

대형냉각재 상실사고 재관수 기간 동안, 차세대 원자로 강수부 내의 열수력 현상 모의를 위한 실험장치 척도해석

윤병조, 송철화, 권태순, 어동진, 주인철, 윤영중

Scaling Analysis of Thermal Hydraulics Phenomena in the Nuclear Reactor Vessel Downcomer during the Reflood Phase of LBLOCA

B. J. Yun, C. H. Song, T. S. Kwon, D. J. Euh, I. C. Chu and Y. J. Yoon

Key words: KNGR(한국 차세대원자로), Direct ECC Bypass(안전주입수 직접우회), Scaling(척도해석)

Abstract

As one of the advanced design features of the Korea next generation reactor, direct vessel injection (DVI) system is being considered instead of conventional cold leg injection (CLI) system. It is known that the DVI system greatly enhances the reliability of the emergency core cooling (ECC) system. However, there is still a dispute on its performance in terms of water delivery to the reactor core during the reflood period of a large-break loss-of-coolant accident (LOCA). Thus, experimental validation is under progress. In this paper, a new scaling method, using time and velocity reduced linear scaling law, is suggested for the design of a scaled-down experimental facility to investigate the direct ECC bypass phenomena in PWR downcomer.

1. 서론

한국원자력 연구소에서는 차세대원자로에 채택된 압력용기 직접주입(DVI) 방식의 안전 주입 계통 성능 평가를 위해 저온관 양단 파단에 따른 대형냉각재 상실 사고 시 강수부에서의 증기-물의 열수력적 거동에 관한 개별효과 실험연구를 수행하고 있다. 이러한 연구의 예비 실험의 일환으로 윤병조 등(1,2)은 대형 냉각재상실 사고 시 재관수 기간 동안 강수부에서 발생하는 수력현상의 이해를 위하여 1/7 및 1/7.5 의 척도비를 가지는 KNGR 및 UPTF counterpart 물-공기 가시화 실험을 수행하였다. 가시화 실험 결과에 의하면 강수부에서 안전주입수의 액막 형성 및 액막 확장 폭, 안전주입수 유동분포 그리고 증기에 의한 안전주입수 액막의 파손 등이 안전 주입수 직접 우회 현상에 직접적으로 영향을 주는 주요 인자들임이 밝혀졌다(1,2). 또한, 안전주입수의 우회가 발생하는 주요영역은 상하 방향의 안전주입수 유동과 횡방향의 증기 유동이 상존하는 '다차원 유동영역'으로 정의되며, 이는 대상 원자로 및 실험장치의 기하학적 형상에 크게 의존하는 유동 현상임이 확인되었다. 실험장치를 설계 하기 위해서는 이러한 다차원적 열수력 현상의 거동을 보존하고, 측정된 실험 데이터를 이용하여 원형에서의 안전주입수 우회량비를 예측할 수 있는 척도법이 선정되어야 된다.

현재까지 개발되어 널리 사용되는 대표적인 척도법으로 체적 척도법, 선형 척도법 그리고 Ishii의 3단계 척도법을 들 수 있다.

체적 척도법은 Nahavandi(3)등에 의해 개발되었다. 체적 척도법의 특징은 시간, 높이 및 속도 척도가 원형과 동일하게 1:1 로 보존되므로, 중력 효과 및 시간 척도가 중요한 실험에 주로 적용된다. 특히, 체적 척도법은 flashing 이 발생하는 사고 모의에 적합하며, 각 계통에서의 기포 계수 및 안전주입수 수위의 보존이 용이하여 냉각재 상실사고를 모의하는 실험장치의 설계에 널리 사용되고 있다. 그러나 크기가 비교적 작은 실험장치에 체적척도법을 적용하면 압력강하 및 열손실, 그리고 실험장치 구조물의 축적열이 과도해짐에 따라 주요 열수력 현상의 왜곡(scaling distortion)이 불가피하게 된다. 또한 종횡비(aspect ratio, l_{or}/d_{or})가 감소하여 다차원적 현상이 지배적인 열수력 현상의 모의에는 적절하지 않다.

선형 척도법은 Nahavandi(3) 등과 Carbiener and Cudnik (4)에 의해 서로 다른 방정식을 사용하여 독립적으로 개발되었으나, 결과적으로 동일한 상사화 요건이 도출되었다. 선형 척도법은 횡방향에 대한 길이버가 원형에 보존되는 특성을 가지는 척도법으로, 속도 척도는 원형과 동일하게 1:1 로 보존되나 시간 척도가 길이 비로 축소되어 과도한 가속도를 요구한다. 따라서 단상유동 또는 냉각재 상실 사고의 blowdown 시 파단 유량이 중요한 계통에서는 유용하나, flashing 이나 상분리 (phase separation) 현상 등 중력의 영향이 중요한 현상의 모의 시 심각한 척도왜곡을 유발한다. 특히, 과도상태 모의 실험 시 축소된 시간에 따른 사고의 모의가 실험장치 제어 관점에서 불가능 할 수 있으며, 실험장치 모의 노심부의 전열기에서 단위 길

