



저작자표시-비영리-변경금지 2.0 대한민국

이용자는 아래의 조건을 따르는 경우에 한하여 자유롭게

- 이 저작물을 복제, 배포, 전송, 전시, 공연 및 방송할 수 있습니다.

다음과 같은 조건을 따라야 합니다:



**저작자표시.** 귀하는 원저작자를 표시하여야 합니다.



**비영리.** 귀하는 이 저작물을 영리 목적으로 이용할 수 없습니다.



**변경금지.** 귀하는 이 저작물을 개작, 변형 또는 가공할 수 없습니다.

- 귀하는, 이 저작물의 재이용이나 배포의 경우, 이 저작물에 적용된 이용허락조건을 명확하게 나타내어야 합니다.
- 저작권자로부터 별도의 허가를 받으면 이러한 조건들은 적용되지 않습니다.

저작권법에 따른 이용자의 권리는 위의 내용에 의하여 영향을 받지 않습니다.

이것은 [이용허락규약\(Legal Code\)](#)을 이해하기 쉽게 요약한 것입니다.

[Disclaimer](#)

碩士學位論文

원자로 용기 외벽냉각 평가를 위한  
1차원 이상유동 실험 및 해석



濟州大學校 大學院

에너지 工學科

金 宰 徹

2006年 12月

원자로 용기 외벽냉각 평가를  
위한 1차원 이상유동 실험 및 해석

指導教授 金 信

金 宰 徹

이 論文을 工學 碩士學位 論文으로 提出함

2006年 12月

金 宰 徹의 工學 碩士學位 論文을 認准함

審査委員長 鄭 鈞 津 印

委 員 金 信 印

委 員 金 相 伯 印

濟州大學校 大學院

2006年 12月

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

Jae-Cheol Kim  
(Supervised by professor Sin Kim)

A thesis submitted in partial fulfillment of the requirement for the degree  
of Master of Science

2006. 12.

This thesis has been examined and approved.

.....  
Thesis director, Sin Kim, Prof. of Nuclear and Energy Engineering  
.....  
.....  
.....

.....  
Date

Department of Nuclear & Energy Engineering  
GRADUATE SCHOOL  
CHEJU NATIONAL UNIVERSITY

# 목 차

목 차 .....	i
그림 목차 .....	iv
표 목차 .....	v
Nomenclature .....	vii
Summary .....	ix
I. 서 론 .....	1
1. 연구배경 및 필요성 .....	1
2. APR1400 원자로의 단열재 구조 및 원자로 용기 외벽냉각 계통 .....	2
1) 단열재의 구조 .....	2
2) 원자로 용기 외벽냉각(ERVC)을 위한 조건 .....	2
3. 관련연구 .....	4
1) 임계열속(CHF)에 관한 연구 .....	4
(1) SBLB 실험 .....	4
가. 실험장치 .....	4
나. 실험결과 .....	5
(2) ULPU 실험 .....	5
가. Configuration I, II 실험 .....	5
나. Configuration III, IV, V 실험 .....	6
(3) KAIST 임계열속 실험 .....	7
가. 실험장치 .....	7
나. 실험결과 .....	9
2) 자연순환 이상유동의 특성에 관한 연구 .....	9
(1) 자연순환 이상유동에 관한 실험적 연구 .....	9
가. 실험장치 .....	10

나. 실험결과.....	10
(2) 개방형 자연순환 루프에서의 불안정성에 관한 연구.....	11
가. 실험장치.....	11
나. 실험 및 해석결과.....	11
(3) 준-밀폐형 자연순환 루프에서의 불안정성에 관한 연구.....	14
가. 실험장치.....	15
나. 실험결과.....	15
4. 연구의 목적.....	17
II. 실험장치 및 실험결과.....	19
1. T-HERMES-1D 실험장치.....	19
1) 실험장치의 구성.....	20
(1) 주 실험부.....	20
(2) 물탱크.....	21
(3) 공기주입 계통.....	22
2) 실험 계측 및 보정.....	25
(1) 물 유량측정.....	25
(2) 기포율 측정.....	26
(3) 공기주입량.....	28
(4) 냉각수 유입구 및 Turbine유량계에 의한 차압.....	29
(5) 절대압력.....	30
2. 실험 결과.....	32
1) 공기주입량 변화의 영향.....	32
2) 유입구 및 유출구 면적변화의 영향.....	35
3) 보조 물탱크 수위 변화의 영향.....	36
4) 배출구 높이 변화의 영향.....	37

III. 해석방법 및 해석결과	38
1. 해석 방법	38
1) 가정	38
2) 지배방정식	38
(1) 벽면의 마찰계수	39
(2) 평균드리프트 속도(mean drift velocity)	39
(3) 기포율 및 밀도	40
(4) Covariance term	40
(5) 형상저항계수(K)	41
가. 유입구, 배출구 및 최소간극의 형상저항	41
나. Turbine 유량계의 형상저항	42
(6) 압력기울기	43
3) 자연순환 유량의 계산	44
2. 해석결과 및 실험결과와의 비교	45
1) 자연순환 유량	45
(1) 공기주입량 및 배출구 면적의 영향	45
(2) 공급수두 영향	46
(3) 계산 오차	47
2) 기포율	48
IV. 토 의	49
1. 압력강하량 비교	49
2. 해석 모델의 적합성	52
3. 3차원 실험결과와의 비교	53
V. 결 론	55



## 그림 목차

Fig. 1. Schematic diagram of reactor vessel and insulation. ....	3
Fig. 2. Schematic diagrams of SBLB experiments. ....	5
Fig. 3. Experimental apparatus of ULPU-2000 Configuration II, III. ....	5
Fig. 4. Comparison of results between Configuration III and Configuration IV. ....	6
Fig. 5. CHF experimental apparatus. ....	7
Fig. 6. CHF experimental result. ....	8
Fig. 7. Overall loop schematics of Hot leg U-bend simulation experiment. ....	9
Fig. 8. Schematic diagram of natural circulation loop. ....	11
Fig. 9. Effects of flow restriction on flow instability. ....	13
Fig. 10. Typical instability map( $H=15\text{cm}$ , $K_i=134$ , $K_e=41$ ). ....	13
Fig. 11. Schematic diagram of semi-closed two-phase natural circulation loop. ....	14
Fig. 12. Schematics of T-HERMES-1D Facility. ....	19
Fig. 13. Channel area distribution of T-HERMES-1D test section. ....	20
Fig. 14. Schematics of air injection system. ....	23
Fig. 15. Air Injector. ....	24
Fig. 16. Experimental measurement. ....	25
Fig. 17. Measurement of void fraction. ....	27
Fig. 18. Calibration results of air flow meter. ....	28
Fig. 19. Measurement of the pressure drop due to the orifice and turbine flow meter. ....	29
Fig. 20. Output voltage of differential pressure transmitter with supplied $\text{H}_2\text{O}$ head. ....	30



