

〈 논문 〉

## 원자로 용기 외벽냉각을 위한 1차원 이상유동 실험 및 해석

김재철\* · 하광순† · 박래준\*\* · 조영로\*\* · 김상백\*\* · 김 신\*  
(2007년 2월 14일 접수, 2007년 4월 17일 심사완료)

### 1-D Two-phase Flow Investigation for External Reactor Vessel Cooling

Jae-Cheol Kim, Kwang-Soon Ha, Rae-Joon Park, Young-Rho Cho, Sang-Baik Kim  
and Sin Kim

**Key Words:** Natural Circulation Flow(자연순환 유동), External Reactor Vessel Cooling(원자로 용기 외벽냉각), Two-Phase Flow(이상 유동)

#### Abstract

When a molten corium is relocated in a lower head of a reactor vessel, the ERVC (External Reactor Vessel Cooling) system is actuated as coolant is supplied into a reactor cavity to remove a decay heat from the molten corium during a severe accident. To achieve this severe accident mitigation strategy, the two-phase natural circulation flow in the annular gap between the external reactor vessel and the insulation should be formed sufficiently by designing the coolant inlet/outlet area and gap size adequately on the insulation device. For this reason, one-dimensional natural circulation flow tests and the simple analysis were conducted to estimate the natural circulation flow under the ERVC condition of APR1400. The experimental facility is one-dimensional and scaled down as the half height and 1/238 channel area of the APR1400 reactor vessel. The calculated circulation flow rate was similar to experimental ones within about  $\pm 15\%$  error bounds and depended on the form loss due to the inlet/outlet area.

#### 기호설명

$A$  : 단면적( $m^2$ )  
 $C_0$  : distribution parameter(무차원)  
 $D$  : 직경(m)  
 $f$  : 마찰계수(무차원)  
 $g$  : 중력가속도( $m/s^2$ )  
 $h_{fg}$  : 증발열(kJ/kg)  
 $j$  : 겉보기 속도(m/s)

$K$  : 형상계수(무차원)

$\dot{m}$  : 유량(kg/sec)

$p$  : 압력( $N/m^2$ )

$Q$  : 체적유량( $m^3/s$ )

$q''$  : 열유속( $W/m^2$ )

$t$  : 시간(s)

$u$  : 속도(m/s)

$\overline{u_m}$  : 이상유동 혼합속도(m/s),  $\overline{u_m} \equiv \frac{\langle \rho_m u_m \rangle}{\langle \rho_m \rangle}$

$\overline{u_{gj}}$  : 기체의 드리프트속도(m/s)

$x$  : flow quality(무차원)

$z$  : 축방향 길이(m)

† 책임저자, 회원, 한국원자력연구원  
열수력안전연구센터 E-mail : tomo@kaeri.re.kr  
TEL : (042)868-8653 FAX : (042)863-3689

\* 제주대학교 에너지공학과

\*\* 한국원자력연구원 열수력안전연구센터

- $\alpha$  : 기체의 기포분율(void fraction)
- $\beta$  : 기체의 부피분율
- $\rho$  : 밀도( $\text{kg/m}^3$ )
- $\Delta\rho$  : 밀도차( $\text{kg/m}^3$ )
- $\mu$  : 점성계수( $\text{kg/m}\cdot\text{s}$ )
- $\sigma$  : 표면장력( $\text{N/m}$ )

하첨자

- $f$  : 액상(liquid phase)
- $g$  : 기상(gas phase)
- $i$  : 요소(Component)
- $m$  : 기체와 액체의 혼합 상태량
- or : 오리피스(orifice)
- $k$  :  $k$ 상
- $w$  : 벽면

연산자

- $\langle \rangle$  : Area average over the cross-section area
- $\langle\langle \rangle\rangle$  : Void fraction-weighted mean value

1. 서론

원자로 노심이 용융하는 중대사고를 완화시키기 위한 공학적 안전계통 중, 원자로 공동에 냉각수를 공급하여 원자로 용기의 건전성을 유지하는 방안을 원자로 용기 외벽냉각(ERVC: External Reactor Vessel Cooling)이라 한다. 이 중대사고 완화 방안은 핀란드의 Loviisa 원전<sup>(1)</sup>과 미국의 AP600,<sup>(2)</sup> AP1000 원전,<sup>(3)</sup> 그리고 국내의 APR1400 원전<sup>(4)</sup>에서도 적용하고 있다. 원자로 용기 외벽 냉각 전략이 성공하기 위해서는 원자로 용기의 침수를 통하여 원자로 용기 외벽에 가해지는 노심용융물의 붕괴열을 제거할 수 있어야 한다. 일반적으로 용기 외벽에서 제거 가능한 임계 열유속(Critical heat flux)의 크기는 용기 외벽의 냉각수 유동량이 증가함에 따라 커진다,<sup>(5,6)</sup> 따라서 원자로 용기 외벽 냉각 시 원자로 용기 외부에 충분한 유동이 형성된다면 용기에서 제거할 수 있는 열이 커지게 되고, 결과적으로 원자로 용기의 건전성을 확보할 수 있는 가능성이 커진다.