이 당 열 생성량이 과도해져 노심 열전달 현상이 중요한 실험의 수행 시 척도왜곡이 발생될 수 있다. Ishii(5)에 의해 개발된 3 단계 척도법은 거시적 척도 (integral 또는 global scaling) 단계, 각 계통의 경계면에서의 질량 및 에너지 출입 보존을 위한 단계, 그리고 각 계통에서 발생 가능한 주요 국소 현상의 재현을 위한 국소 척도법 적용 단계로 구분된다. Ishii의 3 단계 척도법의 특징으로는 높이에 대한 제약의 완화를 들 수 있다. 즉, 축소된 길이 개념을 도입함으로써 체적척도법에서 발생 가능한 척도왜곡을 최소화시킬 수 있는 방안이 제시되었다. 이는 적절한 척도의 선택에 의해 실험장치 치의 중형비(aspect ratio)가 원형에 가까워지게 되므로, 비교적 작은 크기의 실험장치에서 다차원적 현상을 보존할 수 있다. 그러나 작동유체의 유속이 보존되지 않고, 또한 길이의 축소에 따른 중력의 영향 및 시간척도의 변화가 발생됨에 따라 국소적 열수력 현상의 왜곡을 조래할 수 있으므로, 이의 적용 시 신중한 평가를 필요로 한다. 표 1에는 체적 척도법, 선형 척도법 그리고 Ishii의 3 단계 척도법에 의해 도출된 상사화 요건이 정리되었다.

실험장치 설계를 위한 이러한 척도법의 선택은 통상 재현하고자 하는 현상의 이해를 기반으로 재현하고자 하는 현상의 중요도에 따라 선택/적용된다. UPTF counterpart 실험결과에 의하면 주입된

안전주입수의 우회 유량은 강수부에서 횡방향으로 정의된 무차원화된 Wallis 수에 의해 예측 될 수 있음을 보여준다(2).

기존의 척도법들은 이러한 Wallis 무차원수에 근거한 속도 축소비에 따른 안전주입수 우회 현상을 설명할 수 없다. 따라서, 강수부에서 발생될 다차원적인 효과를 보존하고, Wallis 형태의 무차원수에 근거해 길이비에 따라 축소된 속도비를 가지는 새로운 시간 및 속도가 축소된 선형 척도법의 개발의 필요성이 대두되었다.

본 논문에서는 압력용기 직접주입 방식을 채택한 원자로의 대형냉각재 상실 사고시 재관수 시간 동안 원형의 원자로 강수부에서 발생될 다차원 현상을 재현하고, 안전주입수 우회율을 예측할 수 있는 척도법의 개발을 시도하였다. 이를 위해 2 차원 2 유체 모델링 모델을 선정하여, 각 상의 속도를 Wallis 형태의 무차원수로 무차원화 하였다. 이때, 도출된 무차원 계수 그룹으로부터 척도법의 상사화 조건이 도출되었다.

2. 안전주입수 직접우회 현상에 대한 척도해석 방법론

안전주입수 직접우회(ECC direct bypass) 현상의 분석에 적용하기 위하여 개발한 '수정형 선형 척도법'을 유도하기 위해 2 차원 2 유체 모델링 방정식을 유도하였다. 이때 사용된 주요 가정은 다음과 같다.

Table 1. Comparison of scaling parameters of several scaling analyses (3,4,5)

Parameter	Symbol	Parameter Ratio (model/prototype)		
		Volume scaling	Linear scaling	3-Level scaling
Length	l_p	1	l_p	l_p
Diameter	d_p	d_p	l_p	d_p
Area	a_p	d_p^2	l_p^2	d_p^2
Volume	V_p	d_p^3	l_p^3	$l_p a_p$
Core ΔT	ΔT_p	1	-	1
Velocity	u_p	1	1	$l_p^{1/2}$
Time	t_p	1	l_p	$l_p^{1/2}$
Gravity	g_p	1	l_p^{-1}	1
Power/volume	q_p'''	1	l_p^{-1}	$l_p^{-1/2}$
Heat flux	q_p''	1	l_p^{-1}	$l_p^{-1/2}$
Core power	q_p	d_p^2	l_p^2	$a_p l_p^{1/2}$
Rod diameter	RDR	1	1	1
Number of rods	n_p	d_p^2	l_p^2	a_p
Flow rate	\dot{m}_p	d_p^2	l_p^2	$a_p l_p^{1/2}$
Δi subcooling	$\Delta i_{sub R}$	1	1	1
ΔT subcooling	$\Delta T_{sub R}$	1	1	1

제어체적 내 유체의 거동은 상부에서 액막 형태로 하강하는 안전주입수와 증기의 횡방향 유동이 지배적인 2 차원적 거동을 한다(그림 1).

- 제어체적내의 에너지 전달은 없다고 가정한다. 이때 증기속도는 총 주입 증기량에서 증기응축에 의한 상 변화량을 제외한 값으로 정의한다.
- 벽면의 wall shear stress 와 상간의 interfacial shear stress 가 존재한다.
- 직교 좌표계를 적용하여 수직방향의 상하 유동은 x-방향으로, 횡방향 유동은 y-방향으로 정의한다. 이때 속도는 각각 u, v 로 정의한다.
- 비압축성 유체를 가정한다.