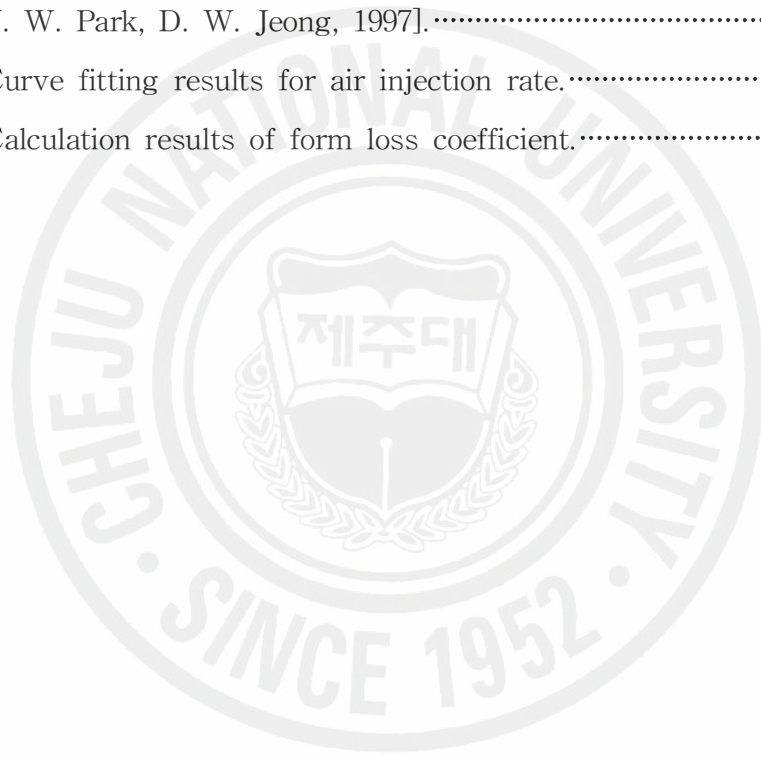
Fig. 21. Effect of air injection rate on circulation mass flow rate at various inlet areas. ....	32
Fig. 22. Error bound of circulation flow rate between fitting equation and experimental data. ....	33
Fig. 23. Effect of inlet and outlet areas on the circulation mass flow rate at various air injection rates. ....	35
Fig. 24. Effect of liquid level variation in water tank on circulation mass flow rate at various inlet areas. ....	36
Fig. 25. Effect of outlet height on circulation mass flow rate at various inlet areas. ....	37
Fig. 26. Form loss coefficient of turbine flow meter. ....	42
Fig. 27. Calculation flow chart of circulation mass flow rate for the steady state condition. ....	44
Fig. 28. Comparison of mass flow rate between calculation and experiment at various air injection rates and inlet areas. ....	45
Fig. 29. Effect of supplied pressure head on neutral circulation flow rate. ....	46
Fig. 30. Error bound of circulation flow rate between calculation and experiment. ....	47
Fig. 31. Void fraction with the variation of the height. ....	48
Fig. 32. Pressure drop distribution in case of increasing the air injection rate. ....	49
Fig. 33. Effect of turbine flow meter on circulation mass flow rate. ....	50
Fig. 34. Pressure drop distribution by calculation without turbine flow meter pressure drop in various inlet areas. ....	51
Fig. 35. Pressure drop distribution by calculation without turbine flow meter pressure drop in various air injection rates. ....	51
Fig. 36. Comparison of flow models by the ratio of the void fraction to volumetric fraction. ....	52

Fig. 37. Comparison of circulation mass flux between 1D loop analysis and  
3D experimental results. .... 53



## 표 목차

Table 1. Parameter range of Argonne experiments. ....	10
Table 2. Parameter range of KAIST experiments( I ). ....	12
Table 3. Parameter range of KAIST experiments( II ). ....	16
Table 4. Range of T-HERMES-1D experimental parameters. ....	20
Table 5. Calculation of air injection rate from using MAAP4 results [J. W. Park, D. W. Jeong, 1997]. ....	22
Table 6. Curve fitting results for air injection rate. ....	34
Table 7. Calculation results of form loss coefficient. ....	43



## Nomenclature

$A$	pipe cross-sectional area	$m^2$
$C_0$	distribution parameter	
$F$	quantity	
$f$	pipe wall friction factor	
$g$	gravitational acceleration	$m/s^2$
$h_{fg}$	evaporation heat	$kJ/kg$
$j$	superficial velocity	$m/s$
$K$	form loss coefficient	
$\dot{m}$	total mass flow rate	$kg/s$
$P$	pressure	$N/m^2$
$Q$	volume flow rate	$m^3/s$
$q''$	heat flux	$W/m^2$
$t$	time	sec
$u$	velocity	$m/s$
$u_{gi}$	drift velocity	$m/s$
$x$	quality	
$z$	axial coordinate	$m$
<b>Greek symbols</b>		
$\alpha$	void fraction	
$\beta$	volumetric fraction of gas	
$\rho$	density	$kg/m^3$
$\Delta\rho$	density difference between phases	$kg/m^3$
$\mu$	viscosity	$kg/m \cdot s$
$\sigma$	surface tension	$N/m$
$\xi_h$	wetted parameter	$m$

### Subscripts

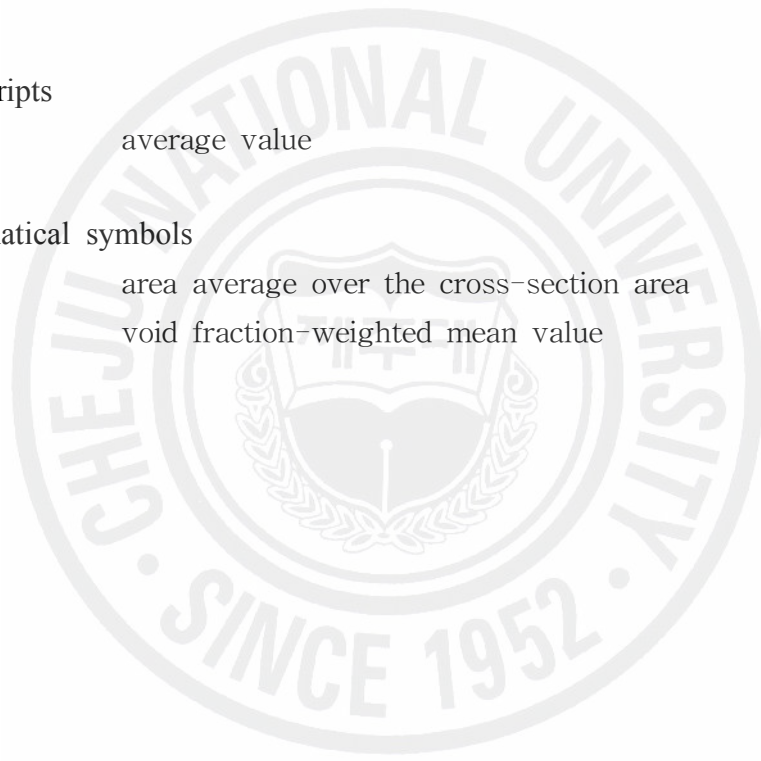
f	liquid phase
g	gas phase
i	component
m	mean mixture property
k	k phase
ori	value at the orifice
tur	value at the turbine flow meter
w	value at the wall

### Superscripts

-	average value
---	---------------

### Mathematical symbols

$\langle \rangle$	area average over the cross-section area
$\langle\langle \rangle\rangle$	void fraction-weighted mean value



## Summary

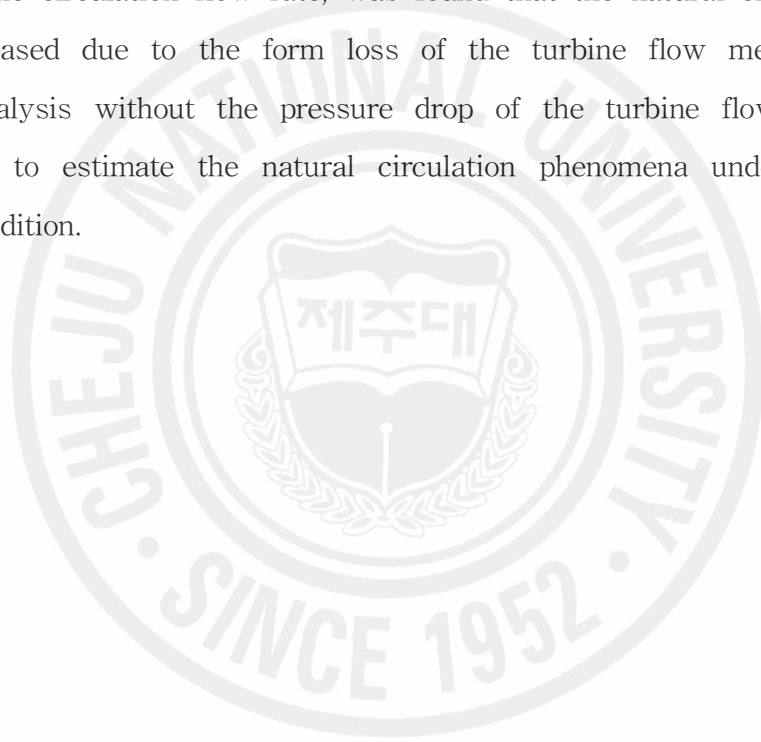
During a severe accident, when a molten corium is relocated in a reactor vessel lower head, the RCF(Reactor Cavity Flooding) system for ERVC (External Reactor Vessel Cooling) is actuated and coolants are supplied into a reactor cavity to remove a decay heat from the molten corium. This severe accident mitigation strategy for maintaining a integrity of reactor vessel was adopted in the nuclear power plants of APR1400, AP600, and AP1000.

