에 사용된 붕괴열은 30%가 하반구 옆면으로

빠져나간다고 할 수 있다. 왜냐하면 노심용융물의 Crust는 (U,Zr)O<sub>2</sub>로서 열전도도가 상당히 좋지 않고, 간극과 원자로 용기의 열저항이 있기 때문에 윗면으로 열이 훨씬 더 잘 빠져나갈 것이기 때문이다.

이러한 이유로 인하여 노심용융물에서 제거해야 할 열은 30%의 붕괴열과 50% 현열의 30%이라고 할 수 있다.

$$Q_{\text{sensible}} = \frac{FMC_p \Delta T}{\Delta t} \quad (21)$$

여기서, M: 노심용융물의 질량, F: 50%이다.

각각의 원자로에 대하여 실제 제거해야 할 열을 계산한 것은 그림-5, 6, 7, 8에 나타내었다.

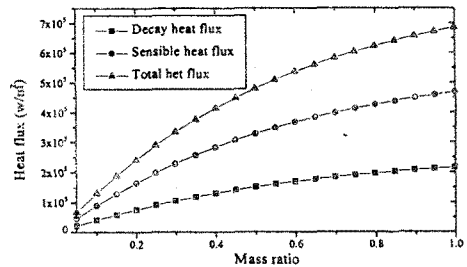


그림-5. TMI-2의 열제거 요구량

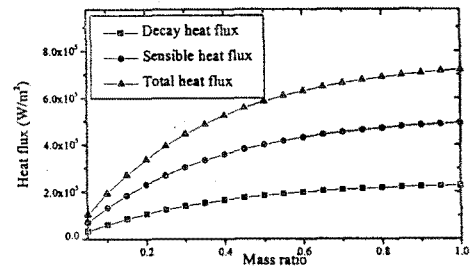


그림-6. KORJ-2의 열제거 요구량

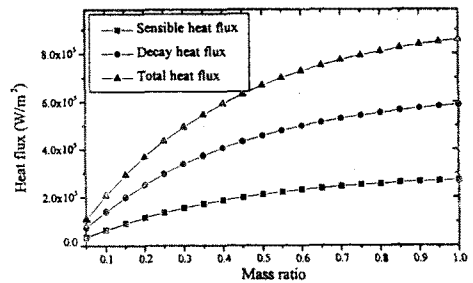


그림-7. YGN 3&4의 열제거 요구량

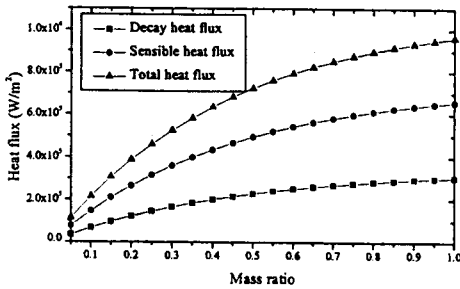


그림-8. KNGR의 열제거 요구량

### 3.4. 모델링 및 가정

LOCA 등의 중대사고로 인하여 핵연료가 녹아내려 원자로 하부 용기에 재배치가 될 때는 상당히 여러 가지 열전달 메커니즘을 가진다. 일반적으로 금속부분 (Metal layer), 고화각질층 (Crust), 녹아있는 부분 (Molten debris)으로 나누어지며 금속부분은 원자로용기와 붙어 버린 가능성을 배제할 수는 없다. 하지만 이러한 가정하에서 간극에서의 열제거에 대한 현상을 규명하기란 상당히 어렵고 아직 연구되어야 할 부분으로 남아 있다고 할 수 있다. 이렇게 노심용융물의 열전달 메커니즘을 그림-9에서와 같다.

그림-9와 같은 열전달 메커니즘을 가지지만 계산에서 사용될 가정은 노심용융물이 전부 Crust가 되었다고 가정을 한다. 또한 노심용융물에서 발생하는 열유속은 원자로용기의 각에 따른 의존도가 있다고 보고되고 있지만 각에 대한 의존도는 없다고 가정하며, 열제거는 단지 원자로 용기와 Crust 사이의 간극을 통해서만 된다고 본다. 이때의 시스템의 압력은 100기압의 상황에서 고려하며 이러한 간극을 통한 열제거는 단지 역류유동제한에 의해서 지배를 받는다고 할 수 있다.

