2003 추계학술발표회 논문집
한국원자력학회

DVI 방식 원자로 강수부에서의 안전주입수 직접우회에 대한 해석 모델 개발

Development of Analytical Model for the Direct ECC Bypass in DVI System Downcomer

조 형규 [1], 윤 병조 [2], 송 철화 [2], 박 군철 [1]
[1] 서울대학교
서울특별시 관악구 신림동 산 56-1
[2] 한국원자력연구소
대전광역시 유성구 덕진동 150

요 약

DVI 방식을 채택한 원자로에서 대형냉각재 상실사고 재관수 기간 동안 발생하는 직접우회 현상에 대한 해석 모델을 개발하였다. 2 차원 운동량 방정식과 연속방정식 그리고 계면 및 벽면 전단력에 대한 구성방정식으로부터, 기체 및 액체 주입조건에 따른 안전주입수 우회양을 예측할 수 있는 모델을 도출하였다. DIVA 실험 장치에서 수행된 1/5 및 1/7 APR-1400 실험결과와 해석결과를 비교하여, 모델이 실험 결과를 적절히 예측할 수 있는지의 여부를 평가하고자 하였다. 또한, 안전 주입수 우회에 가장 중요한 변수인 계면마찰계수에 대한 민감도 분석을 수행 하였으며, 액막확장폭의 변화에 따른 직접우회 현상의 정성적 특성이 모델링에서 동일하게 나타나는지의 여부를 평가하였다. 분석 결과, 액막확장폭 및 다차원 유동 영역의 높이 등 현상관측 결과를 적절히 반영할 경우 실험결과와 정성적, 정량적으로 유사한 결과를 예측할 수 있음을 확인하였다.

Abstract

An analytical model for the direct ECC bypass is developed which can predict the bypass fraction. It is derived from continuity equation of liquid phase and two dimensional force balances between liquid and gas. The bypass rate can be calculated with the liquid and gas injection conditions and constitutive relations of wall and interfacial friction factors. Some experimental results of direct ECC bypass are compared with the proposed model to validate it. Also, the sensitivity studies about interfacial friction factor and liquid spreading width which are the important factors for the direct ECC bypass are conducted. The proposed model shows qualitatively and quantitatively successful results if the data of liquid spreading width and onset of sweep-out are reflected in the analytical model.

1. 서론

안전주입수 직접우회(Direct ECC Bypass)는 APR-1400, System 80+ 및 B&W (Babcock and Wilcock) 원자로와 같이 원자로용기 직접주입 (DVI) 방식을 채택하고 있는 원자로에서 대형 냉각재 상실사고 재관수 기간 동안 발생하는 안전주입수 우회 메커니즘이다. 이는 횡방향 기체유동과 수직 하강하는 안전주입수 간의 상호작용에 의해 발생하는 현상으로서, 재관수 기간 동안의 주요 안전주입수 우회 메커니즘으로 보고되었다 [1,2]. 이러한 안전주입수 직접우회는 노심냉각을 위한 구동력인 강수부 수위 및 안전주입수의 미포화도와 밀접한 관계가 있기 때문에, 비상노심 냉각계통의 효율을 결정하는 중요한 변수 중 하나이다. 그러나 그 동안 실험적, 해석적 연구가 충분히 수행된 플러딩 및 sweep-out 등 강수부 내의 다른 안전주입수 우회 메커니즘과는 달리 직접우회에 대한 연구는 UPTF 실험을 제외하고는 거의 수행되지 않았으며, 이과 같은 이유로 최근 국내에서는 다양한 기관에서 실험적 연구가 활발히 진행 중에 있다 [3].

한국 원자력 연구소에서는 DIVA 및 MIDAS 실험장치를 이용하여 APR-1400 및 UPTF 강수부에서 발생하는 직접우회 현상에 대한 실험을 수행하였다 [4,5]. 다양한 기하학적 조건 및 유동조건 하에서 직접우회 특성을 파악하였으며, 주요 척도해석 변수를 도출하였다. 또한 윤상혁 등 [6]은 1/10 APR-1400 실험장치를 이용하여 직접우회 개별효과 실험을 수행하였다. 한국과학기술원에서는 평판형 강수부를 이용한 직접우회 실험을 수행하였으며[7], 직접우회의 주요 변수 중 하나인 액막확장폭에 대한 연구도 수행하였다 [8]. 윤병조 [9,10] 등은 이와 같은 실험결과를 바탕으로 직접우회 현상을 재현하기에 적합한 새로운 척도해석방법론인 수정형 선형척도법을 제시하였고 이를 실험적으로 검증하였다.

본 연구에서는 이와 같은 다양한 실험결과를 바탕으로 직접우회 현상에 대한 해석 모델(analytical model)을 개발하고자 하였다. 제어체적에서의 2차원 운동량 방정식으로부터 횡방향 증기 유동에 따른 안전주입수 우회를 예측할 수 있는 모델을 개발하였는데, Wallis가 제안한 플러딩식의 유도과정과 유사한 방법론을 적용하였다 [11]. 액상에 대한 연속방정식, 2개의 운동량방정식 그리고 벽면 및 계면 전단력에 대한 구성방정식을 이용하여 주어진 기체유동 조건 및 액체주입 유량에 따라 제어체적 내의 기포율(void fraction) 및 안전주입수 우회량을 계산할 수 있는 모델을 도출하였다. 또한, 도출된 해석 모델을 DIVA 실험장치에서 수행된 APR-1400 실험결과와 비교하였으며, 모델이 실험결과를 적절히 예측할 수 있는지의 여부를 평가하였다. 직접우회에 가장 큰 영향을 미치는 계면마찰계수 (interfacial friction factor) 모델을 다양하게 적용하여 그에 따른 효과를 평가하고자 하였으며, 직접우회의 주요 변수인 액막확장폭의 변화에 따른

우회율의 변화를 해석모델이 적절히 반영할 수 있는 지의 여부도 검토하였다. 분석 결과, 현상 관측결과 및 다양한 개별효과 실험결과로부터 액막확장폭 및 다차원 유동영역의 높이 등에 관한 정보를 모델에 적용해야만, 정성적, 정량적으로 실험결과와 유사한 결과를 예측할 수 있음을 확인하였다.