Under the ERVC condition, the upward two-phase flow is driven by the amount of the decay heat from the molten corium. To achieve the ERVC strategy, the two-phase natural circulation 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. Also the natural circulation flow restriction has to be minimized. In this reason, it is needed to review the fundamental structure of insulation. In the existing power plants, the insulation design is aimed at minimizing heat losses under a normal operation. Under the ERVC condition, however, the ability to form the two-phase natural circulation is uncertain. Namely, some important factors, such as the coolant inlet/outlet areas, flow restriction, and steam vent etc. in the flow channel, should be considered for ERVC design.

T-HEMES 1D study is launched 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 air injection method was used to simulate the boiling at the external reactor vessel and generate the natural circulation two-phase flow.

From the experimental results, the natural circulation flow rate highly depended on inlet/outlet areas and the circulation flow rate increased as the outlet height as well as the supplied water head increased.

On the other hand, the simple analysis using the drift flux model was carried out to predict the natural circulation flow rate and estimate the pressure drop distribution from the momentum equation. The calculated circulation flow rate was similar to experimental results within about 15% error bound. Also the effect of the turbine flow meter, which was installed to measure the circulation flow rate, was found that the natural circulation flow rate decreased due to the form loss of the turbine flow meter. And the simple analysis without the pressure drop of the turbine flow meter was performed to estimate the natural circulation phenomena under the actual ERVC condition.





# I. 서론

## 1. 연구배경 및 필요성

중대사고(Severe Accident)란 원자로 노심이 용융하여 비정상 상태로 변하는 심각한 사고로 고온 고압의 원자로 용기가 파손이 되면 많은 양의 방사성 물질 누출이 우려된다. 과거 대표적인 중대사고로서 체르노빌 사고와 TMI 사고를 들 수 있다. 구 소련의 체르노빌 사고는 원자로의 노심이 용융하고 원자로 용기가 파손되어 방사성 물질이 외부로 직접 노출이 된 사고로 많은 인명 및 환경 피해를 야기하였으며, 미국의 TMI 사고는 운전원의 운전 미숙으로 인하여 중대사고로 진행되었지만 공학적 안전계통에 의하여 노심 용융물이 원자로 용기내에 억류되어 인명 피해 없이 사고가 종결되었다. 이 사고로 인하여 중대사고 관리 전략에 있어서 원자로 용기 건전성 유지는 그 중요성이 더해졌으며, 원자로 용기의 파손을 미연에 방지하고자 더욱더 능동적인 전략으로 발전하고 있다.

이러한 중대사고를 완화시키기 위한 공학적 안전계통 중, 원자로 공동에 냉각수를 공급하여 원자로 용기의 건전성을 유지하는 방안을 원자로 용기 외벽냉각(External Reactor Vessel Cooling)이라 한다. 이 중대사고 완화방안은 핀란드의 Loviisa [O. Kymalaine et al., 1997] 원전과 미국의 AP600 [T. G. Theofanous et al., 1995], AP1000 원전 [J. H. Scobel et al., 2002], 그리고 국내의 APR1400 원전 [S. J. Oh et al., 2004]에서도 적용하고 있다. 원자로 용기 외벽냉각을 통하여 원자로 용기의 건전성 유지를 위해서는 원자로 외벽과 단열재 사이에 존재하는 냉각수가 용융물의 붕괴열을 제거할 수 있도록 자연순환 유동이 충분히 형성되어야 한다. 따라서 이와 같은 전략의 실현을 위해 원자로 용기 외벽과 단열재 사이에서 발생하는 유동을 충분히 확보하기 위한 단열재의 구조 개선이 필요하다. 기존 원전의 경우에는 단열재의 설계는 정상상태 시 열손실을 최소화하기 위해 원자로용기의 단열을 목표로 하고 있으나 중대사고시 원활한 자연순환 유동 형성을 위한 조건에 대해서 그 기능이 충실하지 못하다. 원자로 외벽냉각을 수행하

있을 때 발생하는 증기의 배출과, ICI 노즐 근처에서 냉각수의 유입구 저항, 그리고 단열재 상부에서 냉각수의 배출구 저항 등은 원자로 외벽냉각 전략의 성공에 중요한 요소이다. 그래서 원자로 용기 외벽냉각 전략을 성공시키기 위해서 원자로 용기 외벽과 단열재 사이의 공간으로 충분한 냉각수 순환유동이 형성되는지 예측·평가하는 것이 중요하다. 따라서 본 연구에서는 APR1400 원자로를 축소 모의하는 실험 장치를 구축하여 실험 및 해석을 수행하였고, 자연순환 유량을 결정하는 중요 인자를 평가하였다.

## 2. APR1400 원자로의 단열재 구조 및 원자로 용기 외벽냉각 계통

### 1) 단열재의 구조

중대사고 대처 방안으로 원자로 용기 외벽냉각(ERVC)개념을 적용한 APR1400은 원자로 용기 내부구조의 설계는 확정이 되었다. 하지만 단열재의 구조에 대해서는 원자로 용기와 단열재 사이의 간극(8.5"), shear key 지점에서의 최소간극(3.5", 예상치), 그리고 원자로 용기 하부와 단열재 평판사이의 간격(3"~8") 등, 이 몇 가지 사항만 확정 및 예상되어 있는 상태이다. 그래서 위의 몇 가지 사항과 나머지는 OPR1000원자로 단열재의 구조를 참고하여 APR1400원자로의 단열재의 구조를 예측해보면 Fig. 1과 같다.

### 2) 원자로 용기 외벽냉각(ERVC)을 위한 조건

중대사고 발생 시 원자로 용기 외벽에서는 비등현상이 발생하여 이상유동이 형성되며 밀도차에 의하여 위로 상승한다. 이 유동이 원자로의 붕괴열을 충분히 제거하기 위해서는 원자로 용기와 단열재 사이의 간극이 냉각수의 유로가 되도록 유로저항이 적어야 하며, 이 간극에서의 유동과 단열재 외부의 냉각수 풀(pool)사이에 자연순환 이상유동이 형성되어야 한다. 그래서 원자로 용기 하부의 단열재 평판을 통하여 냉각수가 유입되고, 원자로 상부에서는 이 냉각수가 냉각수 풀(pool)로 빠져나갈 수 있어야 한다. 따라서 원자로 용기 하부에 존재하는 단열재 평판에는 유입구를, 원자로 단열재 상부에 배출구를 두어야 한다. 그리고



### 3. 관련연구

원자로 용기 외벽냉각(ERVC) 전략을 성공시키기 위해서는 원자로 용기의 침수를 통하여 원자로 용기외벽에서 노심용융물의 붕괴열을 제거할 수 있어야 한다. 이때 원자로 외벽에서는 비등이 일어나므로 자연순환 유량의 감소, 혹은 원자로외벽의 온도 급상승에 기인한 임계열속(Critical Heat Flux) 현상은 원자로 용기의 파손을 유발할 수 있다. ERVC와 관련된 연구는 아래의 3가지로 나눌 수 있다.

- i) 중대사고 시 내부용융물의 거동에 관한 연구
- ii) 원자로 외벽에서의 열 하중 및 열속 분포에 관한 연구
- iii) 외벽에서 제거 가능한 최대열속(임계열속)에 관한 연구

일반적으로 용기 외벽에서 제거 가능한 임계열속(CHF)의 크기는 용기 외벽의 냉각수 유동량이 증가함에 따라 커진다. 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. 본 연구의 목적 상 ERVC와 관련된 기존연구 중 제거 가능한 최대열속에 관한 연구에 대해 조사하였다. 이에 덧붙여 원자로 용기 외벽냉각 시 발생하는 자연순환 이상유동의 물리적인 특성을 파악하기 위해, 일반적인 1차원 루프 시스템에서 발생하는 자연순환 이상유동의 특성에 관한 연구도 조사하였다.