제어체적에서 수직방향 및 횡방향의 모멘텀 보존식은 다음과 같다(6).

- x-방향(수직방향) 모멘텀 보존식

$$\frac{\partial \rho_k \alpha_k u_k}{\partial t} + \frac{\partial \rho_k \alpha_k u_k}{\partial x} + \frac{\partial \rho_k \alpha_k u_k}{\partial y} = -\alpha_k \rho_k g - \alpha_k \frac{\partial p}{\partial x} - \frac{\partial \rho_k \alpha_k \overline{u_k^2}}{\partial y} - \frac{\alpha_k}{2D_{hx}} f_{wx} \rho_k u_k^2 + \frac{1}{2D_{hx}} f_{ix} \rho_g (u_g - u_f)^2 \quad (1)$$

- y-방향(횡방향) 모멘텀 보존식

$$\frac{\partial \rho_k \alpha_k v_k}{\partial t} + \frac{\partial \rho_k \alpha_k v_k}{\partial y} + \frac{\partial \rho_k \alpha_k v_k}{\partial x} = -\alpha_k \frac{\partial p}{\partial y} - \frac{\partial \rho_k \alpha_k \overline{v_k^2}}{\partial x} - \frac{\alpha_k}{2D_{hy}} f_{wy} \rho_k v_k^2 + \frac{1}{2D_{hy}} f_{iy} \rho_g (v_g - v_f)^2 \quad (2)$$

여기에서, ρ_k : 상-k의 밀도

α_k : 상-k의 분률

u_k, v_k : 상-k의 수직방향 및 횡방향 실제 속도

$\overline{u_k^2}, \overline{v_k^2}$: 상-k의 수직방향 및 횡방향 난류속도 변화

D_{hx}, D_{hy} : 수직방향 및 횡방향의 수력학적 직경

f_{wx}, f_{wy} : 상-k의 수직방향 및 횡방향의 벽면마찰계수

f_{ix}, f_{iy} : 수직방향 및 횡방향 유동시 상 경계면에서의 마찰계수

식(1),(2)는 증기 걸보기 속도(j) 및 slip ratio (S)에 의해 각각 식(3)과 (4)와 같이 변환될 수 있다.

$$\frac{\partial \rho_k j_{xk}}{\partial t} + \frac{\partial \rho_k \alpha_k^{-1} j_{xk} j_{xk}}{\partial x} + \frac{\partial \rho_k \alpha_k^{-1} j_{xk} j_{yk}}{\partial y} = -\alpha_k \rho_k g - \alpha_k \frac{\partial p}{\partial x} - \frac{\partial \rho_k \alpha_k^{-1} \overline{j_{xk}^2} j_{yk}}{\partial y} - \frac{1}{2D_{hx}} f_{wx} \rho_k \frac{j_{xk}^2}{\alpha_k} + \frac{1}{2D_{hx}} f_{ix} \rho_g \left(1 - \frac{1}{S_x}\right)^2 \frac{j_{gx}^2}{\alpha_g^2} \quad (3)$$

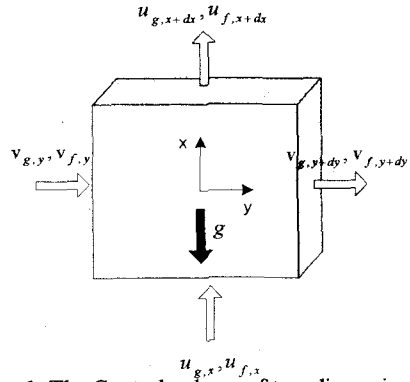


Fig. 1. The Control volume of two dimensional-two fluid momentum equations

$$\frac{\partial \rho_k j_{yk}}{\partial t} + \frac{\partial \rho_k \alpha_k^{-1} j_{yk} j_{yk}}{\partial y} + \frac{\partial \rho_k \alpha_k^{-1} j_{yk} j_{xk}}{\partial x} = -\alpha_k \frac{\partial p}{\partial y} - \frac{\partial \rho_k \alpha_k^{-1} \overline{j_{yk}^2} j_{xk}}{\partial x} - \frac{1}{2D_{hy}} f_{wy} \rho_k \frac{j_{yk}^2}{\alpha_k} + \frac{1}{2D_{hy}} f_{iy} \rho_g \left(1 - \frac{1}{S_y}\right)^2 \frac{j_{gy}^2}{\alpha_g^2} \quad (4)$$

여기서,

j_{xk} : 상-k의 x-방향 걸보기 속도

j_{yk} : 상-k의 y-방향 걸보기 속도

$\overline{j_{xk}^2}, \overline{j_{yk}^2}$: 상-k의 난류유동 걸보기속도 ($= \alpha_k^2 \overline{u_k^2}, \overline{v_k^2}$).

S_x : x-방향 슬립률 ($= u_g / u_f$),

S_y : y-방향 슬립률 ($= v_g / v_f$).