2. 직접우회 현상

저온관 대형 파단사고 재관수 기간 동안, DVI 방식을 채택한 원자로에서 발생하는 열수력 현상에 대한 연구가 조형규 등[12]에 의해 DIVA 실험장치를 이용하여 수행되었다. 그 중 직접우회 현상 관측 결과에 의하면, DVI 노즐을 통해 주입된 안전주입수는 액막의 형태로 강수부 벽면을 따라 하강하고 저온관을 통해 유입된 기체는 파단부를 향하여 횡방향으로 이동한다. 두 상 간의 상호작용에 의해 안전주입수 우회가 발생하게 되며 이때, DVI 노즐의 위치에 따라 서로 크게 다른 현상이 관측되었다. 본 절에서는 APR-1400의 안전해석과 관련되어 주요 관심대상인 파단부와 인접한 DVI-4노즐과 파단부와 가장 멀리 위치한 DVI-2노즐에서 발생하는 현상을 기술하고자 한다. 한편, APR-1400 원자로 강수부에서 고온관 및 저온관 그리고 DVI 노즐의 배열은 그림 1과 같다.

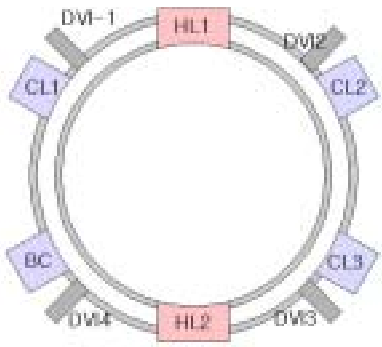
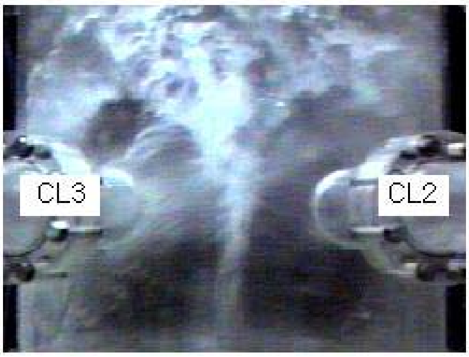
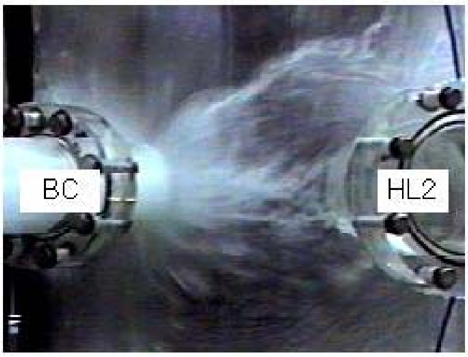


그림 1. APR-1400 강수부 노즐 배열

그림 2. DVI-4노즐 부근의 직접우회 현상



(a) Impinging jet 영역



(b) 교차유동 영역

그림 3. DVI-2로 유입된 안전주입수의 직접 우회 현상

그림 2는 파단부와 인접한 DVI-4 노즐로부터 주입된 안전주입수의 직접우회 현상을 나타낸 그림이다. 저온관 상부에 위치한 DVI 노즐로부터 유입되어 벽면과 충돌한 후 액막의 형상으로 하강하는 안전주입수가 횡방향 기체유동에 의해 확장되지 못하고 파단부 쪽으로 끌려가는 현상이 관측되었다.

DVI-4 노즐 부근의 직접우회 현상과는 달리 파단부로부터 멀리 위치한 DVI-2 노즐에서는 매우 복잡한 수력현상이 관찰되었다. DVI-4 부근 현상과의 가장 큰 차이는 impinging jet에 의한 액막파열이 발생한다는 것이다. 그림 3-(a)와 같이 DVI-2 노즐로부터 유입되어 하강하는 액막은, 저온관-2 와 저온관-3으로부터 주입된 기체유동이 벽면과 충돌하여 만들어지는 공기막에 의해 더 이상 하강하지 못하고 횡방향으로 이동하게 된다. 이와 같이 impinging jet에 의해 액상과 기상의 혼합이 발생하는 영역을 impinging jet 영역이라 정의하였다. 한편, 기체유동에 의해 횡방향으로 이동하는 안전주입수의 일부는 파단부로 우회하며 일부는 강수부 하부로 하강하게 된다. 수직 하강하는 액막과 횡방향 기체 및 액체 혼합체가 존재하는 그림 3-(b)와 같은 영역을 교차유동 (cross flow) 영역으로 정의하였다.

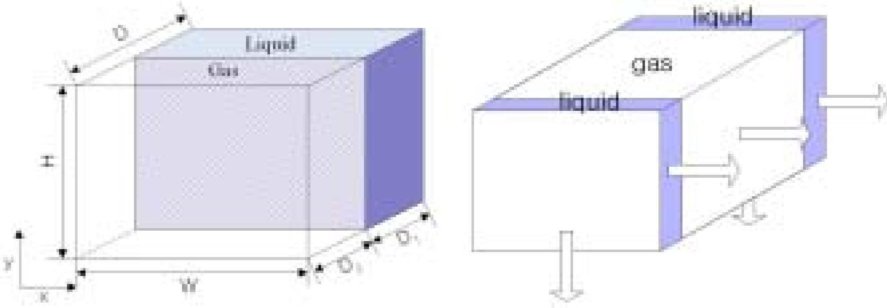
한편, 강수부 내에 존재하는 2개의 고온관은 횡방향 유동의 장애물 역할을 하게 되며, 이로 인해 고온관 전후에서 많은 양의 안전주입수 하강이 관측되었다. 또한 파단부와 인접한 저온관-1에서 주입된 기체에 의해 생성되는 공기막이 안전주입수의 우회경로에 위치함으로써 안전주입수 하강을 증가시키는 역할을 한다. 따라서 파단부 반대편 DVI-2 노즐에서부터의 직접우회 현상을 모델링하기 위해서는 이러한 효과에 대한 적절한 고려가 수반되어야 한다고 판단된다.

3. 직접우회 모델링

앞 절에서 설명한 바와 같이 직접우회 현상은 하강하는 안전주입수와 횡방향 기체유동의 상호 작용으로 발생하는 안전주입수 우회 현상이다. 이러한 현상을 모델링 하기 위해 본 연구에서는 다음과 같은 가정을 도입하였다.

- 기체유동은 횡방향 속도성분 만을 갖는다.
- 제어체적내의 가속은 고려하지 않는다.
- 강수부내 유동양식은 separated flow (film flow 또는 annular flow)이다.

강수부 내의 유동양식은 실험의 유동 조건 등에 의해 변화될 수 있기 때문에, 본 연구에서는 각각 film flow 및 annular flow에 대해 모델을 유도하여 비교하였다. 각각의 제어체적은 그림 4와 같다.