한편 원자로 용기 외벽에는 정상운전 시 용기의 단열을 위해서 용기와 일정한 간격을 두고 단열재가 설치되어 있다. 중대사고가 발생하여 원자로 물질이 원자로 용기 하부에 재배치 된 상태

에서 원자로 용기 외벽에 냉각수를 공급하게 되면 원자로 용기와 단열재 사이에서 냉각수의 자연순환 현상이 발생하게 된다. 이때 원자로 용기와 단열재 사이의 간극은 냉각수 순환 유로로 작용하게 되며, 따라서 이렇게 형성된 자연순환 유동에 따라 외벽에서의 열제거량이 결정되어, 원자로 용기의 건전성 여부를 판단할 수 있게 된다.

APR1400 원전에서는 원자로 용기 외벽냉각 전략의 수행을 위해 원자로 용기와 단열재 사이의 간극에서 원활한 자연순환 유동이 형성되도록 단열재에 냉각수 유입구 및 배출구를 설계하는 방안을 고려하고 있다.<sup>(7)</sup> 이는 Fig. 1과 같이 원자로 용기 하부의 단열재 평판에는 유입구를, 상부에서는 배출구를 뚫으로써 단열재 내부의 간극과 단열재 외부의 냉각수 풀(pool) 사이에서 자연순환 유동을 형성시키는 것이다. 따라서 ERVC 조건에서 원자로 용기 외벽이 임계 열유속에 이르

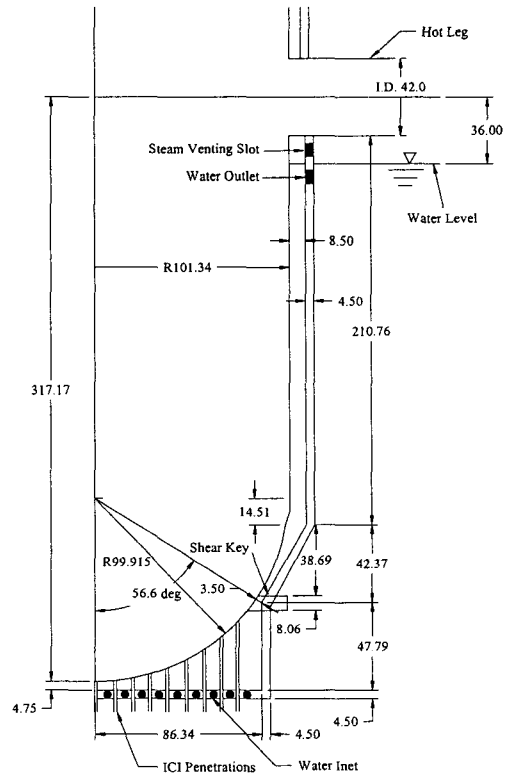


Fig. 1 Schematic diagram of APR1400 reactor vessel and insulation (Unit : inch)

지 않을 만큼 충분한 자연순환 유량을 형성시키기 위한 인자들을 평가하는 연구가 필요하다.

본 연구에서는 APR1400 원자로 용기와 단열재 시스템을 높이 1/2, 유로 면적 1/238로 축소 모의한 1차원 실험장치를 구축하고, ERVC 조건에서 원자로 용기와 단열재 사이에 발생하는 자연순환 유동에 관한 실험 및 해석을 수행하였다. 이를 통하여 냉각수 유입구와 배출구의 크기, 원자로 외벽에서 발생하는 증기의 유량에 대해 자연순환 유량의 변화를 평가하였다.

## 2. 실험장치 및 해석방법

### 2.1 실험장치

원자로 용기 외벽냉각 조건에서 자연순환 유동을 평가하기 위해 APR1400원자로와 단열재 구조를 바탕으로 1차원 실험장치를 구축하였다. 현재 APR1400 원자로 용기는 설계가 확정되었지만, 단열재의 자세한 제원은 아직 결정되지 않았다. 따라서 유사 원전인 한국 표준형 원전(OPR100)의 단열재 구조를 바탕으로 Fig. 1과 같이 APR1400 원자로 용기의 단열재 구조를 예측하였다. 실제 APR1400원자로 용기의 단열재는 매우 복잡한 3차원 형상이 될 가능성이 있지만 본 연구에서는 Fig. 1과 같은 축대칭 형태로 가정하였다. Fig. 1과 같은 원자로 용기와 단열재 형상을 바탕으로 구축한 1차원 실험장치는 Fig. 2와 같다. 즉 실험장치는 주 실험부, 물탱크, 공기주입계통으로 나누어지며, 물탱크와 주 실험부의 상부가 대기에 노출된 개방형 루프시스템(open loop system)이다.

주 실험부는 원자로 용기와 단열재 사이의 간극에서 자연순환 이상유동을 모의하기 위한 장치로 냉각수 유입구로부터 배출구까지이다. 실험장치의 한쪽면은 원자로 용기를, 반대쪽 면은 단열재를 각각 모의한다. Fig. 1과 같은 APR1400 원자로 용기의 높이, 직경을 각각 1/2로 축소하였을 경우, 높이에 따른 유로 간극을 Cheung의 상사해석<sup>(8)</sup> 방법을 이용하여 결정하였으며, 유로의 폭은 0.1m로 일정하게 하여 1차원 사각단면 유로를 구성하였다. 결과적으로 실험장치의 높이와 유로 면적은 각각 APR1400 원자로 용기와 단열재 기준으로 1/2, 1/238로 축소되었다.