식 (3)과 (4)를 무차원화 하기 위해서 다음과 같이 무차원 변수를 정의 할 수 있다. 이때, 하첨자 0 는 기준이 되는 값이고, 상첨자 *는 무차원화된 변수이다.

$$t/t_0 = t / \left(\frac{x_0}{j_{kx0}} \right) = t^*, \quad x/L_0 = x^*, \quad y/L_0 = y^*, \quad D_h/L_0 = D_h^*,$$

$$j_{xk} / j_{xk0} = j_{xk}^*, \quad j_{yk} / j_{yk0} = j_{yk}^*$$

$$j_{xk} / j_{xk0} = j_{xk}^* \left(\frac{g_0 D_{xo} (\rho_{fo} - \rho_{go})}{\rho_{ko}} \right)^{1/2} = j_{xk}^*,$$

$$j_{yk} / j_{yk0} = j_{yk}^* \left(\frac{g_0 D_{yo} (\rho_{fo} - \rho_{go})}{\rho_{ko}} \right)^{1/2} = j_{yk}^*,$$

$$\overline{j_{xk}^2} j_{yk} / (j_{xk0} \cdot j_{yk0}) = \overline{j_{xk}^2} j_{yk}^* \left(\frac{g_0^2 D_{xo} D_{yo} (\rho_{fo} - \rho_{go})^2}{\rho_{ko}^2} \right)^{1/2} = \overline{j_{xk}^2} j_{yk}^*,$$

$$\rho_k / \rho_{ko} = \rho_k^*, \quad \alpha_k / \alpha_{ko} = \alpha_k^*, \quad g / g_0 = g^*,$$

$$p / \Delta p_{x0} = p / (\rho_{go} j_{xg0}^2 / \alpha_{go} + \rho_{fo} j_{xf0}^2 / \alpha_{fo}) = p^*$$

$$p / \Delta p_{y0} = p / (\rho_{go} j_{yg0}^2 / \alpha_{go} + \rho_{fo} j_{yf0}^2 / \alpha_{fo}) = p^*$$

$$f_i / f_{i0} = f_i^*, \quad f_{wxk} / f_{wxk0} = f_{wxk}^*, \quad f_{wyk} / f_{wyk0} = f_{wyk}^*$$

$$(5)$$

식(5)를 식 (3), (4)에 대입하면 각각 식(6),(7)의 무차원화된 모멘텀 보존식이 얻어진다.

$$\frac{\partial \rho_k^* j_{xk}^*}{\partial t^*} + \pi_1 \frac{\partial \rho_k^* \alpha_k^{*-1} j_{xk}^* j_{xk}^*}{\partial x^*} + \pi_2 \frac{\partial \rho_k^* \alpha_k^{*-1} j_{xk}^* j_{yk}^*}{\partial y^*}$$

$$= -\pi_3 \alpha_k \rho_k g^* - \pi_4 \alpha_k^* \frac{\partial p^*}{\partial x^*} - \pi_2 \frac{\partial \rho_k^* \alpha_k^{*-1} j_{xk}^* j_{yk}^*}{\partial y^*}$$

$$- \pi_5 \frac{1}{2D_{hx}^*} f_{wxk}^* \rho_k^* \frac{j_{xk}^{*2}}{\alpha_k^*} + \pi_6 \frac{1}{2D_{hx}^*} f_{ixk}^* \rho_g^* \left(1 - \frac{1}{S_x}\right)^2 \frac{j_{gx}^{*2}}{\alpha_g^{*2}} \quad (6)$$

$$\frac{\partial \rho_k^* j_{yk}^*}{\partial t^*} + \pi_1 \frac{\partial \rho_k^* \alpha_k^{*-1} j_{yk}^* j_{yk}^*}{\partial y^*} + \pi_2 \frac{\partial \rho_k^* \alpha_k^{*-1} j_{yk}^* j_{xk}^*}{\partial x^*}$$

$$= -\pi_7 \alpha_k^* \frac{\partial p^*}{\partial y^*} - \pi_2 \frac{\partial \rho_k^* \alpha_k^{*-1} j_{yk}^* j_{xk}^*}{\partial x^*} - \pi_8 \frac{1}{2D_{hy}^*} f_{wyk}^* \rho_k^* \frac{j_{yk}^{*2}}{\alpha_k^{*2}}$$

$$+ \pi_9 \frac{1}{2D_{hy}^*} f_{iyk}^* \rho_g^* \left(1 - \frac{1}{S_y}\right)^2 \frac{j_{gy}^{*2}}{\alpha_g^{*2}} \quad (7)$$

식(6),(7)에는 총 9 개의 무차원수가 계수로 나타난다. 이때, 무차원 수는 표 2 에 정리하였다.

무차원화된 최종 모멘텀 방정식 (6), (7)의 계수가 다음과 같이 원형과 모형에서 같아지면, 두 식의 형태가 원형과 모형에 대해서 같아지므로 원형과 모형사이에 동일한 수력학적 거동을 나타낸다.

$$\pi_m / \pi_p = 1 \quad (8)$$

여기에서 하첨자 'm'은 모형을 'p'는 원형을 뜻한다.