(a) Film flow (b) Annular flow

그림 4. 제어체적의 형상

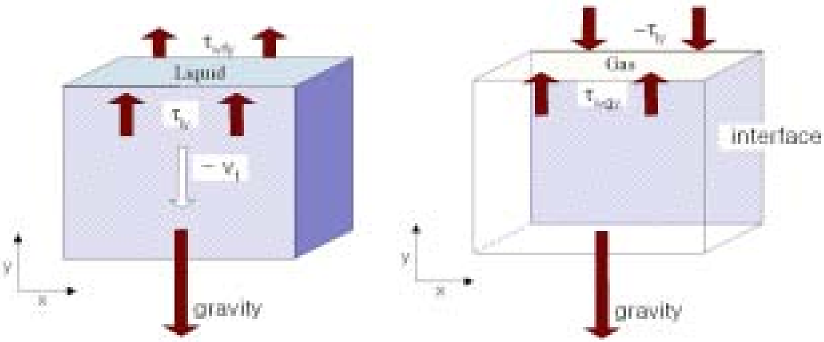


그림 5-(a) 액상 및 기상의 y 방향 힘 평형도

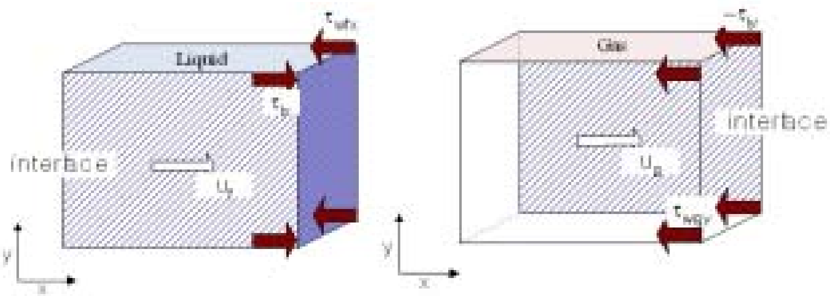


그림 5-(b) 액상 및 기상의 x 방향 힘 평형도

1) Film flow

모델링을 위해 그림 5와 같은 힘의 평형을 고려하였다. 액상과 기상에 대해 각각 이차원 운동량 방정식을 고려하면 다음과 같다.

– y 방향 운동량 방정식

✓ 액상

$-\Delta P \cdot D_1 \cdot W + \tau_{Wfy} \cdot H \cdot W + \tau_{iy} \cdot H \cdot W - \rho_f \cdot g \cdot D_1 \cdot W \cdot H = 0$ or

$$-\frac{\Delta P}{H} + \frac{\tau_{Wfy}}{D_1} + \frac{\tau_{iy}}{D_1} - \rho_f g = 0 \quad (1)$$

✓ 기상

$$-\Delta P\cdot D_2\cdot W+\tau_{Wgy}\cdot H\cdot W-\tau_{iy}\cdot H\cdot W-\rho_g\cdot g\cdot D_2\cdot W\cdot H=0 \quad \text{or}$$

$$-\frac{\Delta P}{H}+\frac{\tau_{Wgy}}{D_2}-\frac{\tau_{iy}}{D_2}-\rho_g g=0 \tag{2}$$

기상과 액상의 압력강하는 동일하므로 식 (1)과 (2)로부터 각각 압력강하 항을 소거한다.

$$\left(\frac{\tau_{Wfy}}{D_1}-\frac{\tau_{Wgy}}{D_2}\right)+\left(\frac{\tau_{iy}}{D_1}+\frac{\tau_{iy}}{D_2}\right)=(\rho_f-\rho_g)g \quad \text{or} \quad \left[\frac{\tau_{Wfy}}{(1-\alpha)}-\frac{\tau_{Wgy}}{\alpha}\right]+\left[\frac{1}{(1-\alpha)}+\frac{1}{\alpha}\right]\cdot\tau_{iy}=D\cdot(\rho_f-\rho_g)g \tag{3}$$

$$\because \quad D_1/D=(1-\alpha) \text{ and } D_2/D=\alpha \tag{4}$$

– x-방향 운동량 방정식

✓ 액상

$$-\Delta P\cdot D_1\cdot H-\tau_{Wfx}\cdot H\cdot W+\tau_{ix}\cdot H\cdot W=0 \quad \text{or} \quad -\frac{\Delta P}{W}-\frac{\tau_{Wfx}}{D_1}+\frac{\tau_{ix}}{D_1}=0 \tag{5}$$

✓ 기상

$$-\Delta P\cdot D_2\cdot H-\tau_{Wgx}\cdot H\cdot W-\tau_{iy}\cdot H\cdot W=0 \quad \text{or} \quad -\frac{\Delta P}{W}-\frac{\tau_{Wgx}}{D_2}-\frac{\tau_{ix}}{D_2}=0 \tag{6}$$

기상과 액상의 압력강하는 동일하므로 식 (5)와 (6)으로부터 각각 압력강하항을 소거한다.

$$\left(\frac{\tau_{Wfx}}{D_1}-\frac{\tau_{Wgx}}{D_2}\right)-\left(\frac{\tau_{ix}}{D_1}+\frac{\tau_{ix}}{D_2}\right)=0 \quad \text{or} \quad \left(\frac{\tau_{Wfx}}{1-\alpha}-\frac{\tau_{Wgx}}{\alpha}\right)-\left(\frac{\tau_{ix}}{1-\alpha}+\frac{\tau_{ix}}{\alpha}\right)=0 \tag{7}$$

– 벽면 전단력 모델

한편, 각 상의 x 및 y 방향의 벽면 전단력은 다음과 같이 정의된다 [13].

$$\tau_{Wfy}=\frac{1}{2}\rho_f f_{Wfy}\upsilon_f\,|\vec{u}_f|=\frac{1}{2}\rho_f f_{Wfy}\upsilon_f\sqrt{u_f^2+\upsilon_f^2}\ ,\quad \tau_{Wgy}=\frac{1}{2}\rho_g f_{Wgy}\upsilon_g\sqrt{u_g^2+\upsilon_g^2}\ ,$$

$$\tau_{Wfx}=\frac{1}{2}\rho_x f_{Wfx}u_f\sqrt{u_f^2+\upsilon_f^2}\ ,\quad \tau_{Wgx}=\frac{1}{2}\rho_g f_{Wgx}u_g\sqrt{u_g^2+\upsilon_g^2} \tag{8}$$

$\upsilon_g=0$ 의 가정으로부터 기상의 벽면전단력은 각각 다음과 표현된다.