본 절의 기존연구를 소개하는 항목은 다음과 같다

- 원자로 외벽에서 임계열속에 관한 연구
- 자연순환 이상유동의 특성에 관한 연구

#### 1) 임계열속(CHF)에 관한 연구

##### (1) SBLB 실험

미국 펜실베이니아 주립대학에서 APR1400원자로 용기에서 임계열속의 변화, 냉각수의 아냉각도의 영향 등을 파악하기 위해 실험 연구를 수행하였다.

##### 가. 실험장치

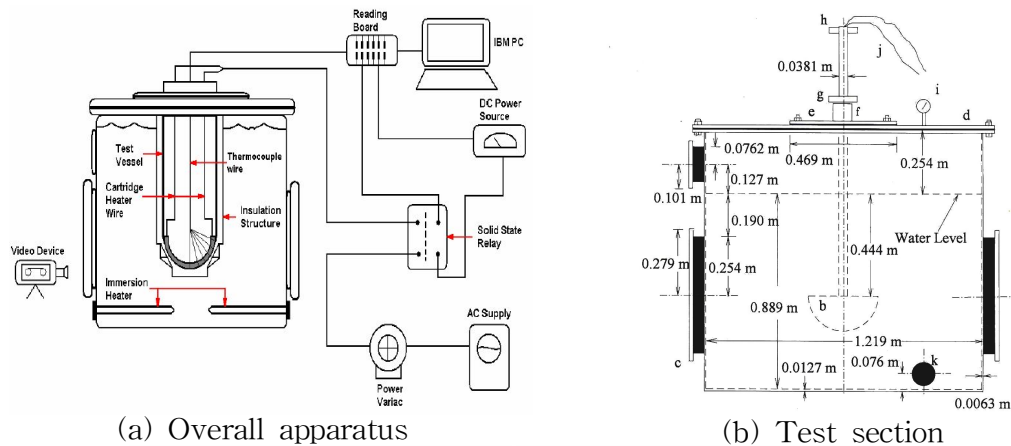


Fig. 2. Schematic diagrams of SBLB experiments.

실험장치로 직경이 큰 원통형의 냉각수 탱크를 제작하여 그 내부에 반구형 및 원추형 용기를 침수한 후 그 내부에서 용기표면을 가열 할 수 있도록 설계하였고, Fig. 2에 나타나 있다. 원자로 용기 외벽냉각능력 향상을 목적으로 한 실험 [F. B. Cheung et al, 2003]에서는 원추형 용기의 표면에 파우더 코팅을 하고 급 냉을 하면서 임계열속을 측정하였고, 원자로 용기의 shear key 근처에서 좁은 간극 유로의 면적을 크게 하는 단열재의 구조개선 실험[J. Yang, 2004]에서는 자연 순환 유량의 증가량과 임계열속을 측정하였다.

#### 나. 실험결과

실험 결과 코팅을 하였을 경우 그렇지 않은 경우보다 임계열속이 약 40~140% 정도 증가하였다. 그리고 최소간극에서 유동의 병목현상이 발생함에 따라 수행된 단열재의 구조 개선실험을 통하여 약 35%정도 임계열속이 증가할 수 있었다.

#### (2) ULPU 실험

미국 캘리포니아대에서는 여러 가지의 단열재의 형상에 대하여 원자로 용기의 위치에 따른 임계열속을 측정하였다. 실 규모의 이상유동을 모의하는 실험장치는 그 형상에 따라 Configuration I, II, III, IV (ULPU-2000), V(ULPU-2400)로 나뉜다[T.G. Theofanous et al, 1997, 2002, 2003, 2004].

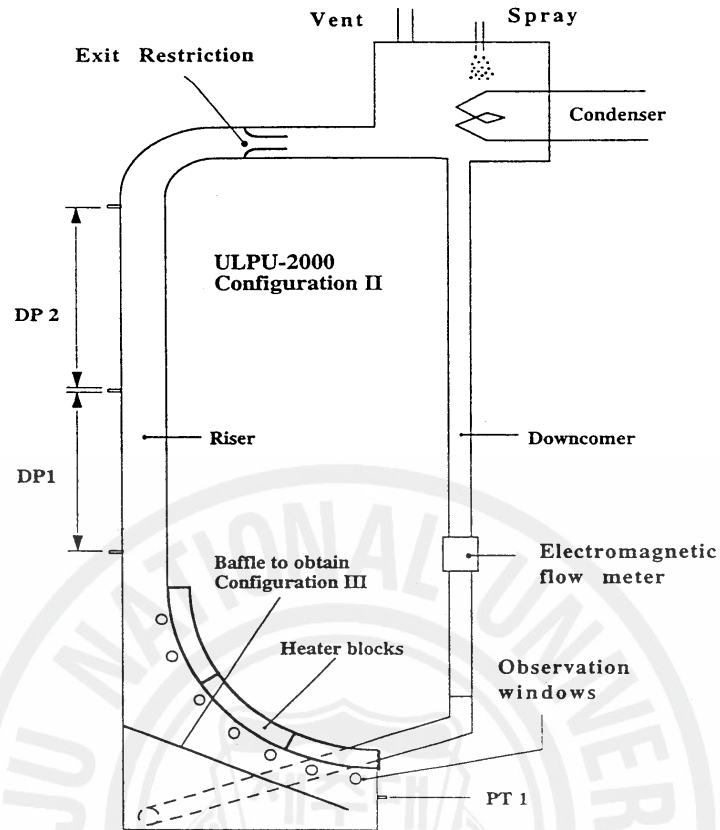


Fig. 3. Experimental apparatus of ULPU-2000 Configuration II, III.

#### 가. Configuration I, II 실험

Configuration I 실험은 원자로를 모의하는 하부반구에 용기의 가장 바닥부분으로부터  $\pm 30^\circ$  지점에 구리블록을 설치, 가열하여 임계열속을 측정하는 실험으로서 임계열속의 실험 상관식을 제시할 수 있었고, Configuration II는 Fig. 3에서 보는 바와 같이 구리블록을 3개로 설치하여 임계열속을 측정하였다. 그 결과 반구의 위치에 따라서 유동형태가 다르게 나타났으며, 이로 인해 임계열속에 변화가 있었다. 특히  $90^\circ$  지점에서 임계열속이 가장 크게 나타났다.

#### 나. Configuration III, IV, V 실험

Configuration III, IV 실험은 단열재의 영향을 파악하기 위한 것으로 Configuration III 실험은 평면 baffle의 단열재를 설치하였을 경우, 그리고



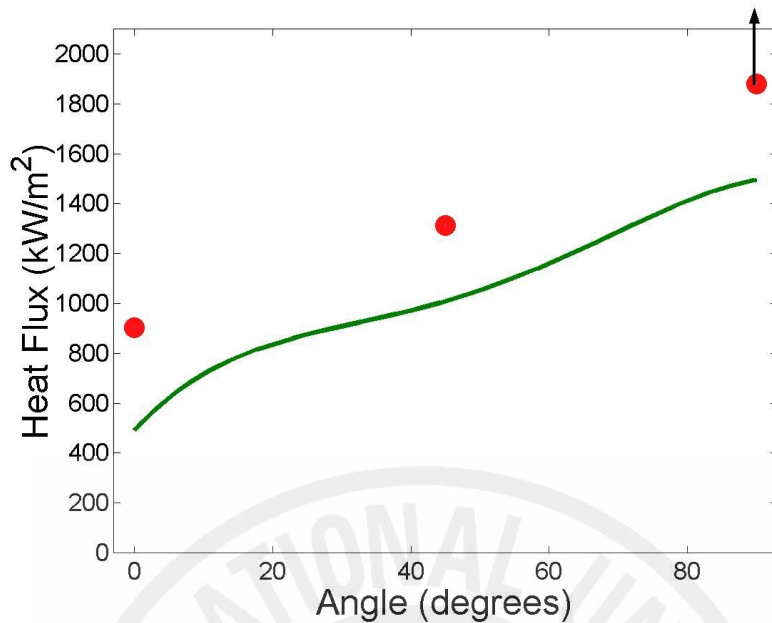


Fig. 4. Comparison of results between Configuration III and Configuration IV.

Configuration IV 실험은 반구형 baffle의 단열재를 설치하여 유로를 개선하였을 경우 임계열속을 측정하였다. 이 결과 Fig. 4에서 보는 바와 같이 임계열속이 1.8~2.0MW/m<sup>2</sup>까지 상승할 수 있었다.