원자로 용기 외벽냉각 시 단열재 외부는 일정 수위를 유지하게 된다. 따라서 물탱크는 단열재

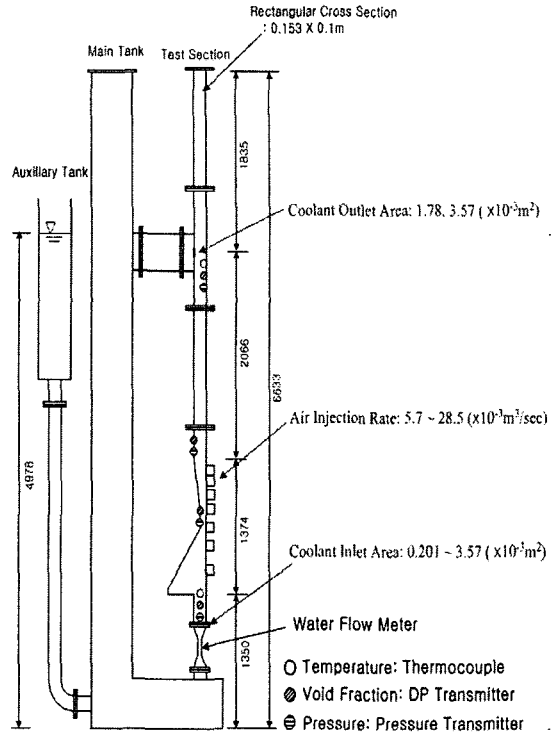


Fig. 2 Schematics of experimental facility (unit : mm)

외부의 냉각수 수조를 모의하기 위한 것으로 주 물탱크와 보조 물탱크로 구성하였다. 주 물탱크의 경우 순환하는 이상유동에 의해 수위유지가 어려우므로 보조 물탱크의 플로우트(float) 밸브와 배수구를 이용하여 일정수위를 유지할 수 있도록 하였다.

단열재에는 원활한 자연순환 유동이 형성되도록 유입구와 배출구를 설치하여야 한다. 본 실험장치에서 유입구는 유로의 하부에 유동방향과 직각방향으로 설치된 오리피스(orifice)로 모의하였다. 즉, 두께 8mm의 오리피스의 직경을 16.0, 20.0, 28.3, 36.6, 49.1, 67.4mm로 변화시켜가며 유입구의 면적을 조절하였다. 배출구는 유로의 상부에 단열재 모의 벽면에 사각형 형태의 구멍을 뚫어 모의하였다. 배출구의 크기는 43.6x81.8mm, 21.8x81.8mm의 두 가지 조건에서 실험을 수행하였으며, 이때 배출구 중앙의 위치는 유입구로부터 3.384m로 동일하다.

본 실험은 원자로 용기 외벽에서 발생하는 열을 직접 모의하지 않고, 등가의 공기를 원자로 용기 외벽에 주입함으로써 자연순환 유동을 평가

하는 방법을 이용하였다. 따라서 Fig. 2와 같이 주 실험부의 원자로 용기 하부 벽면에 해당하는 부분에 총 7개의 공기주입구를 설치하였다. 공기주입량은 냉각수가 포화온도라는 조건과 누설되는 열유속이 없다는 가정 하에 식 (1)에 의해서 결정하였다.

$$Q_g = \frac{q''_w A_w}{h_{fg} \rho_g} \quad (1)$$

원자로 용기 하반구 외벽에 가해지는 열유속 (heat flux)  $q''_w$ 의 크기는 중대사고 사고 경위 및 원자로 용기 내부 용융물의 성층화 조건에 따라 다르다. 본 연구에서는 대형 파단 냉각재 상실 사고에 대해 MAAP4 코드를 이용하여 중대사고 경위 해석을 수행한 결과를 바탕으로 산화 용융물과 금속 용융물의 2층 성층화 조건에 대해 계산된 열유속<sup>(9)</sup>을 이용하였다. Table 1과 같이 원자로 용기 하반구의 각도별 열유속 변화를 3부분으로 나누어 평균한 후 공기주입량을 계산하였다.

본 실험에서 측정인자는 순환유동량, 공기주입량, 유로 내 압력분포, 기포율 분포, 냉각수 온도, 이상유동 수위 등이다. 자연순환 유동량은 유입구를 통하여 유입되는 냉각수의 액상 유동량을 유입구 하부에 설치한 터빈 유량계(turbine flow meter)를 통하여 측정하였다. 이 터빈 유량계는 SDTC Co.에서 제작한 B132-150모델을 사용하였으며, 실험 전 교정을 수행한 결과 측정 유량 범위 내에서 2.6%의 오차를 가졌다. 이 유량계로 인한 자연 순환유동 변화 영향을 평가하고자 유량계 양단의 압력강하를 차압계(Rosemount 1151 Smart Pressure Transmitter)를 이용하여 측정하였다. 공기주입량은 질량식 공기유량계(SIERRA, 780S STEEL-TRAK MASS FLOW METER)를 통

하여 측정하였다. 자연순환 이상유동 형성 시 유동의 부피-평균 기포분율(volume-averaged void fraction)을 평가하기 위하여 최소간극, 배출구 입구, 그리고 공기주입구 최상단 등 3개의 위치에 차압계(Rosemount S3051S Differential Pressure Transmitter)를 각각 설치하였다. 또한 주 실험부의 높이에 따른 절대 압력을 Fig. 2와 같이 5개 위치에서 압력계(JUMO 404366/000-490-412-511-20-12)를 이용하여 측정하였다.