실험장치와 원형의 상사법칙은 식(6)과 (7)의 무차원 계수를 식(8)에 적용하여 도출할 수 있다. 이때, 원형과 모형에서 온도 및 시스템 압력 등이 동일하다고 가정하고, 길이 축소비를 적용하면 π_1 으로 부터 다음의 시간, 속도 및 기포율의 관계를 구하게 된다.

Table 2. Dimensionless Parameters for Similarity Condition

π_1	$t_o j_{xko} / \alpha_{ko} L_o$
π_2	$t_o j_{yko} / \alpha_{ko} L_o$
π_3	$\alpha_{ko} t_o g_o / j_{xko}$
π_4	$\alpha_{ko} t_o \Delta p_{xo} / j_{xko} \rho_{ko} L_o$
π_5	$f_{wxko} j_{xko} t_o / L_o \alpha_{ko}$
π_6	$(f_{ixko} \rho_{go} j_{xgo}^2 t_o / L_o \alpha_{ko}^2 \rho_{ko} j_{xko}) (1 - 1/S_x)^2$
π_7	$\alpha_{ko} t_o \Delta p_{yo} / j_{yko} \rho_{ko} L_o$
π_8	$f_{wyko} j_{yko} t_o / L_o \alpha_{ko}$
π_9	$(f_{iyko} \rho_{go} j_{ygo}^2 t_o / L_o \alpha_{ko}^2 \rho_{ko} j_{yko}) (1 - 1/S_y)^2$

$$\frac{(\pi_1)_m}{(\pi_1)_p} = \frac{(t_o)_m (j_{xko})_m (\alpha_{ko})_p (L_o)_p}{(t_o)_p (j_{xko})_p (\alpha_{ko})_m (L_o)_m} = 1 \quad (9)$$

이때, 길이 비를 다음과 같이 정의하자.

$$l_R = (L_o)_m / (L_o)_p \quad (10)$$

모형의 온도 및 압력이 원형과 동일하게 보존된다면 속도 비는 Wallis 무차원수의 비에 의해 축소되어 다음과 같아진다.

$$v_R = \frac{(j_{xko})_m}{(j_{xko})_p} = \left(\frac{(D_{xo})_m}{(D_{xo})_p} \right)^{1/2} = l_R^{1/2} \quad (11)$$

이때, 원형과 모형의 기포계수는 고속의 증기와 물의 혼합 유동영역인 '다차원 유동영역'에서 다음의 Void-Quality 관계식으로 근사할 수 있다.

$$\alpha_{go} = \frac{j_{go}}{C_o(j_{go} + j_{fo}) + \bar{V}_{gho}} \quad (12)$$

식(12)에서 C_o 는 기포의 분포를 나타내는 분포 함수이고 \bar{V}_{gho} 는 drift-velocity 이다. 두 변수는 일반적으로 유동조건 및 유동 양식의 함수이다. 본 실험조건과 같이 고속의 증기 및 물 유동이 발생되는 제어체적내의 유동 양식은 annular 또는 annular-mist 유동으로 (1,2,7) Mishima (8)가 제시한 다음의 상관식을 적용할 수 있다.

$$C_o = 1, \bar{V}_{gho} = \frac{(1-\alpha) \left[j_o + \sqrt{\frac{\Delta \rho g D_h (1-\alpha)}{0.015 \rho_l}} \right]}{\alpha + 4 \sqrt{\rho_g / \rho_l}} \quad (13)$$

고속의 증기 유동이 발생되고 기포 계수가 큰 경우 식 (13)의 drift-velocity 는 결보기 속도보다 작아 식 (12)의 분모에서 무시될 수 있다. 따라서, 기포계수는 다음과 같이 homogeneous 모델로 계산될 수 있다.

$$\alpha_{go} \equiv \frac{j_{go}}{j_{go} + j_{fo}} \quad (14)$$

식 (14)의 증기 및 물의 결보기 속도가 모델에서 동일한 비율로 축소되면 원형과 모형에서의 기포계수는 다음과 같이 동일해진다.

$$\alpha_{goR} = \frac{(\alpha_{go})_m}{(\alpha_{go})_p} = \frac{j_{gom}}{(j_{jom} + j_{fom})} \bigg/ \frac{j_{gop}}{(j_{jop} + j_{fop})} = 1 \quad (15)$$

식 (10),(11),(15)를 식 (9)에 대입하면 다음의 시간 척도비가 얻어진다.

$$t_R = \frac{(t_o)_m}{(t_o)_p} = \frac{(j_{xko})_p (\alpha_{ko})_m (L_o)_m}{(j_{xko})_m (\alpha_{ko})_p (L_o)_p}$$

$$= l_R^{1/2} \cdot l_R = l_R^{1/2} \quad (16)$$

즉, 실험장치와 원형의 속도가 Wallis 무차원수에 의해 척도 되면 시간 척도비가 다음의 길이 비

에 의해 측정되어야 된다. 이때 식 (6)과 (7)의 π_2 는 π_1 과 동일한 척도를 가진다. π_3 은 중력 항으로, 모형과 원형에서 다음의 관계가 성립해야 한다.