Configuration V 실험은 AP1000의 원자로 외벽냉각을 평가하기 위한 것으로 실험 결과 냉각수가 원자로 외벽 하반구로 유입되는 노즐이 이상유동 현상의 안정성에 영향을 끼쳤으며 baffle의 유선형 설계가 임계열속 증진에 주요인자임이 확인되었다.

### (3) KAIST 임계열속 실험

한국과학기술원(KAIST)에서는 APR1400 원자로 용기 하부헤드를 실제 규모로 모의할 수 있는 slice 형태의 2차원 실험장치를 구축하여 임계열속과 이상유동특성에 대해서 연구하였다[Y. H. Jeong, S. H. Chang, and W. P. Baek, 2003].

#### 가. 실험장치

실험부는 가열면 폭이 0.2m, 길이가 약 4m의 2차원 형상으로 Fig. 5에 나타나



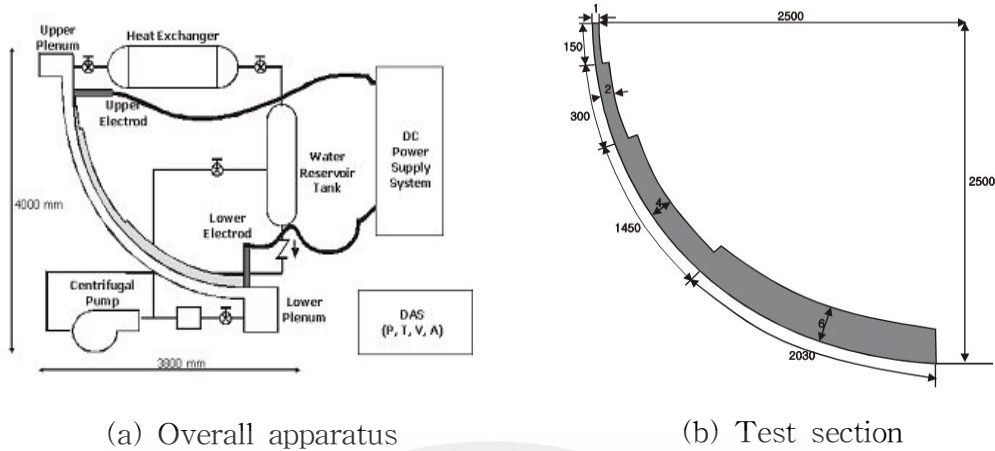


Fig. 5. CHF experimental apparatus.

있다. 열속의 공급은 직접 실험 시편의 양단에 직류전원(40V, 5000A)을 연결하여 직접 가열하였고, 그 크기는 실험 시편의 두께에 따라 다르며 최대 약 30MW이다. 이 실험에서는 냉각수의 유동이 자연순환 방식이 아니라 펌프를 이용하여 유량의 크기에 따른 임계열속을 측정하였다. 실험 조건은 냉각수의 아냉각도가 약 2~25℃이며, 냉각수의 질량유속은 최대 300kg/m<sup>2</sup>·sec까지 가능하도록 하였고, 냉각수로 사용된 물은 부식포 필터와 활성탄 필터를 사용하여 여과하였는데, 일부의 미네랄이 포함된 것이다. 임계열속의 판단은 K형 열전대를 이용하여 측정된 온도가 급격하게 상승하게 되었을 경우와, 최종적인 육안 관찰로서 가열면 표면이 붉게 가열되는 것이 확인될 경우로 하였다.

#### 나. 실험결과

질량유속에 따라 비등현상을 관찰하고 임계열속을 측정해본 결과, 아냉각도가 14K보다 작고, 질량유속이 약 100kg/m<sup>2</sup>·sec보다 작은 경우 낮은 열속에서는 위치가 90°근처에서만 비등이 발생하였으며, 질량유속을 더욱더 증가 시 비등이 전 영역으로 확대됨과 동시에 슬러그가 활발하게 발생하였다. Fig. 6는 질량유속 및 아냉각도에 따라 임계열속을 나타낸 것으로, 질량유속 및 아냉각도가 증가함에 따라 임계열속의 크기는 증가하였다.

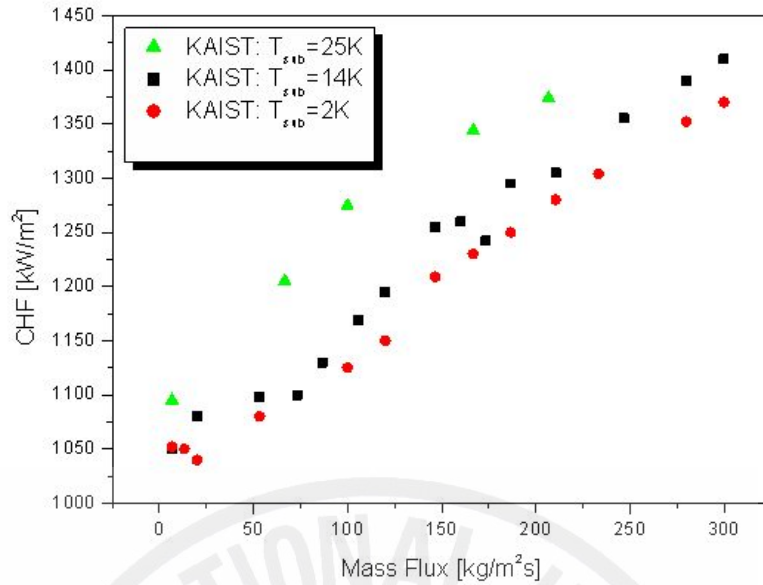


Fig. 6. CHF experimental result.

## 2) 자연순환 이상유동의 특성에 관한 연구

### (1) 자연순환 이상유동에 관한 실험적 연구

미국 국립 아르곤(Argonne) 연구소에서는 경수로(LWR)에서 소형냉각재상실사고(SBLOCA) 시 발생하는 자연순환 이상유동이 어떠한 거동을 보이는지 알아보기 위해 실험 연구를 수행하였다[J. Hsu et al, 1998]. 특히 Hot leg에서 유량과 U-tube에서 유동종결(flow termination)이 몇 가지 실험변수에 대하여 어떻게 영향을 받고, 유동이 안정될 수 있는 조건을 파악하는데 연구의 중점을 두었다.

#### 가. 실험장치

작동유체로 물-질소(water-nitrogen)의 이상유동을 이용하였고, Fig. 7에서 보는 바와 같이 주 실험 장치는 가스주입장치, U-tube, 가스분리탱크(gas separator), 마찰저항 조절밸브(friction valve), 팽창탱크(expansion tank)로 구성하였다. 우선, 노심의 역할을 하는 가스주입구의 가스는 재순환 된 냉각수와 함께 이상유동을 형성하고, 상승하여 U-bend에 이르게 된다. 그 후 가스분리탱크(gas separator)에서 가스는 외부로 방출이 되고 냉각수는 재순환하는 과정을 거친다.