$$\tau_{Wgx}=\frac{1}{2}\rho_g f_{Wgx}u_g^2, \qquad \tau_{Wgy}=0 \tag{9}$$

– 계면 전단력 모델

x 및 y 방향의 계면전단력은 각각 식(10)과 같이 정의된다 [13].

$$\tau_{iy}=\frac{1}{2}\rho_g f_{iy}\,|\vec{u}_g-\vec{u}_f|\,(\upsilon_g-(-\upsilon_f))\ ,\quad \tau_{ix}=\frac{1}{2}\rho_g f_{ix}\,|\vec{u}_g-\vec{u}_f|\,(u_g-u_f) \tag{10}$$

한편, $|\vec{u}_g-\vec{u}_f|=\sqrt{\left(u_g-u_f\right)^2+\left(\upsilon_g-\upsilon_f\right)^2}$ 이므로, 식(10) 은 다음과 같이 표현된다.

$$\tau_{iy}=\frac{1}{2}\rho_g f_{iy}\sqrt{(u_g-u_f)^2+\upsilon_f^2}\,(\upsilon_f)\ ,\ \tau_{ix}=\frac{1}{2}\rho_g f_{ix}\sqrt{(u_g-u_f)^2+\upsilon_f^2}\,(u_g-u_f) \tag{11}$$

식 (8), (9) 그리고 (11)을 (3)과 (7)에 대입하면

– y 방향

$$\frac{\frac{1}{2}\rho_f f_{Wfy}\upsilon_f\sqrt{u_f^2+\upsilon_f^2}}{(1-\alpha)}+\left[\frac{1}{(1-\alpha)}+\frac{1}{\alpha}\right]\cdot\frac{1}{2}\rho_g f_{iy}\sqrt{(u_g-u_f)^2+\upsilon_f^2}(\upsilon_f)=D\cdot(\rho_f-\rho_g)g \quad (12)$$

– x-방향

$$\frac{\frac{1}{2}\rho_f f_{Wfx}u_f\sqrt{u_f^2+\upsilon_f^2}}{(1-\alpha)}-\frac{\frac{1}{2}\rho_g f_{Wgx}u_g^2}{\alpha}-\left[\frac{1}{(1-\alpha)}+\frac{1}{\alpha}\right]\cdot\frac{1}{2}\rho_g f_{ix}\sqrt{(u_g-u_f)^2+\upsilon_f^2}(u_g-u_f)=0 \quad (13)$$

(12)와 (13)을 다음과 같이 정의되는 Wallis parameter로 무차원화 하면, 식(15)와 (16)를 얻는다.

$$j_{kx}^*=\alpha_k u_k\cdot\sqrt{\frac{\rho_k}{D\cdot(\rho_f-\rho_g)\cdot g}} \text{ 그리고 } j_{ky}^*=\alpha_k\upsilon_k\cdot\sqrt{\frac{\rho_k}{D\cdot(\rho_f-\rho_g)\cdot g}} \quad (14)$$

– 무차원 y 방향 운동량방정식

$$\frac{f_{Wfy}}{(1-\alpha)^3}j_{fy}^*\cdot\sqrt{j_{fy}^{*\,2}+j_{fx}^{*\,2}}+\frac{j_{fy}^* f_{iy}}{\alpha(1-\alpha)^2}\cdot\sqrt{\left(\frac{j_{gx}^*}{\alpha}\sqrt{\frac{\rho_g}{\rho_f}}-\frac{j_{fx}^*}{1-\alpha}\frac{\rho_g}{\rho_f}\right)^2+\frac{j_{fy}^{*\,2}}{(1-\alpha)^2}\left(\frac{\rho_g}{\rho_f}\right)^2}=2 \quad (15)$$

– 무차원 x 방향 운동량방정식

$$\frac{f_{Wfy}}{(1-\alpha)^3}j_{fx}^*\cdot\sqrt{j_{fy}^{*\,2}+j_{fx}^{*\,2}}$$
$$-\frac{j_{gx}^{*\,2}\cdot f_{Wgx}}{\alpha^3}-f_{ix}\left[\frac{j_{gx}^*}{\alpha^2(1-\alpha)}-\frac{j_{fx}^*}{\alpha(1-\alpha)^2}\sqrt{\frac{\rho_g}{\rho_f}}\right]\cdot\sqrt{\left(\frac{j_{gx}^*}{\alpha}-\frac{j_{fx}^*}{1-\alpha}\sqrt{\frac{\rho_g}{\rho_f}}\right)^2+\frac{j_{fy}^{*\,2}}{(1-\alpha)^2}\left(\frac{\rho_g}{\rho_f}\right)}=0 \quad (16)$$

한편, 제어체적 내의 액상은 다음과 같은 연속방정식을 만족해야 한다.

$$\dot{m}_{f,tot}=\dot{m}_{fy}+\dot{m}_{fx}=\rho_f\upsilon_f D_1 W+\rho_f u_f D_2 H \quad (17)$$

식 (17)의 양변에 $\sqrt{\frac{\rho_f}{D(\rho_f-\rho_g)g}}$ 를 곱하여 Wallis 수의 형태로 무차원화 하면, 식(18)과 같은 액상의 무차원 연속방정식을 얻는다.

$$j_{f,tot}^*=j_{f,y}^*+j_{f,x}^*\frac{H}{W} \quad (18)$$

2) Annular flow

한편, annular flow를 가정하여 앞 절에서 기술한 것과 동일한 방법으로 다음과 같은 3개의 식을 얻는다.

– 무차원 y 방향 운동량방정식

$$\frac{f_{Wfy}}{(1-\alpha)^3} j_{fy}^* \cdot \sqrt{j_{fy}^{*\,2} + j_{fx}^{*\,2}} + \frac{j_{fy}^* f_{iy}}{\alpha(1-\alpha)^2} \cdot \sqrt{\left(\frac{j_{gx}^*}{\alpha}\sqrt{\frac{\rho_g}{\rho_f}} - \frac{j_{fx}^*}{1-\alpha}\frac{\rho_g}{\rho_f}\right)^2 + \frac{j_{fy}^{*\,2}}{(1-\alpha)^2}\left(\frac{\rho_g}{\rho_f}\right)^2} = 1 \tag{19}$$