$$\frac{(\pi_3)_m}{(\pi_3)_p} = \frac{(\alpha_{ko})_m (t_o)_m (j_{xko})_p (g_o)_m}{(\alpha_{ko})_p (t_o)_p (j_{xko})_m (g_o)_p} = 1 \quad (17)$$

식(11),(15),(16)를 식(17)에 대입하면 다음과 같이 중력이 원형과 모형에서 보존된다.

$$\frac{(g_o)_m}{(g_o)_p} = \frac{(\alpha_{ko})_p (t_o)_p (j_{xko})_m}{(\alpha_{ko})_m (t_o)_m (j_{xko})_p} = 1 \cdot l_R^{-1/2} \cdot l_R^{1/2} = 1 \quad (18)$$

π_4 는 π_7 과 동일한 척도비를 가진다. 이때, π_4 는 다음과 같이 원형과 모형에서 그 값이 동일해진다.

$$\frac{(\pi_4)_m}{(\pi_4)_p} = \frac{(\alpha_{ko})_m (t_o)_m (\rho_{go} j_{xgo}^2 / \alpha_{go} + \rho_{fo} j_{xfo}^2 / \alpha_{fo})_m}{(\alpha_{ko})_p (t_o)_p (\rho_{go} j_{xgo}^2 / \alpha_{go} + \rho_{fo} j_{xfo}^2 / \alpha_{fo})_p} \cdot \frac{(j_{xko})_p (\rho_{ko})_p (L_o)_p}{(j_{xko})_m (\rho_{ko})_m (L_o)_m} = 1 \cdot l_R^{1/2} \cdot l_R \cdot l_R^{1/2} \cdot 1 \cdot l_R^{-1} = 1 \quad (19)$$

식(19)에서 원형과 모형의 압력 강하비는 속도의 제곱의 비가 되어 길이비와 동일하게 척도된다. 이는 실험장치의 압력강하가 길이비로 축소됨을 의미한다.

π_5 는 벽면 마찰을 나타내는 무차원 변수로서, π_8 과 동일한 척도비를 가진다. 벽면에서의 마찰계수는 일반적으로 Re 무차원수와 표면조도의 함수이나 annular mist 유동에서 상수(≈ 0.005)로 들 수 있다(9). 이러한 가정은 고속의 증기 및 물 유동이 발생하는 고 난류유동의 annular 및 annular mist 유동에서 적용될 수 있는 합리적인 가정이다. 따라서 다음과 같이 π_5 및 π_8 은 원형과 모형에서 동일하게 보존될 수 있다.

$$\frac{(\pi_5)_m}{(\pi_5)_p} = \frac{(f_{wko})_m (j_{xko})_m (t_o)_m (\alpha_{ko})_p (L_o)_p}{(f_{wko})_p (j_{xko})_p (t_o)_p (\alpha_{ko})_m (L_o)_m} \approx 1 \cdot l_R^{1/2} \cdot l_R^{1/2} \cdot 1 \cdot l_R^{-1} = 1 \quad (20)$$

π_6 는 상 경계면에서의 마찰을 나타내는 무차원 수로서, π_9 과 동일한 척도비를 가진다. 척도 해석 과정을 단순화하기 위해 Wallis 에 의해 제시되어 annular 유동양식에 적용되는 다음의 상 경계면 마찰계수를 도입하였다(9).

$$f_i = 0.005 \left[1 + 300 \frac{\delta}{S} \right] \quad (21)$$

여기에서 δ 는 물막의 두께이며, S는 강수부 간극을 나타낸다. 이때, 식(21)은 annular flow 에서만 유효하다. 이러한 상관식은 Dempster 에 의해 대형 냉각재 상실 사고의 재충수 과정 모델링에 성공적으로 사용되기도 했다(10). 여기에서, δ/S 는 정의

에 의해 기포 계수가 된다. 제어 체적내 기포계수가 보존되면 π_6 및 π_9 는 다음과 같이 원형과 모형에서 동일한 값을 가진다

$$\frac{(\pi_6)_m}{(\pi_6)_p} = \frac{(f_{ix})_m (\rho_{go})_m (j_{ix})_m^2 (t_o)_m (L_o)_p (\alpha_{ko})_m (\rho_{ko})_p}{(f_{ix})_p (\rho_{go})_p (j_{ix})_p^2 (t_o)_p (L_o)_m (\alpha_{ko})_p (\rho_{ko})_m} \cdot \frac{(j_{iko})_p (1-1/S_x)_{om}^2}{(j_{iko})_m (1-1/S_x)_{op}^2} \approx 1 \cdot 1 \cdot l_R \cdot l_R^{1/2} \cdot l_R^{-1} \cdot 1 \cdot 1 \cdot l_R^{1/2} \cdot 1 = 1 \quad (22)$$

Mist flow 의 경우 상간의 마찰계수는 구형에 적용되는 마찰계수를 적용할 수 있다. 강수부와 같이 고속의 유동이 발생하는 제어 체적에서 이러한 마찰 계수는 상수(≈ 0.44)로 근사할 수 있어 식 (22)은 mist 유동에서도 보존된다.