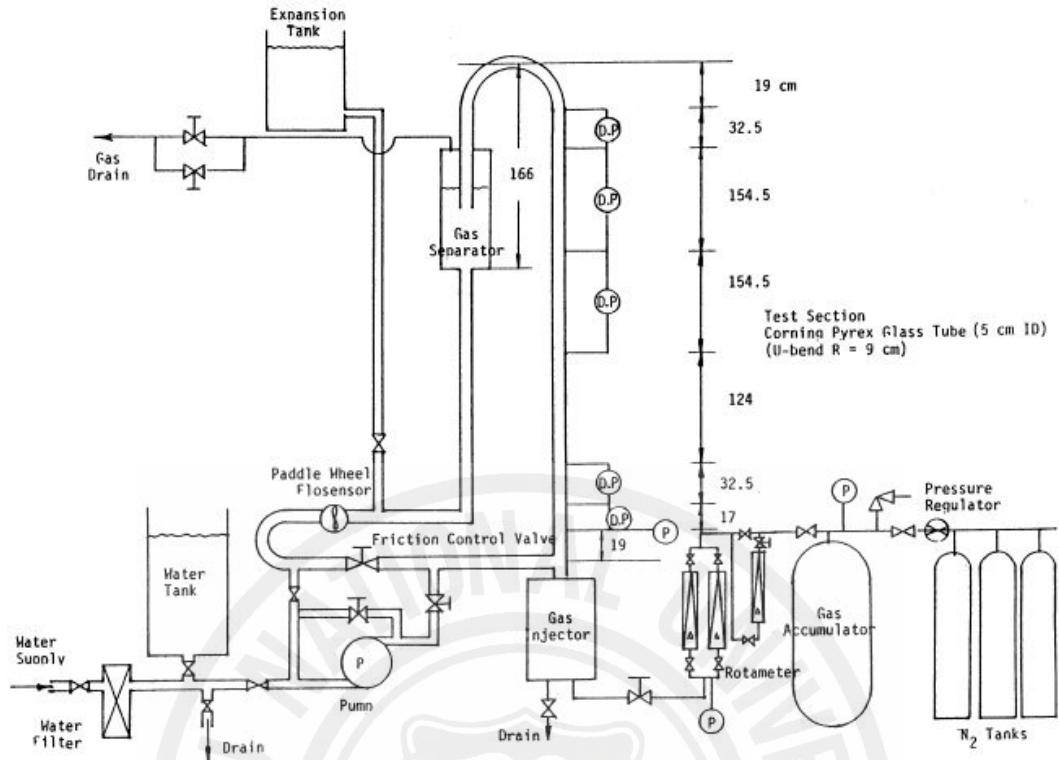


Fig. 7. Overall loop schematics of Hot leg U-bend simulation experiment.

실험 변수로는 가스유량, 유입구 구조, 가스분리탱크의 수위, 그리고 마찰저항 조절밸브의 개방정도 등으로 Table 1에 나타나 있으며, 이에 따라 냉각수의 순환 유량, 유동진동주기(flow oscillation period)를 측정하였다.

#### 나. 실험결과

자연순환 유량은 유동양식이 chum-turbulent 유동보다 bubbly 유동일 경우에 더 크게 나타났다. 또한, 가스주입량, 가스분리탱크의 수위, 마찰저항 조절밸브의

Table 1. Parameter range of Argonne experiments.

Experimental parameters	
Gas flow rate(cm/sec)	0~50
Friction valve opening	1, 1/4, 3/16, 1/8
Separator water level(cm)	18, 45, 80
Horizontal section length(cm)	0, 15, 91

개방이 증가할수록 냉각수 자연순환 유량은 증가하였는데, 다만 가스주입량과 마찰저항 조절밸브의 개방에 대해서는 증가하다가 다소 완만해지는 경향을 보였다.

유입구 구조에 대해서는 수평관의 존재로 유동의 방향이 바뀌면서 bubble의 사이즈가 증가하여 slug 유동이 발생하였고, 이 때 U-bend에서는 간헐적인 유동을 볼 수 있었는데 가스분리탱크에 충분한 수두가 없으면 유동종결(flow termination)이 발생할 수 있음을 확인하였다. 또한, 공기유량을 감소시키면 발생하는 유동종결(flow termination) 시 큰 진폭을 가지는 oscillation이 관찰되었는데, 이 주기는 10~25초로서 냉각수의 유동저항의 증가로 안정화 될 수 있었다.

이러한 실험결과로서 자연순환 유량을 결정하는데 가스분리탱크의 수위와 유동저항이 중요한 역할을 하고, 유동의 불안정성은 유동 양식에 따라 그 특성이 다르며, 이것은 냉각수 유동 저항의 증가로 안정화될 수 있음을 확인할 수 있었다.

## (2) 개방형 자연순환 루프에서의 불안정성에 관한 연구

한국과학기술원에서는 개방형 자연순환 루프에서 발생할 수 있는 불안정성에 대하여 연구하였다[I. S. Kyung and S. Y. Lee, 1996]. 특히 여러 가지 실험운전 조건에 대하여 각 불안정성이 발생하는 메커니즘과 그 특성에 관하여 실험 및 해석을 수행하였다.

### 가. 실험장치

장치는 Fig. 8에서 보는 바와 같이 자연순환 이상유동을 발생시키기 위한 루프, 히터, 컨덴서, 그리고 이를 연결하는 관으로 구성하였다. 작동유체는 물-프레온(water-freon113)의 이상유동을 이용하였고, 루프와 컨덴서의 직경은 각각 1.66, 20cm로 하였다. 이 루프는 컨덴서가 대기에 개방되어 있고, 직경이 크므로 비등에 의한 교란이 컨덴서에서 사라진다는 특징이 있다. 실험 변수는 마찰저항 밸브의 개방정도, 냉각수의 아냉각도, 공급열속으로 그 크기는 Table 2에 나타나 있다.

### 나. 실험 및 해석결과

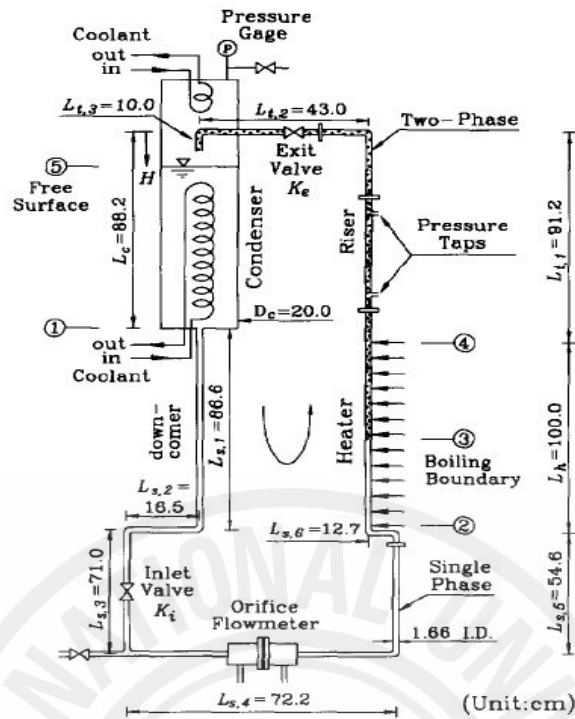


Fig. 8. Schematic diagram of natural circulation loop.

본 연구에서는 공급열속과 냉각수의 아냉각도에 따라 자연순환모드(natural circulation mode)를 비교하였고, 자연순환 이상유동의 불안정성에 대한 유입구 및 유출구 저항의 영향을 조사하였다.

그 결과, 각각의 운전조건에 대하여 유동의 자연순환모드를 시간에 따른 압력, 냉각수 유입구속도, 기포율의 변화에 대한 주기를 이용하여 구별하였는데 Fig. 9에서 보는 것처럼 4가지의 순환모드를 확인할 수 있다.

C-C모드는 이상유동 자연순환으로서 연속적이고 안정된 유동이다. 비 연속적

Table 2. Parameter range of KAIST experiments(I).

Experimental Parameters		
Heat Flux	0~45kw/m <sup>2</sup>	
Coolant Inlet Subcooling	0~45℃	
Frictional Resistance	Coolant Inlet(K <sub>i</sub> )	7.7, 134
	Coolant Outlet(K <sub>e</sub> )	41, 134



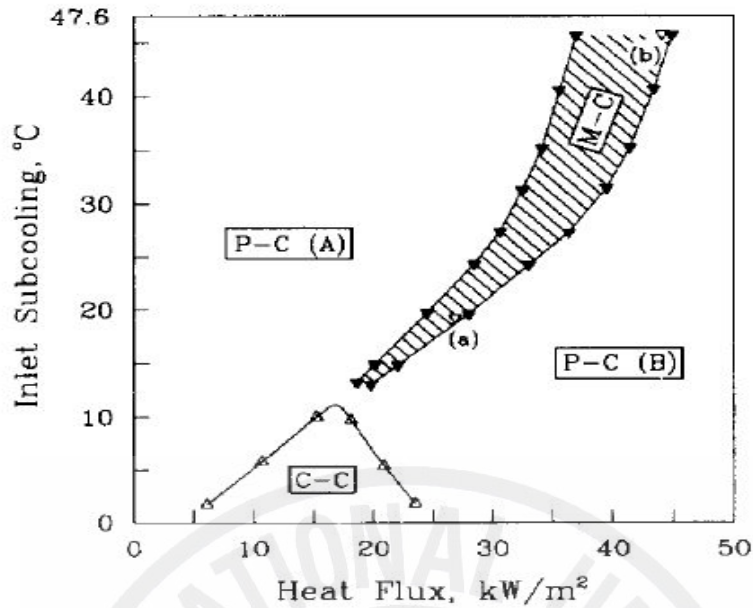


Fig. 9. Typical instability map( $H=15\text{cm}$ ,  $K_f=134$ ,  $K_e=41$ ).