– 무차원 x 방향 운동량방정식

$$\frac{f_{Wfy}}{(1-\alpha)^3} j_{fx}^* \cdot \sqrt{j_{fy}^{*\,2} + j_{fx}^{*\,2}}$$
$$-f_{ix}\left[\frac{j_{gx}^*}{\alpha^2(1-\alpha)} - \frac{j_{fx}^*}{\alpha(1-\alpha)^2}\sqrt{\frac{\rho_g}{\rho_f}}\right] \cdot \sqrt{\left(\frac{j_{gx}^*}{\alpha} - \frac{j_{fx}^*}{1-\alpha}\sqrt{\frac{\rho_g}{\rho_f}}\right)^2 + \frac{j_{fy}^{*\,2}}{(1-\alpha)^2}\left(\frac{\rho_g}{\rho_f}\right)} = 0 \tag{20}$$

– 액상의 무차원 연속방정식

$$j_{f,tot}^* = j_{f,y}^* + j_{f,x}^* \frac{H}{W} \tag{21}$$

3) 구성 방정식

식(15)~(17) 및 식(19)~(21)에서 $j_{f,tot}^*$ 및 j_{gx}^* 은 실험조건에 의해 결정되어지는 값이며, 지배 방정식의 미지수는 $\alpha, j_{fx}^*, j_{fy}^*, f_{ix}, f_{iy}, f_{wfx}, f_{wfy}, f_{wgx}, f_{wgy}$ 이다. 지배방정식으로부터 미지수 값을 얻기 위해서는 벽면마찰계수 및 계면마찰계수에 대한 구성 방정식이 요구된다. 본 연구에서는 다음과 같이 정의되는 벽면 마찰계수를 적용하였다 [13].

$$f_{wk} = \frac{0.046}{\mathrm{Re}_k^{0.2}} \tag{22}$$

이때, Reynolds수의 정의는 다음과 같다.

$$\mathrm{Re}_k = \frac{\rho_k u_k D_{hk}}{\mu_k}, \quad D_{hf} = \frac{4A_{fx}}{S_{fWx}}, \quad D_{hg} = \frac{4A_{gx}}{S_{fgx} + S_{gWx}} \tag{23}$$

한편, 직접우회 현상의 경우 앞 절에서 기술한 바와 같이 impinging jet에 의해 액막파열이 발생하여 계면 전단력이 급격하게 증가하는 영역이 존재한다. 이러한 영역에서는 기체 유속이 증가함에 따라 계면마찰이 급격하게 증가할 것이라 판단된다. 그러나 이와 같은 액막 파열 현상을 직접적으로 모델링 하기에는 어려움이 따른다. 본 연구에서는 이러한 현상을 모델링에 반영하기 위해 일반적으로 많이 사용되는 Wallis 모델 외에, 기체유속이 증가함에 따라 계면마찰계수가 증가하는 모델을 고려하여 그에 따른 영향을 평가하고자 하였다. 본 연구에서 사용한 계면마찰계수 모델들은 각각 다음과 같다.

– Wallis [14]: $f_i = 0.005[1 + 75(1-\alpha)]$

– C.H.Newton et al.[15] : $f_i = 6.5 \cdot 10^{-4}\,\mathrm{Re}_g^{0.3}$

– S.C.Lee and S.G.Bankoff [16]

$$f_{ia} = 0.012 + 2.694 \cdot 10^{-1} (\mathrm{Re}_f / 1000)^{1.534} (\mathrm{Re}_g - \mathrm{Re}_g^*) / 1000$$

$$\mathrm{Re}_g^* = 1.837 \cdot 10^5 \, \mathrm{Re}_f^{-0.184}$$

이와 같이 3개의 지배 방정식 및 2개의 계면 마찰계수 모델 그리고 4개의 벽면 마찰계수 모델을 연립하여, 총 9개의 미지수 ($\alpha, j_{fx}^*, j_{fy}^*, f_{ix}, f_{iy}, f_{wfx}, f_{wfy}, f_{wgx}, f_{wgy}$)를 얻게 되며, 이 결과로부터 횡방향 기체유동에 의해 우회되는 안전주입수 우회량을 얻게 된다.

4. 실험 결과와의 비교

본 연구에서는 DIVA 실험장치의 APR-1400 1/7 및 1/5 축소 모형에서 수행된 실험결과와 모델링 결과를 비교, 분석하였다. 다양한 계면마찰계수를 적용하여 그 효과를 평가하고자 하였으며, film flow 및 annular flow 가정에 의한 각각의 결과를 비교하였다. 실험결과와 모델링 결과를 비교하기 위해서 강수부 내에서 발생하는 현상에 기초하여 제어체적의 너비 및 높이를 결정하였다. 강수부 내의 수력현상이 파단부 부근과 파단부 반대편에서 큰 차이가 있기 때문에 파단부 부근의 DVI-4와 파단부로부터 멀리 위치한 DVI-2에 대해 서로 다른 방법론을 적용하여 모델링을 수행하였다.

1) 파단부 부근

파단부 부근 DVI-4 노즐로 주입된 안전주입수 우회를 예측하기 위해 그림 6과 같이 액상이 존재하는 영역을 하나의 제어체적으로 고려하였다. 이때, 제어체적의 너비는 액막확장폭 실험결과를 이용하여 결정하였으며 [10], 높이는 액막이 존재하는 DVI 노즐에서 저온관 중심선 까지의 영역을 이용하였다. 이는 계면면적의 관점에서 타당한 가정으로 판단된다. 그러나 공기유동장의 측면에서 오차가 발생할 수 있으며, 따라서 향후 강수부 내 기체 유동장에 대한 전산유체해석 결과 등을 바탕으로 이를 보정해야 할 것이다.