## 2.2 해석방법

### 2.2.1 지배방정식

본 실험장치에서 발생하는 자연순환 이상유동의 정상상태 유량을 예측하고, 실험 인자를 평가하기 위해 1차원 드리프트 플럭스 모델(drift flux model)<sup>(10)</sup>을 이용하여 해석을 수행하였다.

실험장치의 주 실험부를 1차원으로 가정하였으며, 주입되는 공기의 온도와 냉각수의 온도가 거의 같으므로 에너지 보존식은 고려하지 않았다. 질량 및 운동량 보존식은 식 (2)와 (3)으로 나타낼 수 있다.

$$\dot{m} = \dot{m}_g + \dot{m}_f \cong \dot{m}_f \quad (2)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial \langle p_m \rangle}{\partial z} = & - \langle \rho_m \rangle \overline{u_m} \frac{\partial}{\partial z} (\overline{u_m}) - \langle \rho_m \rangle g_z \\ & - \frac{f_m}{2D} \langle \rho_m \rangle \overline{u_m}^2 \\ & - \frac{\partial}{\partial z} \left[ \frac{\langle \alpha_g \rangle \rho_g \rho_f}{(1 - \langle \alpha_g \rangle) \langle \rho_m \rangle} \overline{u_{gj}} \right] \\ & - \frac{\partial}{\partial z} \sum_k COV(\alpha_k \rho_k u_k u_k) \\ & - \frac{\partial}{\partial z} \sum_i \left( \frac{1}{2} K \langle \rho_m \rangle \overline{u_m}^2 \right) \end{aligned} \quad (3)$$

식 (2)에서 순환하는 물의 질량에 비해 주입되는 공기의 질량이 매우 작으므로 이상유동 순환 질량은 액상의 질량으로 근사하였다. 따라서 각 유로 높이에서 질량 보존식은 액상에서의 보존식만을 이용하였다. 식 (2)와 식 (3)을 이용하여  $\overline{u_m}$ 을 구하기 위해서는 각각의 변수를 실험 조건 및 가정에 맞게 정의할 필요가 있다. 이를 위해 식 (3)의 변수 중  $\rho_g$ ,  $\rho_f$ ,  $z$ ,  $D$ 를 제외한 나머지 변수들  $f_m$ ,  $\overline{u_{gj}}$ ,  $\frac{\partial \langle p_m \rangle}{\partial z}$ ,  $\langle \alpha_g \rangle$ ,  $COV(\alpha_k \rho_k u_k u_k)$ ,

**Table 1** Calculation of air injection rate from using MAAP4 results<sup>(9)</sup>

Angle	Height (m)	Area (m <sup>2</sup> )	Heat Flux (MW/m <sup>2</sup> )	Air Injection Rate(m <sup>3</sup> /sec)
0~45.7	0.385	0.0385	0.2140	0.00618
45.7~70.6	0.468	0.0468	0.5904	0.0207
70.6~79.1	0.182	0.0182	0.7943	0.0297
79.1~88.3	0.205	0.0205	1.2717	
Total	1.240			0.0566

$\langle \rho_m \rangle$ ,  $K$ 에 관해 다음과 같은 상관식을 적용하였다.

## 2.2.2. 변수의 상관식

### 2.2.2.1 벽면의 마찰계수<sup>(11)</sup>

단상유동에서 벽면의 마찰계수는 매끄러운 벽 (smooth wall)으로 가정하여 식 (4)와 같이 층류의 경우는 Darcy friction factor와 난류의 경우는 Blasius 식을 사용하였다.

$$f_m = \begin{cases} 64 \left( \frac{\rho_f u_f D}{\mu_f} \right)^{-1} & ; \text{층류} \\ 0.316 \left( \frac{\rho_f u_f D}{\mu_f} \right)^{-0.25} & ; \text{난류} \end{cases} \quad (4)$$

이상유동 구간에서 벽면의 마찰계수는 위의 식 (4)를 이용하였는데, 다만 액체의 점성계수  $\mu_f$  대신 혼합 유체의 점성계수인 식 (5)와 같은  $\mu_m$ 을 사용하였다.

$$\frac{1}{\mu_m} = \frac{x}{\mu_g} + \frac{1-x}{\mu_f}, \quad (x = \dot{m}_g / \dot{m}) \quad (5)$$

### 2.2.2.2 드리프트 속도

드리프트 플렉스 모델에서는 이상유동의 운동을 혼합운동으로 표현하고, 두 상간의 상대운동은 보조상관식을 이용하여 고려하는 것으로 두 상간에 상대 속도로 인하여 나타나는 드리프트 속도  $\overline{u_{gj}}$ 는 식 (6)으로 정의한다.

$$\begin{aligned} \overline{u_{gj}} &\equiv \langle \langle u_{gj} \rangle \rangle - \langle j \rangle \\ &= \langle \langle u_{gj} \rangle \rangle + (C_0 - 1) \langle j \rangle \end{aligned} \quad (6)$$

식 (6)에서  $\langle \langle u_{gj} \rangle \rangle$ 와  $C_0$ 는 각각 void fraction-weighted mean velocity, distribution parameter이다.  $\langle \langle u_{gj} \rangle \rangle$ 와  $C_0$ 의 크기는 이상 유동의 특성에 따라서 달라지는데, 본 연구에서는 식 (7), (8)과 같은 Ishii의 연구결과<sup>(12)</sup>를 이용하였다.