인 유동으로 P-C(A), P-C(B), M-C가 있는데, 이중에서 M-C는 비 주기적이고, 주어진 열속에서 2개 이상의 유입구 속도가 존재하고 일정치 않다. 즉 이 영역이 이탈불안정(excursive instability)영역으로 간주할 수 있다.

P-C(A)는 주기적인 유동으로 열속에 비하여 냉각수의 아냉각도가 낮기 때문에 비등이 일어나기 전에 잠복기(incubation period)를 가진다. 한편, P-C(B)는 열속이 높아서 바로 비등이 일어나며 기포율, 냉각수 유입구속도의 진동범위가 크고 주기가 짧다.

유량은 유동이 C-C영역이고 냉각수의 아냉각도가 작을수록 더 커졌다 그리고, 아냉각도가 12도 이상이면 C-C영역을 찾아볼 수 없었고, Fig. 10과 같이 M-C영역은 유입구저항이 감소할수록, 그리고, 배출구 저항이 증가할수록 넓어졌다. 그리고 실험과 해석적인 계산을 비교해 본 결과, 주어진 heat flux에서 inlet velocity와 inlet subcooling 모두 예측한 값보다 실험값이 낮지만 비슷한 경향을 보였다.

※ 용어설명

① C-C[Continuous Circulation]

Inlet Subcooling이 낮을 때 발생하며 Void Fraction과 Inlet Velocity가 일정하

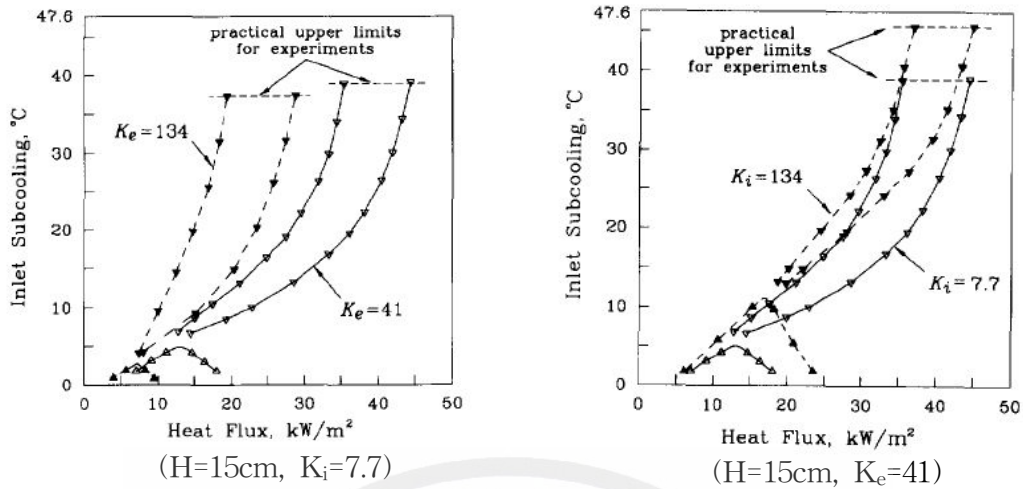


Fig. 10. Effects of flow restriction on flow instability.

고 Flow Oscillation이 거의 없다.

② P-C(A)[Periodic Circulation]

낮은 열속조건에서 일어나며 유동진동(flow Oscillation)현상은 히터지점에서 다음과 같은 과정을 거친다. 여기서 Subcooled liquid와 saturated liquid사이의 주기를 잠복기(Incubation period)라 한다.

Subcooled liquid ⇒ saturated liquid ⇒ 비등 ⇒ fluid 분출 ⇒ Subcooled liquid

③ P-C(B)[Periodic Circulation]

높은 열속조건에서 일어나며 잠복기가 없고 바로 비등이 일어난다. 그래서 기포율은 높은 값에서 진동하고, 또한 냉각수 유입구속도의 진동 범위가 크다.

④ M-C: [Multimode Circulation]

열속, 냉각수 유입구속도가 모두 높은 상태에서 일어나며, 2가지 이상의 유입구속도가 나타난다.

(3) 준-밀폐형 자연순환 루프에서의 불안정성에 관한 연구

본 연구는 이전의 절에서 소개한 개방형 루프에서 발생하는 불안정성 연구의 지속적인 연구로서 이전 연구와 다른 점은 실험장치가 준-밀폐형 루프이라는 점이다. 이 루프의 특징은 단상유동이 가능하고, 팽창탱크의 수위조절을 통하여 시스템의 압력변화를 줄 수 있으며, 히터에서 비등에 의한 엔탈피 및 속도의 변화



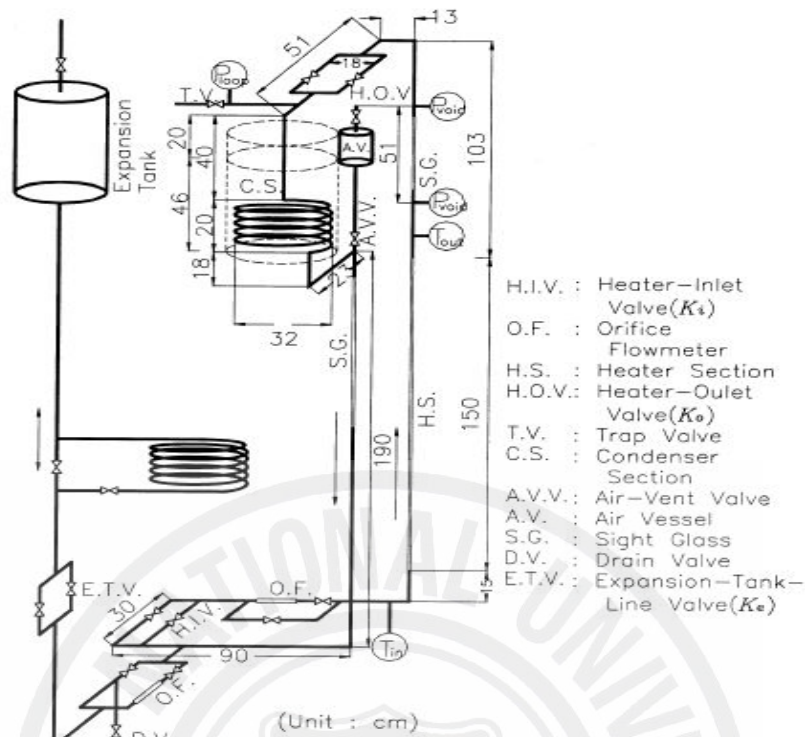


Fig. 11. Schematic diagram of semi-closed two-phase natural circulation loop.

가 루프 전체에 영향을 끼칠 수 있다는 점으로서 여러 가지 불안정성의 특성에 대해서 실험 연구를 수행하였다[J. M. Kim and S. Y. Lee, 2000].

#### 가. 실험장치

실험 장치는 밀폐형 루프에서 대기에 노출된 팽창탱크의 연결된 루프를 유입구 지점에 연결하여 작동유체가 팽창탱크로 출입을 할 수 있도록 하였고, 전체 구성도는 Fig. 11과 같다. 루프의 직경은 1.11cm이고 작동유체는 물을 사용하였다. 실험 변수는 공급열속, 냉각수의 아냉각도, 마찰저항, 그리고 팽창탱크의 길이로서 그 크기는 Table 3에 나타나 있다.

#### 나. 실험결과

개방형 루프의 실험결과와 다른 점은 M-C영역이 두 개의 주기적 순환

Table 3. Parameter range of KAIST experiments(II).