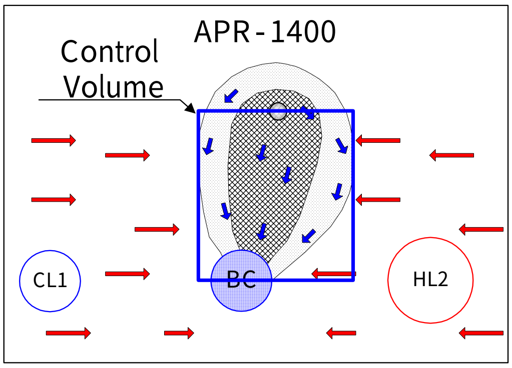


그림 6. DVI-4 직접우회의 제어체적

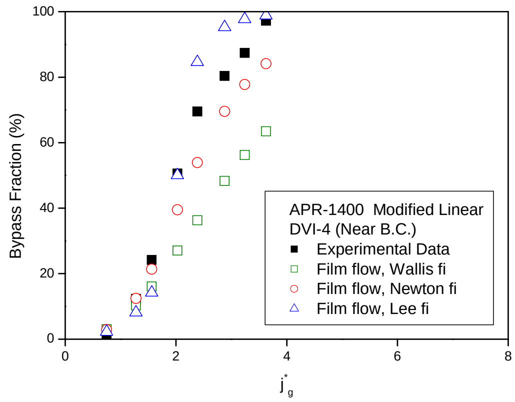


그림 7-(a) 1/7 결과비교: Film flow

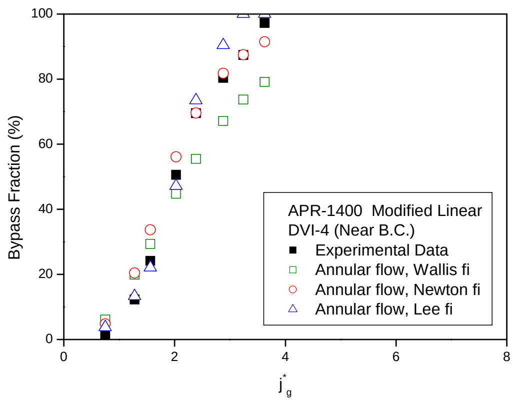


그림 7-(b) 1/7 결과비교: Annular flow

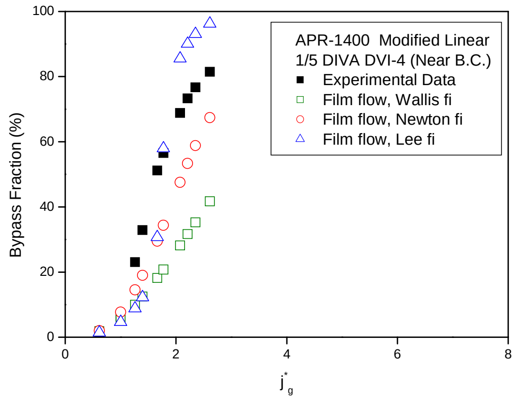


그림 8-(a) 1/5 결과비교: Film flow

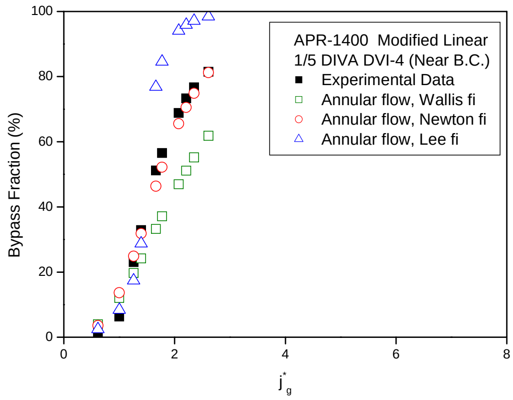
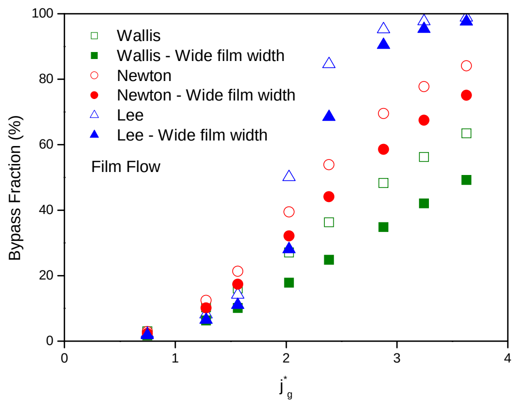
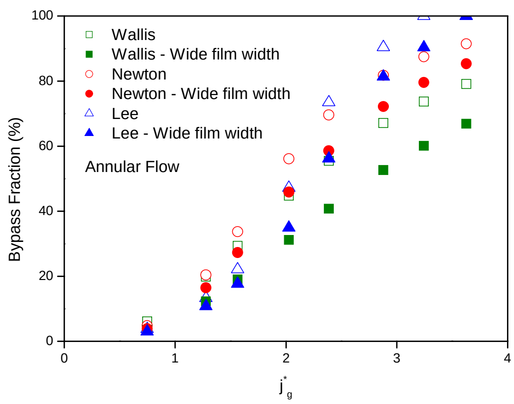


그림 8-(b) 1/7 결과비교: Annular flow



(a) Film flow



(b) Annular flow

그림 9 액막확장폭에 따른 직접우회 결과 비교 (1/7 DIVA)

그림 7과 그림 8은 각각 1/7 및 1/5 DIVA 실험장치의 실험 및 모델의 결과를 비교한 그림이다. Annular flow 가정을 적용하였을 경우, 계면면적이 film flow의 경우보다 2배 증가하여 더 많은 안전주입수 우회가 나타남을 알 수 있다. 계면마찰계수에 대한 민감도 분석을 수행한 결과 Wallis모델, Newton모델 그리고 Lee모델 순으로 계면마찰계수가 증가하였으며, 이에 따라 안전주입수 우회가 증가함을 알 수 있다. 다양한 모델 및 가정을 적용하여 실험결과를 분석한 결과, annular flow를 가정하고 Newton 모델을 적용하였을 경우가 실험결과와 가장 근접한 값을 예측하였다.

한편, 직접우회와 관련되어 가장 중요한 변수 중의 하나인 액막확장폭에 대한 민감도 분석을 수행하였다. 앞에서 기술한 바와 같이 액막확장폭은 계면면적 및 액상의 분포와 연관되어 직접우회에 주요하게 작용하는 변수이다. 본 연구에서는 액막확장폭이 0.4m로 실험결과보다 2배 증가하였을 경우에 대한 해석을 수행하였으며 그 결과는 그림 9와 같다. 그림 9와 같이 film 및 annular flow에서, 어떠한 계면마찰계수 모델을 적용하더라도 안전주입수 우회가 감소하는 결과가 나타난다. 이는 실험에서 관측된 직접우회의 정성적 특성과 동일한 결과로서, 모델링이 직접우회를 적절히 모의할 수 있음을 보여준다.