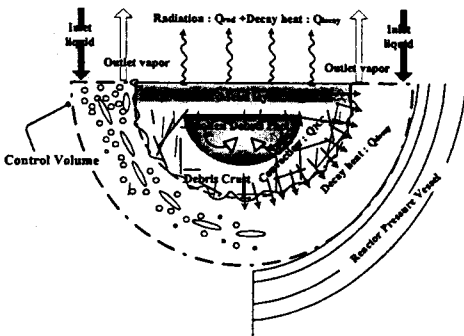


그림-9. 노심용융물의 열전달 메커니즘

이상의 가정을 요약하면 다음과 같다.

- > 노심용융물은 Pancake의 Crust로 원자로 하부 용기에 완전히 재배치가 이루어져 있다.
- > 핵연료가 녹아 내리는 중대사고의 사고 시나리오는 TMI-2호기 사고의 사고 시나리오와 비슷하다.
- > 시스템의 압력은 100기압이다.
- > 간극을 통한 열제거는 단지 역류유동제한의 영향을 받는다.
- > 노심용융물에서 발생하는 열유속은 원자로 용기의 각에 따른 영향은 없으며 평균적인 의미로 해석한다.
- > 그림-9에서 보여지듯이 여러 열전달 메커니즘이 있지만 열제거는 단지 간극을 통해서만 이루어진다.
- > 전체 열의 약 30%가 Crust의 하부면으로 빠져나간다.
- > 실제 제거되어야 할 열은 열원인 Decay Heat과 상변화로 인한 현열이라고 할 수 있다.
- > 중대사고시 가장 많은 열을 제거해야 할 시점에서 열제거 능력을 본다. TMI-2호기 사고의 경우는 224분에서 226분의 경우에 해당이 된다.
- > 간극의 크기는 1mm로 한다.

연속방정식과 에너지 보존식을 사용하면 다음의 관계를 가진다고 할 수 있다.

$$\rho_L j_L = \rho_G j_G \quad (22)$$

$$Q_{L,max} = H_{fg} A_G \rho_G j_{G,max} \quad (23)$$

여기서, 증기의 최대 걸보기 속도는 Richter[11]의 환상관에 역류유동제한 관계식을 사용하였다. 물이 전혀 들어가지 못하는 경우는  $j_F^* = 0$  일 때  $j_G^* = 0.4$  이다.

이 식에서  $j_{G,max}$ 를 계산할 수 있으며 각각의 원자로에 대한 계산 결과는 표-2에 나타내었다.

표-2. 물이 들어오지 못할 때의 증기의 속도

(단위 : m/s)

	TMI-2	KORI-2	YGN 3&4	KNGR
5%	5.99	4.97	5.50	5.90
10%	6.01	5.02	5.55	5.94
15%	6.04	5.06	5.59	5.98
20%	6.06	5.10	5.63	6.02
25%	6.09	5.14	5.67	6.06
30%	6.11	5.18	5.71	6.09
35%	6.13	5.21	5.74	6.13
40%	6.15	5.25	5.77	6.16
45%	6.17	5.28	5.81	6.19
50%	6.19	5.31	5.84	6.23
55%	6.21	5.33	5.87	6.25
60%	6.22	5.36	5.89	6.28
65%	6.24	5.38	5.92	6.31
70%	6.25	5.40	5.94	6.33
75%	6.26	5.42	5.96	6.36
80%	6.27	5.44	5.98	6.38
85%	6.28	5.45	6.00	6.40
90%	6.29	5.47	6.02	6.42
95%	6.30	5.48	6.04	6.44
100%	6.30	5.48	6.05	6.45

### 3.5. 최대 열제거량 계산

100기압에서의 증기의 결보기 속도는 대략 6m/sec에서 역류유동제한이 발생한다는 계산결과가 나왔으며, TMI-2호기, 고리2호기, 영광 3,4호기, KNGR에 대한 최대 열제거량은 전체 노심의 약 40%까지는 흘러내려도 간극을 통하여 충분한 열제거가 가능하다는 것을 보여주고 있다. 이러한 계산 결과는 가정에서 1mm라는 간극을 통하여서만 열제거 되는 것을 계산하였기에 실질적인 면에서는 보다 더 큰 양까지도 열제거가 되었으리라 생각된다.