척도해석 과정을 통하여 도출된 상사조건은 표 3.에 기존의 선형척도법과 비교 정리되었다. 제시된 척도법은 기하학적으로 선형 척도법과 동일한 기하학적 척도를 가진다. 그러나 시간 및 속도 척도는 길이비의 제곱근에 비례하게 되어 중력이 보존된다. Ishii 의 척도법에서 중력비가 1:1로 보존되는 길이 척도를 선택하면 제시된 수정형 선형 척도법과 동일한 결과를 보여준다. Ishii 의 척도법은 단상유동 자연대류 방정식에서 유도되었고, 수정형 선형척도법은 고유속의 강제 대류 유동이 지배적인 2차원 2유체 모델에서 유도된 식으로 이는 주목할 만한 결과이다.

Table 3. Comparison of Time and Velocity Reduced "Modified Linear Scaling Methodology" and Previous Linear Scaling Law

Parameter	Linear Scaling	Modified Linear Scaling
Length Ratio, l_R	l_R	l_R
Area Ratio, a_R	l_R^2	l_R^2
Volume Ratio, V_R	l_R^3	l_R^3
Time Ratio, t_R	l_R	$l_R^{1/2}$
Velocity Ratio, v_R	1	$l_R^{1/2}$
Flow Rate Ratio, m_R	l_R^2	$l_R^{5/2}$
Pressure Drop Ratio, Δp_R	-	l_R
Gravity Ratio, g_R	l_R^{-1}	1
Pressure Ratio, p_R	1	1
Temperature Ratio, T_R	1	1
Void Ratio, α_R	1	1
Slip Ratio, S_R	1	1
Aspect Ratio, l_R / D_R	1	1

3. 증기 응축량 척도해석

강수부에서는 고온의 증기와 차가운 안전주입 수간의 직접접촉 응축현상에 의한 열전달이 발생된다. 직접접촉 응축현상에 의한 상간의 에너지 및 질량 전달은 반류유동 **flooding** 상관식에서 널리 사용되는 증기 응축식에 의해 고려될 수 있다. 본 실험에서 증기 응축량 척도해석을 위하여 다음의 Ja 무차원수 및 Wallis 무차원수를 사용하였다 (11).

$$j_{g,cond}^* = \frac{C_p \Delta T}{h_{fg}} \left(\frac{\rho_f}{\rho_g} \right)^{1/2} j_{f,ECC}^* \quad (23)$$

여기에서,

C_p : 강수부내 평균 압력에서의 정압 비열

h_{fg} : 강수부내 평균 압력에서의 증기와 물의 엔탈피 차이

ΔT : 강수부 평균 압력에서 계산된 안전주입수 미포화도

이때, 다차원 유동 영역에서의 순 증기걸보기 속도는 다음 식에 의해 계산된다.

$$j_{g,cond}^* = j_{g,tot}^* - (f \cdot j_{g,cond}^*) \quad (24)$$

$$f = \frac{\Delta T_{in} - \Delta T_{out}}{\Delta T_{in}} \quad (25)$$

여기에서,

ΔT_{in} : 강수부 주입지점에서의 안전주입수 미포화도

ΔT_{out} : 강수부 바닥 또는 파단 저온관에서의 안전주입수 미포화도

UPTF 실험 결과에 의하면 이러한 상관식이 재충전(refill) 및 재관수 기간의 증기 응축에 성공적으로 사용될 수 있다(12). UPTF 실험에서 DVI를 통한 안전주입수 주입시 재관수 기간의 증기 응축 효율계수 f 는 1의 값을 가진다(12). 본 실험에서는 안전주입수의 주입 온도가 원형과 동일하고 주입량이 Wallis 무차원수에 의해 척도되어 주입되므로, 증기 응축효율계수는 원형과 모형에서 동일한 값을 가질 것으로 예상된다. 즉, 식(23), (24)에 의하면 실험장치와 원형의 증기 응축물의 비는 1:1로 보존된다.

4. 수정형 선형 척도법의 적용 시 안전주입수 우회율 비교

수정형 선형 척도법의 적용성을 검증하기 위하여 1/7.5 척도비의 공기 물 실험장치에서 얻어진 안전주입수 직접 우회율 실험 데이터를 UPTF Test

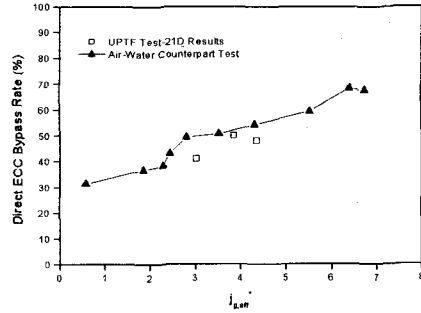


Fig. 2. Comparison of direct bypass fraction of 1/7.5 scale test facility and UPTF Test 21D

21-D의 실험 결과와 비교하였다. 그림 2는 실험 결과를 비교 도시한 것으로 유도된 수정형 선형 척도법이 안전 주입수 우회율 예측을 위한 소형 실험장치의 설계에 적용되는 것이 적합함을 보여준다. 그러나 두 실험은 정상상태의 유동 조건에서 수행된 실험으로, 수정형 선형척도법의 과도상태 실험에의 적용성에 대한 평가는 차후 수행되어야 한다.