2) 파단부 반대편

파단부 부근에서 발생하는 수력현상과는 달리, 파단부 반대편에서 발생하는 수력현상은 jet impingement 및 고온관의 장애물 효과 등으로 인해 매우 복잡한 형상을 갖는다. 본 연구에서는 현상관측 결과에 기인하여, 그림 10과 같이 파단부 반대편에서 발생하는 직접우회 현상을 모델링 하고자 하였다. 2절에서 기술한 바와 같이 jet impingement가 존재하는 영역에서는 기상과 액상의 혼합이 활발하게 일어나며, 이러한 현상을 모델링에 반영하기 위해서는 교차유동 영역보다 상대적으로 큰 계면마찰계수 모델을 적용하는 것이 적합할 것이라 판단하였다. 또한, 그림 10과 같이 교차유동영역은 액막이 하강하는 impinging jet영역보다 작은 제어체적의 높이를 갖는다. 교차유동 영역의 제어체적 높이를 결정하기 위해 본 연구에서는 onset of sweep-out 실험결과를 이용하였다 [4]. 기체가 액체를 견인해갈 수 있는 영역을 다차원 유동의 주 유동영역으로 간주하여 하강하는 액막에 영향을 주는 높이, 즉 제어체적의 높이로 고려하였다. 또한 앞서 기술한 바와 같이 저온관-1로 주입된 기체는 유동의 장애물 역할을 하며, jet impingement 및 안전주입수 우회에는 큰 영향을 미치지 않기 때문에 저온관-2 및 저온관-3을 통해 주입된 기체유량만을 고려하여 계산하였다.

그림 11은 1/7 DIVA 실험에 대한 해석결과와 실험결과를 비교한 결과이다. 제시된 결과는 annular flow를 가정하였을 때 그리고 impinging jet영역에 Newton 또는 Lee 모델을 적용하였을 경우의 결과이다. 앞서 기술한 3개의 계면마찰계수 모델을 각각 교차 유동 영역에 적용하여 해석을 수행하였다. DVI-4 노즐에 대한 해석결과와 마찬가지로 Wallis모델, Newton모델 그리고 Lee 모델 순으로 계면마찰계수가 증가하며 안전주입수 우회 또한 증가함을 알 수 있다. Impinging jet영역에 Newton 또는 Lee 계면마찰계수 모델을 적용하고 교차유동영역에는 Wallis 모델을 적용했을 경우, 실험결과와 가장 유사한 해석결과가 관측되었으며, Newton 및 Lee 모델이 교차유동영역에 적용되었을 경우에는 실험결과보다 큰 해석결과가 나타났다.

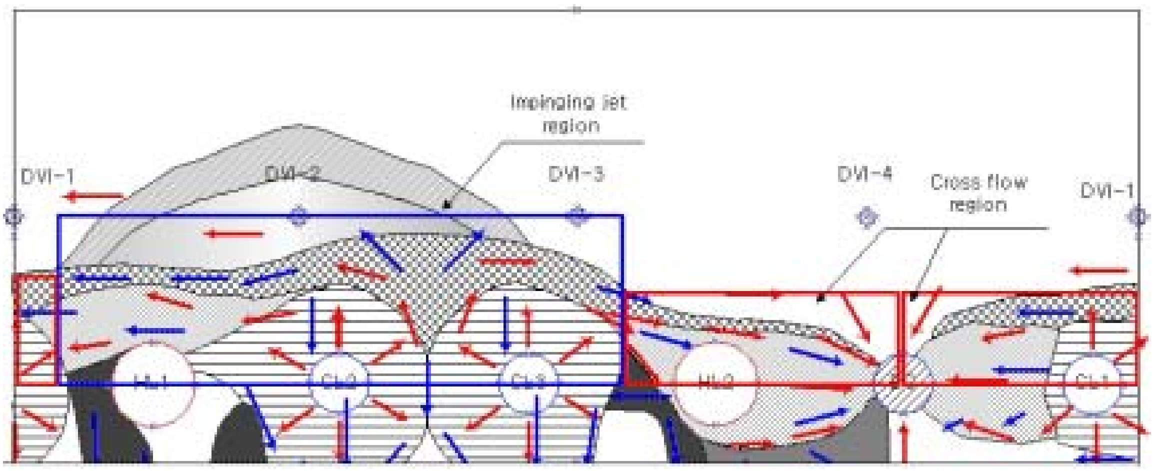
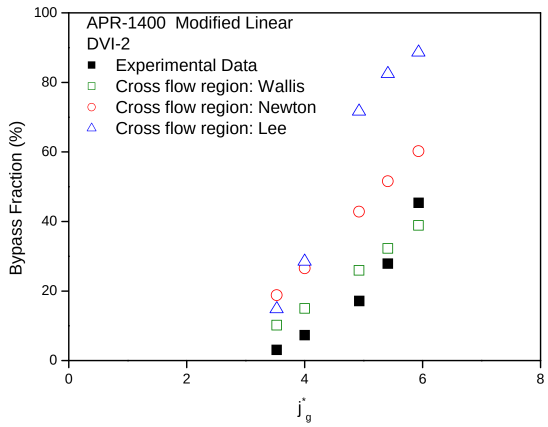
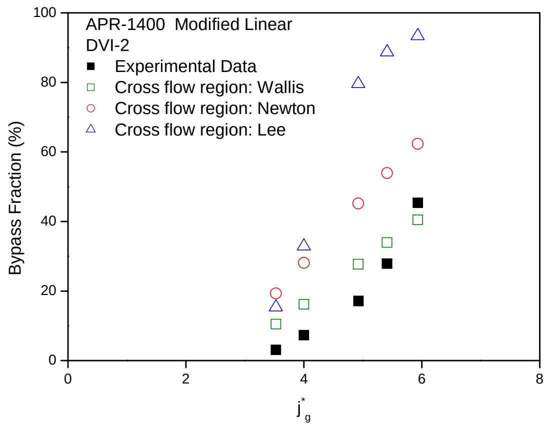