TMI-2호기의 사고에서는 전체 노심 중 약 16% (약 19톤)의 노심용융물이 흘러내렸지만 원자로 용기의 건전성이 보장되었다는 것은 이번 연구의 결과를 통하여서도 중증이 되는 것이라고 할 수 있다.

많은 연구자들이 간극을 통한 열제거를 상당히 회의적으로 보고 있지만 실질적인 계산의 결과 노심의 40%라는 상당한 양의 노심용융물이 생겨도 이렇게 열제거가 가능하다는 것은 상당히 놀라운 사실이며, 심층방어적 입장에서 현재 서울대학교에서 연구 중인 COASIS라는 연구에서 원자로용기 외벽에서 한번 더 냉각을 시킨다면 중대사고로 인한 원자로 용기의 건전성에 획기적인 전기를 마련할 수 있을 것으로 생각이 된다. 연구에서 얻어진 결과는 실험적으로 충분한 증명이 되어야 하며 또한 현열의 양이 완전히 없어지는 시간에서는 유일한 열원은 붕괴열이며 이런 붕괴열은 시간이 지남에 따라서 지수함수로 작아지기에 현재 연구중인 외벽 냉각을 통하여 노심 전체가 흘러내리는 사고에서도 충분히 열제거가 가능하리라 생각된다. 또한 지속적인 냉각이 이루어지는 메커니즘을 개발하기 위해서는 하향 표면 가열에 대한 효과와 각도에 대한 효과 등에 대한 실험과 물이 어떻게 들어갈 것인지에 대한 정확한 역류유동제한 실험이 이루어진다면 보다 더 발전적인 방향으로 연구가 진행되리라 생각된다.

그림-10, 11, 12, 13에는 각각의 원전에서 열제거 능력이 얼마나 되는지를 나타내었다.