$$\langle \langle u_{gj} \rangle \rangle = 3 \left\{ \frac{\Delta \rho g_z \sigma}{\rho_f^2} \right\}^{1/4} \quad (7)$$

$$C_0 = 1.2 - 0.2 \sqrt{\rho_g / \rho_f} \quad (8)$$

### 2.2.2.3 기포율 및 밀도

기포분율과 유체의 혼합밀도는 주입된 공기의 양과 식 (6)으로부터 얻은 식 (9), (10)을 이용하여 구할 수 있다.

$$\langle \alpha_g \rangle = \frac{\langle j_g \rangle}{C_0 \langle j \rangle + \overline{u_{gj}}} \quad (9)$$

$$\langle \rho_m \rangle \equiv \langle \alpha_g \rangle \rho_g + (1 - \langle \alpha_g \rangle) \rho_f \quad (10)$$

### 2.2.2.4 Covariance Term

식 (3)의 운동량 보존식에서 나타나는 covariance term은 식 (11)로 정의된다. 여기서 채널의 직경이 크고, 유동이 난류일 경우 유체의 기포율 가중 평균 속도(void fraction weighted mean velocity)와 국부 속도(local velocity)가 거의 같으므로 무시할 수 있다.

$$COV(\alpha_k \rho_k u_k u_k) \equiv \langle \alpha_k \rho_k u_k (u_k - \langle \langle u_k \rangle \rangle) \rangle \quad (11)$$

$$u_k - \langle \langle u_k \rangle \rangle \cong 0 \quad (12)$$

### 2.2.2.5 형상계수

형상계수(K)값은 유로의 기하학적 형상 및 유로 면적의 변화에 크게 변하므로 유입구와 배출구, 최소간극 지점, Turbine 유량계의 형상저항을 각각 고려하였다.

유입구와 배출구는 오리피스(orifice)로, 최소간극 부분은 확장관 및 수축노즐이 결합된 형태로 각각 간주하여 식 (13), (14), (15)와 같은 상관식<sup>(13)</sup>을 이용하였다. 식 (15)는 실험장치의 최소간극 부분에 해당하는 값이다.

$$\text{- Inlet: } K \approx \left( 1.707 - \frac{A_{or}}{A} \right)^2 \quad (13)$$

$$\text{- Outlet: } K \approx \left( 1 + 0.707 \sqrt{1 - \frac{A_{or}}{A}} \right)^2 \quad (14)$$

$$\begin{aligned} \text{- Minimum Gap: } K &\approx A(k_1 k_2 \zeta_1 + \Delta \zeta) \\ k_1 &= 1, \quad k_2 = 0.66, \\ \zeta_1 &\approx 0.15, \quad A = 1.1 \quad \Delta \zeta = 0 \end{aligned} \quad (15)$$

실험에서 물 유량을 측정하기 위해서 설치한 터빈 유량계는 직경이 50mm로서 실제 원자로 용기와 단열재 조건에서는 존재하지 않는다. 그리고 유입구(orifice)의 실험변수 직경이 20mm ~ 67.4mm임을 고려해볼 때, 터빈 유량계가 유동흐름에 방해가 될 수 있으므로 형상저항을 고려하여야 한다. 본 연구에서는 별도의 표준 압력강하시험을 통해 유량에 따른 터빈 유량계의 형상계수 상관식[식 (16)]을 도출하여 이를 적용하였다.

$$K_t = 8.598 + 5.765 \exp\left(-\frac{\dot{m}}{2.084 [kg/sec]}\right) \quad (16)$$

### 2.2.2.6 해석방법

앞서 기술한 상관식들을 식 (2)의 운동량 보존식에 적용한 후 높이에 따라 적분하여, 주어진 조건에서 순환유량을 계산하였다. 즉, 정상상태 조건에서 실험부에서의 총 압력 강하량과 물탱크에서의 수두압력이 같으므로 식 (17)을 이용하였다.

$$\int dP_{test\ section} = \Delta P_{tank} = const. \quad (17)$$

## 3. 실험 및 해석결과

### 3.1 공기주입량에 대한 순환유량의 변화

Fig. 3은 유입구 면적 0.201, 0.314, 0.630, 1.05, 1.89, 3.57×10<sup>-3</sup>m<sup>2</sup>일 때, 공기 주입량이 10~50% (Table 1에서 제시한 값 기준 100%=0.0566m<sup>3</sup>/sec)로 변하는 경우 자연순환 유량의 변화를 측정 및 계산한 것이다. 이때 배출구 면적은 각각 1.78×10<sup>-3</sup>m<sup>2</sup> [Fig. 3(a)], 3.57×10<sup>-3</sup>m<sup>2</sup> [Fig. 3(b)]이다. Fig. 3에서 공기주입량이 증가할수록 자연순환 유량은 증가하였으나 유입구 면적이 작을수록 그 영향은 미미한 것으로 나타났다. 또한 유입구 면적에 클 경우 배출구 면적 증가에 따른 순환유량의 증가현상이 더 크게 나타났다.