5. '수정형 선형척도법'의 적용성

길이 및 시간이 축소된 수정형 선형척도법은 안전주입수의 직접우회 (direct bypass) 현상에 의한 파단 방출량의 척도해석에 적용될 수 있다. 특히, 본 척도해석법에 따르면 원형과 모형간의 중형비가 일치하여 다차원유동현상이 지배적인 사고에 용이하게 적용될 수 있을 것이다.

그러나 축소된 시간 비는 과도사고 모의 시 시간에 따른 실험조건 변화의 제어에 어려움을 줄 수 있어 길이 척도의 선택 시 신중한 검토가 필요하다. 또한, 제시된 척도법의 적용은 **annular** 및 **annular mist** 유동양식에 국한되어야 한다. 이는 물과 증기의 두 상이 혼합되어 있는 유동양식에서는 기포계수 및 혼합수위의 심각한 척도 왜곡이 불가피하기 때문이다.

6. 결론

본 연구에서는 원자로 용기 직접 주입 방식의 안전주입 계통을 채택한 차세대 원자로의 저온관 파단에 따른 대형 냉각재 상실사고 재관수 기간동안의 안전주입수 직접 우회 현상 예측을 위한 실험 장치 척도 해석 방법론이 제시되었다. 개발된 척도법은 실험장치의 기하학적 설계는 선형 척도를 가지나 시간 척도 및 속도 척도는 길이 비에

의해 축소되는 특징을 보여준다. 특히, 속도 척도는 Wallis 형의 무차원수에 의해 척도 되어 반류 유동의 flooding 현상 및 UPTF 실험 데이터 분석에 널리 사용된 Wallis 무차원수 적용성의 이론적 근거를 확인할 수 있었다. 제시된 시간 및 속도가 척도된 수정형 선형 척도법은 다차원 현상이 지배적인 강수부의 안전주입수 직접 우회 현상에 적용될 수 있으나, 성공적인 적용을 위해서는 향후 물막의 퍼짐에 관한 국소 척도 해석이 수행되어야 된다.

감사의 글

본 연구는 과학기술부의 원자력 연구개발사업의 일환으로 수행되었다.

참고문헌

- (1) B.J.Yun, H.K.Cho, T.S.Kwon, C.H.Song, J.K.Park and G.C.Park, 2000, "Experimental Observation on the Hydraulic Phenomena in the KNGR Downcomer during LBLOCA Reflood Phase", 2000 KNS Spring Meeting, Korea Nuclear Society
- (2) B.J.Yun, H.K.Cho, T.S.Kwon, C.H.Song, J.K.Park and G.C.Park, 2000, "Air/Water Test on DVI ECC Direct Bypass during LBLOCA Reflood Phase: UPTF Test 21-D Counterpart Test", 2000 KNS Autumn Meeting, Korea Nuclear Society
- (3) A.N. Nahavandi, F.S. Castellana & E.N. Moradkhanian, 1979, "Scaling Laws for Modeling Nuclear Reactor Systems", Nucl. Sci. & Eng., Vol. 72, pp.75-83.
- (4) W.A. Carbiener & R.A. Cudnik, 1969, "Similitude Considerations for Modeling Nuclear Reactor Blowdowns", Trans. Am. Nucl. Soc., Vol. 12, pp.361.
- (5) M. Ishii & I. Kataoka, 1983, "Similarity Analysis and Scaling Criteria for LWR's Under Single-Phase and Two-Phase Natural Circulation", NUREG/CR-3267.
- (6) M. Ishii, 1975, "Thermo-Fluid Dynamic Theory of Two-Phase Flow", Eyrolles
- (7) T.S.Kwon, B.J.Yun, C.H.Song and J.K.Park, 2000, "Pre-test analysis for the KNGR Performance Test Facility using FLUENT", 2000 KNS Autumn Meeting, Korea Nuclear Society
- (8) K.Mishima and T.Hibiki, 1996, "Some Characteristics of Air/Water Two-phase Flow in Small Diameter Vertical Tubes", Int.J. Multiphase Flow Vol.22 No.4, pp.703-712.
- (9) G.B. Wallis, 1969, "One Dimensional Two-Phase Flow", Mcgraw-Hill Book Company
- (10) W.M. Dempster, 1996, "The Modelling of Flooding Conditions in a PWR Downcomer", International Conference on Nuclear Engineering. Vol. 1-Part B, pp 743-758.
- (11) M. Osakebe and Y. Kawasaki, 1989, "Top Flooding in Thin Rectangular and Annular Passages", Int. J. Multiphase Flow. Vol. 15, No.5, pp.747-754.
- (12) MPR-1329, 1992, "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"