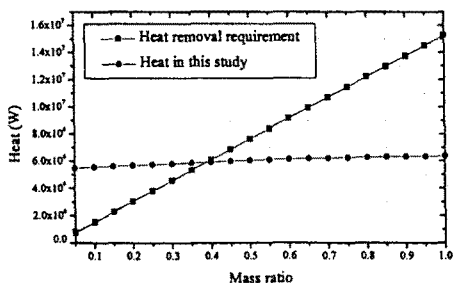


그림-10. TMI-2 에서 최대 열제거 능력

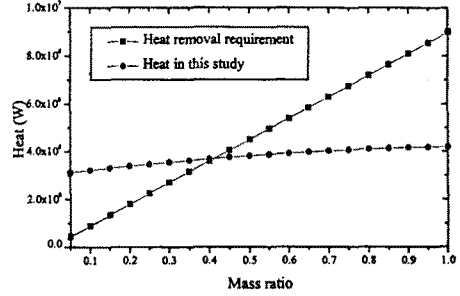


그림-11. KORI-2 에서 최대 열제거 능력

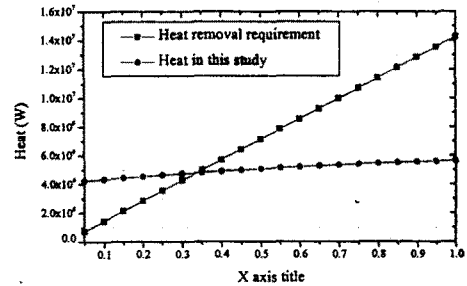


그림-12. YGN 3&4 에서 최대 열제거 능력

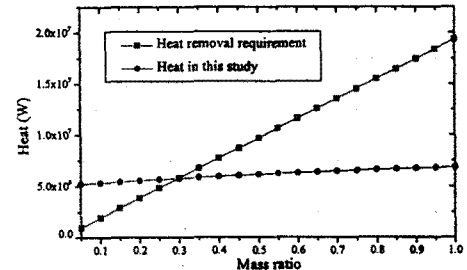


그림-13. KNGR 에서 최대 열제거 능력

## 4. 결 론

본 연구과제의 기본목표는 반구형의 좁은 간극에서 역류유동제한 현상이 일어나는 기본적인 개념을 정립하고 나아가서 역류유동제한으로 인하여 발생하는 임계열유속에 대한 연관성을 정립하는 것이다. 지금까지 발표된 역류유동제한 관계식을 정리하고 임계열유속에 미치는 여러 요인들, 예를 들어 표면의 거칠기 효과, 유동의 효과, 유로의 기하학적 구조로 인한 효과, 과냉도의 효과, 각도에 대한 효과 등에 대하여 매우 세부적으로 조사되었고 이런 기본적인 개념으로부터 수치 해석적 모델을 개발하기 위한 국소조건의 임계열유속에 대한 해석식을 개발하였다. 또한 기본적인 역류유동제한 현상에 대한 자료 중 가장 기본적인 Richter의 해석식을 이용하여 실제

TMI-2호기와 같은 중대사고시 원자로 압력용기의 건전성을 평가하기 위하여 Imm 간극을 통하여 어느 정도 열적인 여유도를 가질 것인지 연구되었다. 그 결과 노심의 약 40%까지는 원자로 하부 용기로 흘러내려도 간극을 통하여 열제거가 가능함을 보여 주고 있다.

이렇듯 TMI-2호기에서 자연적으로 발생한 원자로 냉각 현상을 이론적으로 규명하고 실험적으로 입증하게 되면 이는 기존 원자로의 실제 중대사고에 대한 안전 여유도가 기존의 통설보다 훨씬 더 높다는 것을 입증하게 되며, 나아가서는 이를 달성하는데 필요한 사고 예방 및 완화 전략을 도출해 냄으로써 불필요한 운영 보수 및 설계 변경 등을 지양하고 원전 발전 단가를 절감하는 데에도 기여 하게 된다.

#### 참고문헌

- [1] K. Y. Suh, "Modeling of heat transfer to nuclear steam supply system heat sinks and application to severe accident sequences", Nuclear Technology, Vol. 106, pp. 274-291, June 1994
- [2] K. Y. Suh and R. E. Henry, "Integral analysis of debris material and heat transport in reactor vessel lower plenum", Nuclear Engineering & Design, Issue Dedicated to Dr. Novak Zuber, Vol. 151, No.1, pp. 203-221, November 1994
- [3] K. Y. Suh and R. E. Henry, "Debris interactions in reactor vessel lower plena during a severe accident: I. Predictive model", Nuclear Engineering & Design, Vol. 166, pp. 147-163, October 1996
- [4] K. Y. Suh and R. E. Henry, "Debris interactions in reactor vessel lower plena during a severe accident: II. Integral analysis", Nuclear Engineering & Design, Vol. 166, pp. 165-178, October 1996
- [5] K. Y. Suh, et al., "Melt coolability study within hemispherical vessel lower plenum", Submitted for Publication in Nuclear Engineering & Design, June 1998
- [6] Y. Haramura and Y. Katto, "New hydrodynamic model of critical heat flux applicable widely to both pool and forced convection boiling on submerged bodies in saturated liquids" Int. J. Heat Mass Transfer, Vol. 26, No. 8, pp. 389-399, 1983
- [7] J.R.Wolf et al., "TMI-2 vessel investigation project integration report", NUREG/CR-6197, TMI V(93)EG10, EGG-2734, 1994
- [8] L.A. Stickler et al, "Calculations to estimate the margin to failure in the TMI-2 vessel", NUREG/CR-6196, TMI V(93)EG01, EGG-273, 1994
- [9] P. Hofmann et al., "Reactor core material interactions at very high temperatures", Nuclear Technology, Vol. 87, No. 1, August 1989
- [10] J.L. Rempe, J.R. Wolf, S.A. Chavez, K.G. Condie, D.L. Hargman, W.J. Carmack, "Investigation of the coolability of a continuous mass of relocated debris to a water-filled lower plenum", EG&G Idaho Report, EGG-RAAM-11145, 1994
- [11] H.J. Richter, " Flooding in Tubes and Annuli ", Int. J. Multiphase Flow, Vol. 7, No.6, pp. 647-658, 1981