Fig. 3에 나타난 바와 같이 계산결과는 실험결과와 비교적 일치하지만 순환유량이 약 1~2.5kg/sec 일 때는 계산오차가 커지는 것을 알 수 있다. 그 원인은 이상유동 기포율의 계산오차에 기인한 것으로 4.2절에서 자세히 설명하였다. Fig. 4와 같이

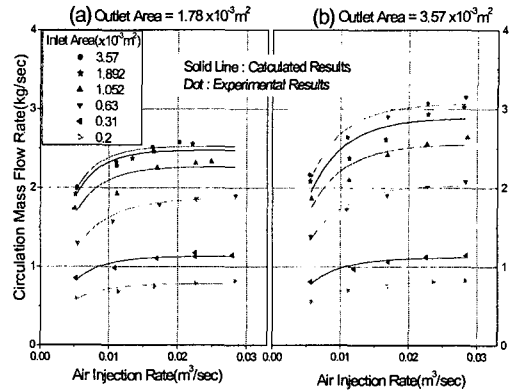


Fig. 3 Comparison of circulation flow rate at various air injection rates and inlet/outlet areas.

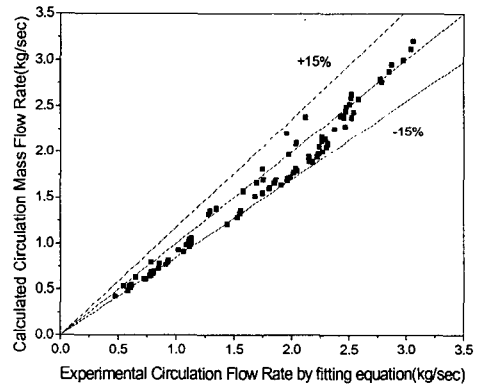


Fig. 4 Error bound of circulation flow rate between calculated and experimental result

계산결과는 실험결과와 약 ±15%의 오차범위 내에서 일치하였다.

### 3.2 유입구 면적에 대한 순환유량의 변화

유입구 면적이 자연순환 유량에 미치는 영향을 알아보기 위해, Fig. 3을 이용하여 공기주입량과 순환유량에 대한 실험 상관식을 만든 후 일정 공기유량에 해당하는 순환유량을 계산하였다. 그 결과 Fig. 5에서 보는 바와 같이 공기주입량이 30% 이상으로 증가하더라도 자연순환 유량의 증가는 거의 나타나지 않았다. 또한 유입구 면적이 증가함에 따라 순환유량은 선형적으로 증가하다가 일정한 값으로 수렴하였다. Fig. 5(a)와 (b)에서 배출구 면적의 영향을 살펴보면, 유입구 면적이 작을 때는 배출구 면적 증가에 따른

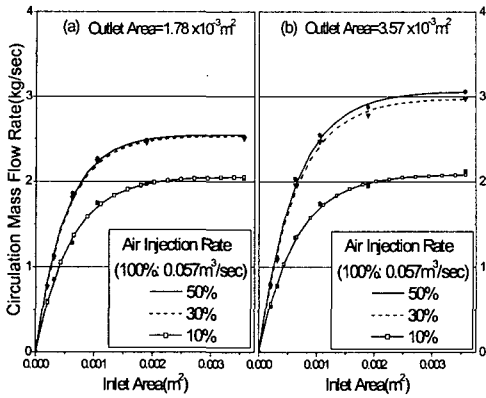


Fig. 5 Effect of inlet and outlet areas on the experimental circulation flow rate

영향이 거의 없지만 유입구 면적이 클 때는 자연순환 유량의 수렴값이 증가하는 것을 알 수 있다. 공기주입률이 50%이고, 배출구 면적이 1/2로 감소하였을 경우 자연순환 유량의 수렴값은 약 17% 감소하였다. 이는 자연순환 유량이 유입구와 배출구 면적 중 작은 쪽에 의해 제한받기 때문이다. 즉, 자연순환 유량은 유입구 면적이 작을 때는 유입구 면적에, 유입구 면적이 클 때는 배출구 면적에 의해 각각 제한받는다.

4. 토 의

4.1 자연순환 유량의 결정

본 실험에서 자연순환 유량을 예측하고, 실험결과와 비교하기 위해 해석을 수행하였다. 해석 결과를 바탕으로 식 (3)의 운동량 보존방정식에 포함되어있는 각 항의 크기를 비교하여 원자로 용기 외벽 냉각시 단열재 내부에서 발생하는 자연순환 유량을 결정하는 주요 인자를 평가해 보았다.

본 실험에서 발생하는 자연순환 유량은 공기주입에 의해 형성된 주 실험부(원자로 용기와 단열재 사이의 내부 유로)와 물탱크(단열재 외부의 냉각수 pool)의 수두차로 의해서 형성된다. 이 수두차에 의해 발생하는 기동력(driving force)에서 유로 내의 모든 저항(form loss, wall friction, etc)을 뺀 크기가 관성력(inertia)으로 작용하여 자연순환 유량이 결정된다고 할 수 있다.

Fig. 6은 배출구 면적  $3.57 \times 10^{-3} \text{ m}^2$ , 공기주입량 50%( $0.0283 \text{ m}^3/\text{sec}$ )일 때 유입구 면적 증가에 따른

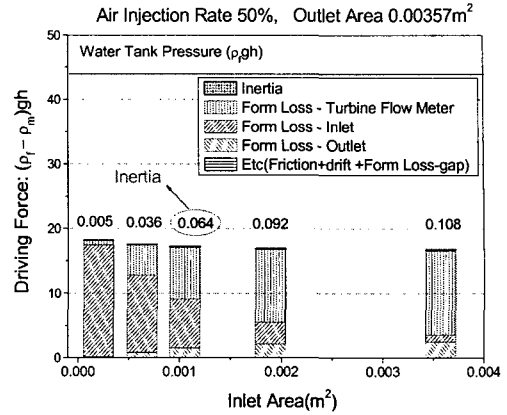


Fig. 6 Pressure drop distribution along with the inlet area with turbine flow meter