그림 10. DVI-2 직접우회의 제어체적

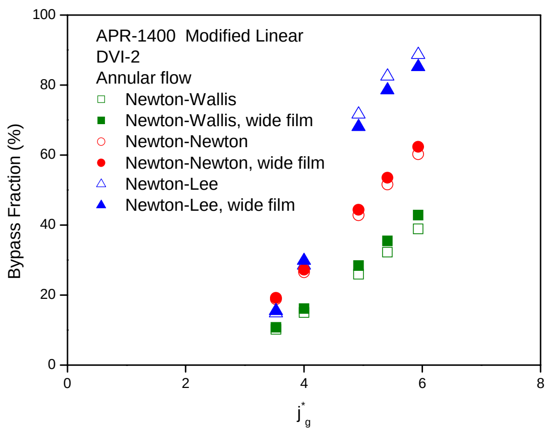


(a) impinging jet region-Newton model

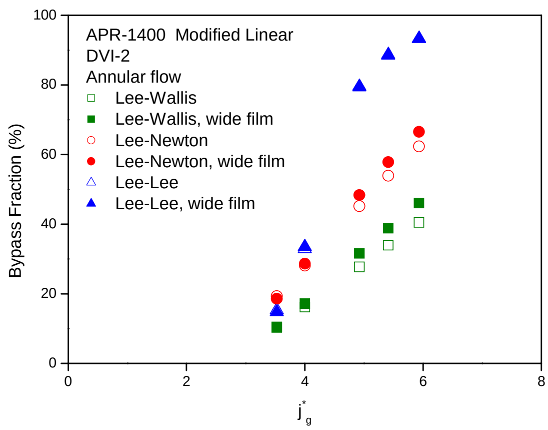


(b) impinging jet region- Lee model

그림 11. 1//7 DIVA 해석 및 실험결과: annular flow 가정



(a) impinging jet region-Newton model



(b) impinging jet region- Lee model

그림 12. 1//7 DIVA 해석 및 실험결과: annular flow 가정

한편, 파단부 부근 DVI-4 노즐에서와 마찬가지로 액막확장폭에 대한 민감도 분석을 수행하였으며 그 결과는 그림 12에 요약하였다. Impinging jet 영역에서의 계면마찰계수 값이 교차유동 영역에서의 값보다 상대적으로 큰 경우에만, 액막확장폭 증가에 따라 안전주입수 우회가 증가함을 알 수 있다. 이러한 결과는 실험에서 관측된 결과와 정성적으로 동일한 경향으로 impinging jet 영역에서 액막 파열로 인해 액상과 기상의 계면운동량 전달이 증가하는 현상을 모델에 반영해야만, 실험에서의 정성적 특성을 만족시킬 수 있음을 의미한다.

그러나 본 모델링에서는 안전주입수 하강의 주요 변수 중의 하나인, 고온관의 장애물 효과 등 안전주입수 우회를 감소시키는 요인에 대한 모델링이 제외되어있다. 추후 이러한 장애물 효과 등 국부적인 현상에 대한 추가적인 모델링이 수행되어야 할 것 이다.

5. 결론

본 연구에서는 2차원 운동량방정식과 액상의 연속방정식으로부터 기체유동조건 및 액체주입조건에 따른 안전주입수 직접우회양을 예측할 수 있는 해석모델을 개발하였다. 액막확장폭 및 다차원 유동영역의 높이 등 현상관측결과를 바탕으로 제어체적을 고려하여 모델링을 적용할 경우, 실험에서 측정된 직접우회의 정성적, 정량적 결과를 근사적으로 예측할 수 있음을 확인하였다. 또한 impinging jet 영역에서의 계면마찰계수 모델을 다양하게 적용하여 파단부 반대편에서의 복잡한 액막파열 현상을 모델링에 반영하고자 하였다. 그러나 본 연구 결과는 기체유동의 횡방향 면적 및 강수부 내부의 장애물 효과 등에 대한 고려가 이루어지지 않았으며 이에 대한 추가적인 보완이 요구된다. 또한 UPTF와 같이 APR-1400 강수부와는 기하학적 형상이 크게 다른 경우, 제어체적의 선정에 신중한 검토가 필요할 것이라 판단된다.

감사의 글

본 연구는 과학기술부의 원자력 연구.개발사업의 일환으로 수행되었다.

기호

A　유동 면적
D　제어체적 깊이, 강수부 갭
f　마찰계수
g　중력가속도
H　제어체적 높이

j^* Wallis parameter
$\dot{m}$ 질량유속
Re Reynolds 수
S Perimeter
u x 방향 속도
v y 방향 속도
W 제어체적 너비, 강수부 원주방향 길이
α 기포율
ρ 밀도
τ 전단응력

하 첨자
f 액상
g 기상
i 계면
w 벽면

참고문헌

[1] MPR-1329, "Summary of Results From the UPTF Downcomer Injection/Vent Valve Separate Effects Tests: Comparison to Previous Scaled Tests, and Application to Babcock & Wilcox Pressurized Water Reactors" (1992)

[2] B.J.Yun et al., "Air-Water Test on the Direct ECC Bypass During LBLOCA Reflood Phase with DVI : UPTF Test 21-D Counterpart Test" , Journal of KNS, Vol. 33, No. 3, 315- (2001)

[3] C.H. Song et al., "Thermal Hydraulic Test Program for Evaluating or Verifying the Performance of New Design Features in KNGR", 2000 KNS Autumn Meeting, Korea Nuclear Society (2000)

[4] B.J.Yun et al., "Air/Water Test on Direct ECC Bypass during LBLOCA Reflood Phase of KNGR", 2000 KNS Autumn Meeting, Korea Nuclear Society (2000)

[5] B.J.Yun et al., "Direct ECC Bypass phenomena during lbloca reflood phase observed in the MIDAS test : application of the modified linear scaling approach", 10th International Conference on Nuclear Engineering (2002)

[6] 윤상혁 등, "차세대원자로 계통성능 검증기술 개발 : 비상노심 냉각수 원자로 직접주입의 최적설계 및 성능평가", KAERI/CM-554/2001 (2002)

[7] D.W.Lee, H.C NO, "ECC Water Bypass in the Downcomer with DVI of APR1400 under LBLOCA", 2002 KNS Spring Meeting, Kwangju, Korea Nuclear Society (2002)

[8] H.D. Hwang, "Air-Water Mixing Experiments for Direct Vessel Injection of KNGR", Master Thesis, KAIST (2000)

[9] B.J.Yun et al., “Scaling of the Direct ECC Bypass during LBLOCA Reflood Phase with Direct Vessel Injection System”, 9th International Conference on Nuclear Engineering (2001)
[10] H.K.Cho et al., “Scaling methodlogy for the direct ECC bypass during LBLOCA reflood phase with direct vessel injection system : Its development and validation”, 9th International Conference on Nuclear Engineering (2002)
[11] 정모 등, “DVI시스템에서 비상노심 냉각재의 열수력학적 거동 및 플러딩 현상”, KAERI/CM-045/95
[12] B.J.Yun et al., "Experimental Observation on the Hydraulic Phenomena in the KNGR Downcomer during LBLOCA Reflood Phase", 2000 KNS Spring Meeting, Korea Nuclear Society (2000)
[13] Vladimir Stevanovic and Milovan Studovic, “A Simple Model for Vertical Annular and Horizontal Stratified Two-Phase Flows with Liquid Entrainment and Phase Transitions: One-Dimensional Steady State Conditions”, Nuclear Engineering and Design, vol. 154, 357-379 (1995)