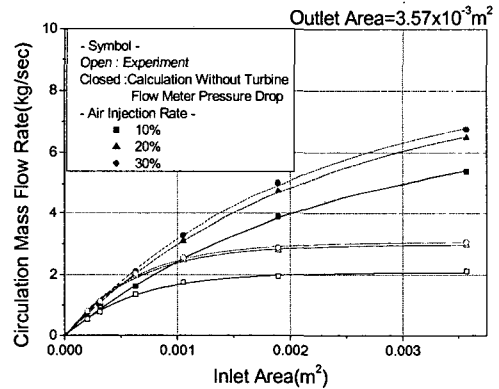


Fig. 7 Effect of turbine flow meter on circulation mass flow rate

단위면적 당 각 힘의 분포를 나타낸 것이다. 물탱크가 일정 수위를 유지하고 있으므로 물탱크에서 유입구로 가해지는 압력( $\rho_f gh$ )은 일정한 값을 갖는다. 유입구에서 물탱크 쪽 압력과 주 실험부 쪽 압력( $\rho_m gh$ )의 차이가 기동력(driving force)이 되며, 이는 Fig. 6에서 막대의 전체길이에 해당한다. 공기유량이 일정하므로 기동력은 거의 일정하며 유입구 면적이 감소할수록 유입구에 의한 압력손실이 크게 증가함을 볼 수 있다. 또한 유입구 면적이 클 경우 터빈 물유량계에 의한 압력강하가 매우 큰 비중을 차지하고 있다. 전체압력

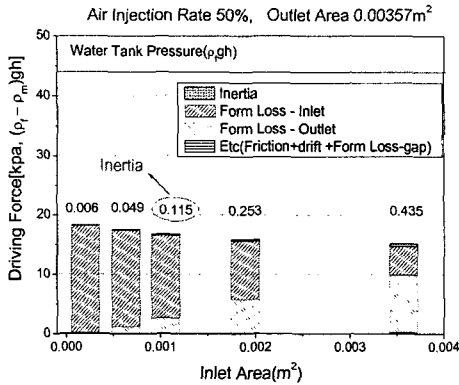


Fig. 8 Pressure drop distribution along with the inlet area without turbine flow meter

강하량에서 터빈 유량계에 의한 압력손실은 실험시에만 존재하는 것이므로 실제 자연순환 현상을 평가하기 위해서는 터빈유량계를 제외한 경우를 예측하여야 한다. 따라서 터빈유량계를 제거한 경우의 순환유량을 계산하여, 실험결과와 비교하였다. Fig. 7에서 유입구 면적이 증가할수록 터빈 물유량계가 없는 경우의 순환유량이 크게 증가하는 것을 알 수 있다. 또한 Fig. 8과 같이 터빈 물유량계가 없는 경우의 각 압력강하량을 비교하면, 유입구와 배출구에 의한 압력강하량이 커져 기동력(driving force)의 대부분을 차지하는 것을 알 수 있다.

4.2 해석 모델의 적합성

앞서 살펴본 바와 같이 자연순환 유량의 크기를 결정짓는 요소 중의 하나가 이상유동의 밀도이다. 해석에서 밀도는 기포율에 의해 계산된다. 따라서 기포율을 구하기 위해서 사용된 식 (7), (8)과 같은 모델의 적합성을 평가하는 것이 필요하다. 이를 위해 식 (9)를 식 (18)과 같이 전환하여 유동의 걸보기 속도 <j>에 대한 <α<sub>g</sub>>/<β<sub>g</sub>>의 변화를 실험 계측 결과를 통해 계산하고, 이를 다른 유동모델과 비교하여 보았다.

Fig. 9에서 유동양식에 따라서 <α<sub>g</sub>>/<β<sub>g</sub>>을 결정짓는 변수는  $\overline{u_{gj}}$ , C<sub>0</sub>로서 이는 유동양식에 따라 상관식이 달라진다. <α<sub>g</sub>>/<β<sub>g</sub>>의 크기가 1인 경우는 액상과 기상의 속도가 같은 균질 유동

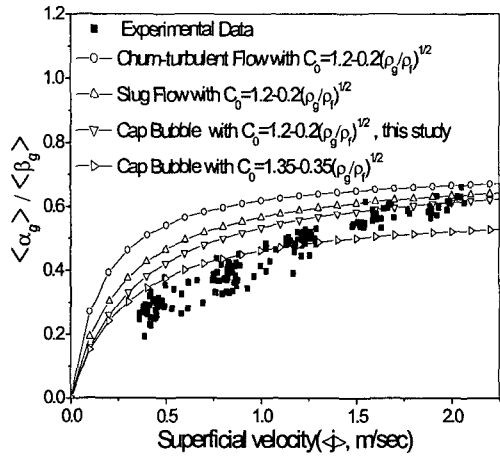


Fig. 9 Comparison of flow models by the ratio of the void fraction to volumetric fraction.

$$\frac{\langle \alpha_g \rangle}{\langle \beta_g \rangle} = \frac{1}{C_0 + \overline{u_{gj}} / \langle j \rangle} \tag{18}$$

$$\langle \beta_g \rangle = \frac{\langle Q_g \rangle}{\langle Q \rangle}, \quad \langle j \rangle = \frac{\langle Q \rangle}{A}$$

모델(homogeneous flow model)인 경우로  $\overline{u_{gj}}$ , C<sub>0</sub>의 크기는 각각 0, 1이다. <α<sub>g</sub>>/<β<sub>g</sub>>의 크기가 감소하여 1에서 멀어지면 드리프트 속도에 의한 영향이 증가하는 것을 의미한다. 본 해석에 사용된 모델은 cap bubble이 발생하는 churn-turbulent flow에 해당하는 것으로, 실험결과와 비교해보면 그림에서 제시된 다른 모델에 비해 가장 근접함을 알 수 있다. 그러나 유동의 걸보기 속도 <j> 중간 영역에서는 오차가 크며, 이와 같은 모델의 불일치가 Fig. 3에서 언급한 바와 같이 순환유량 1~2.5kg/sec에서 계산결과와 실험결과의 오차를 증가시키는 요인인 것으로 판단된다.

5. 결론

원자로 용기 외벽냉각 시 원자로 외벽과 단열재 사이에서 형성되는 자연순환 유동을 평가하기 위해 실험과 해석연구를 수행하였다. 실험연구에서는 원자로 외벽과 단열재 사이의 유로와 단열재 외부의 냉각수를 모의하는 1차원 실험장치를 구축하여 유입구/배출구 면적, 공기주입량이 자연



순환 유량에 미치는 영향을 평가하였다. 해석연구에서는 1차원 모델을 이용하여 자연순환 유량을 예측하고, 압력강하량을 분석하였다.

실험 및 해석결과 유입구 면적, 배출구 면적, 공기주입량이 증가할수록 자연순환 유량은 전반적으로 증가하였지만, 그 증가율은 형상저항에 의해 크게 영향을 받았다. 즉, 자연순환 유량은 유입구 면적이 작을 때는 유입구 면적에, 유입구 면적이 클 때는 배출구 면적에 의해 각각 제한받았다. 또한 유입구/배출구의 형상저항이 커지면 공기주입량의 증가가 순환유량에 크게 영향을 미치지 못하였다. 자연순환 유량의 계산결과는 실험결과와 약 15% 이내에서 일치하였고, 오차의 주요인은 드리프트 속도의 모델링에 의한 것이었다.

## 후 기

본 연구는 과학기술부의 원자력연구개발 중장기 계획사업 과제의 일환으로 수행하였다.

## 참고문헌

- (1) Kymalainean, O. et al., 1997, "In-Vessel Retention of Corium at the Loviisa Plant," *Nuclear Engineering & Design*, Vol. 169, pp. 109~130.
- (2) Theofanous, T. G. et al., 1995, "In-Vessel Coolability and Retention of a Core Melt," DOE/ID-10460.
- (3) Theofanous, T. G., Yuen, W. W., Angelini, S., Sienicki, J. J., Freeman, K., Chen, X. and Salmassi, T., 1999, "Lower Head Integrity under Steam Explosion Loads," *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 189, pp. 7~57.
- (4) Oh, S. J. et al., 2004 "In-Vessel Retention Technology Development and Use for Advanced PWR Design in the USA and Korea," KHNP, KHNP/TR.01NC05.C2004.EN3.
- (5) Jeong, Y. H., Chang, S. H. and Baek, W. P., 2003, "CHF Experiments on the Reactor Vessel Wall using 2-D Slice Test Section," NURETH-10, Seoul, Korea, October 5-9.
- (6) Rouge, S., Do, I. and Geffraye, G., 1998, "Reactor Vessel External Cooling for Corium Retention SULTAN Experimental Program and Modeling with CATHARE Code, Workshop Proceedings on In-Vessel Core Debris Retention and Coolability," NEA/CSNI/R(98)18, Garching, Germany, March 3-6.
- (7) Ha, K. S., Park, R. J., Kim, H. Y., Kim, S. B. and Kim, H. D., 2005, "An Experimental Study on the Two-Phase Natural Circulation Flow through the Gap between Reactor Vessel and Insulation under ERVC," KAERI Technical Report, KAERI/TR-2958/2005.
- (8) Cheung, F. B. and Liu, L. C., 1999, "CHF Experiments to Support In-Vessel Retention Feasibility Study For an Evolutionary ALWR Design," EPRI WO# 5491-01, PSU/MNE-99-263J, Feb.
- (9) Jong Wook Park and Dong Wook Jeong, 1997, "An Investigation of Thermal Margin for External Reactor Vessel Cooling(ERVC) in Large Advanced Light Water Reactors(ALWR)," *Proceedings of the Korean Nuclear Society Spring Meeting*, Kwangju, Korea, May.
- (10) Ishii, M., 1977, "One-Dimensional Drift-Flux Model and Constitutive Equations for Relative Motion Between Phases in Various Two-Phase Flow Regimes," Argonne National Laboratory Report, ANL-77-47.
- (11) Neil E. Todreas and Mujid S. Kazimi, 1989, "Nuclear System 1; Thermo Hydraulic Fundamentals," Hemisphere Publishing Corporation, New York, p. 371, p. 379, p. 489.
- (12) Isao Kataoka and Ishii, M., 1987, "Drift Flux Model for Large Diameter Pipe and New Correlation for Pool Void Fraction," *Int. J. Heat Mass Transfer*
- (13) Idelchik, I.E., 1996, "Handbook of Hydraulic Resistance, 3rd Edition," Begell House, Inc., New York, p. 171, p. 319, p. 688.