Experimental Parameters		
Heat Flux	0 ~ 100kw/m <sup>2</sup>	
Coolant Inlet Subcooling	0 ~ 80°C	
Frictional Resistance	Coolant Inlet Valve(K <sub>inlet</sub> )	210 ~ 371
	Coolant Outlet Valve(K <sub>outlet</sub> )	10.3
	Expansion Tank Valve(K <sub>exp</sub> )	44.5 ~ 40600
Expansion Tank Line	3.5, 44.5(m)	

(periodic circulation)으로 나누어졌다는 것과, 단상순환유동을 볼 수 있었다는 것이다. 위의 두 개의 주기적 순환모드는 유동의 주기가 짧은 마노메타 진동의 주기적 순환, 그리고 주기와 진폭이 큰 압력강화 불안정인 주기적 순환이다. 시스템은 유동저항이 클수록 즉 유동저항 밸브의 개방정도를 줄이거나, 팽창탱크 라인이 증가함에 따라 안정화되었는데, 이것으로 보아 팽창탱크는 비등, 응축에 의한 압력의 변화를 안정화하는 역할을 한다고 할 수 있다. 또한 팽창탱크의 영향으로 이탈불안정은 발견하지 못했다.

#### 4. 연구의 목적

중대사고 시 원자로 용기 외벽냉각을 통하여 원자로 용기의 건전성을 유지하려는 원자로 용기 외벽냉각(ERVC)에 대한 연구는 대부분 2차원 혹은 3차원의 실규모 실험장치를 이용하여 수행되었다. 그래서 각각의 실험장치에 대한 여러 가지 실험 조건에서 자연순환 유량과 임계열속에 관하여 실험 상관식을 제시하였으나, 그 결과는 열수력학적인 불확실성으로 인하여 각 실험장치의 설계 특성에 의존한다고 할 수 있다. 즉 이상유동에 있어서 두 상간의 상호작용 및 해석적 어려움, 반구 내 노심 용융물 거동의 불확실성, 유로에 대한 복잡성, 3D 현상에 대한 불확실성 등의 복합적인 요소들이 맞물려서 그 물리적 특성을 밝혀내기에는 어려운 점이 존재한다.

한편 원자로 외벽냉각을 성공시키기 위한 중요한 사항은 순환유량과 임계열속과의 상관관계를 도출하는 것뿐만 아니라 순환유량을 증가시키기 위한 여러 인자들의 영향을 평가하는 것도 역시 필요하다. 기존 연구에서 살펴본 바와 같이 자연순환 이상유동에 관련된 인자는 유동저항(flow restriction), 유로에 제공된 수두, 발생된 증기의 양으로 확인되었고, 원자로 단열재의 설계가 유동저항에 큰 비중을 차지함을 알았다. 이와 함께 원자로 용기 외벽냉각 시 원자로 외벽과 단열재 사이에서 발생하는 자연순환 이상유동은 부력에 의해 위로 상승하는 1차원 유동이라고 간주할 수 있어서, 유체의 운동에 대한 해석모델을 적절히 선택한다면 자연순환 유동에 관한 인자들의 영향 평가가 가능하다고 판단된다.

따라서 본 연구에서는 자연순환 유량 평가에 초점을 두어 APR1400 원자로의 높이 1/2, 그리고 유로의 면적은 1/238 크기의 1차원적인 실험장치를 구축하여 실험 연구를 수행하였고, 또한 경험적인 상관식을 바탕으로 한 1차원 드리프트 플럭스 모델(drift flux model)을 이용하여 해석 연구를 수행하였다. 이를 통하여 자연순환 유량에 중요한 변수로 작용하고 있는 냉각수 유입구와 배출구의 크기, 원자로 외벽에서 발생하는 증기의 유량, 냉각수 배출구의 높이에 대하여 자연순환 유량을 평가하는 것이 주목적이다. 아울러 실험 및 해석결과를 실제

APR1400원자로 외벽냉각 평가에 적용할 수 있는 방안을 찾고, 이를 검증하고자 한다.



## II. 실험장치 및 실험결과

### 1. T-HERMES-1D 실험장치

원자로 용기 외벽냉각 조건에서 자연순환 유동을 평가하기 위해 APR1400원자로에 대한 Cheung의 상사해석[F. B. Cheung and L. C. Liu, 1999]을 기초로 하여 T-HERMES-1D(Thermo-Hydraulic Evaluations of Reactor vessel cooling Mechanism by External Self-induced flow-1 Dimension) 실험장치를 구축하였다. 실험장치의 높이와 원자로용기와 단열재 사이의 면적은 각각 APR1400원자로의 1/2, 1/238로 축소되었으며, 물탱크와 주실험부의 상부가 대기에 노출된 개방형 루프시스템(open loop system)이다. 자연순환 이상유동의 형성은 실험장치에 물을 채워 넣어서 공기를 주입하는 방법으로 하였다. 실험 변수는 유입구/배출구 면적, 공기주입량, 배출구의 높이, 그리고 공급수두이며 그 크기는 Table 4에 나타나 있다.

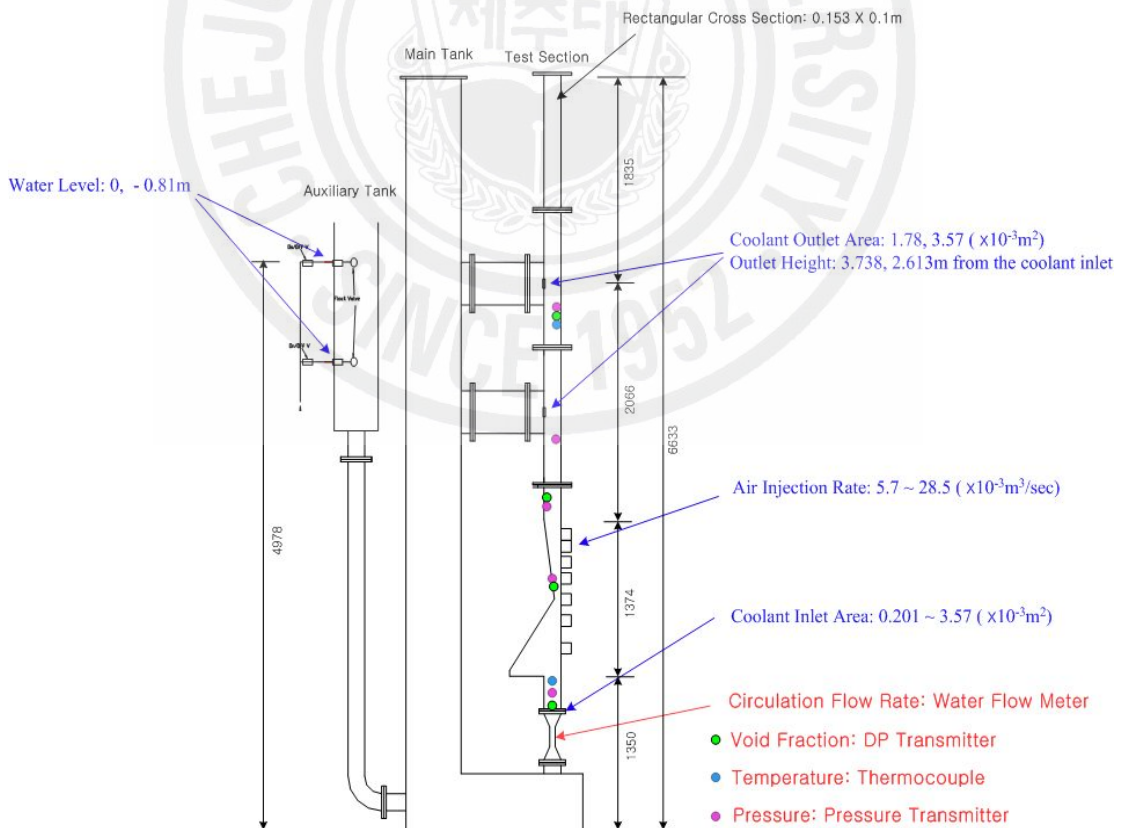


Fig. 12. Schematics of T-HERMES-1D Facility(Unit: mm).

Table 4. Range of T-HERMES-1D experimental parameters.

Experimental Parameter, Unit	Size	Base
Inlet Area, $\times 10^{-3} \text{m}^2$	0.201, 0.314, 0.630, 1.05, 1.89, 3.57	-
Outlet Area, $\times 10^{-3} \text{m}^2$	1.78, 3.57	-
Outlet Height, m	3.384, 2.259	0.354m Upper Point from the Coolant Inlet
Air Injection Rate, %	10 ~ 50	100%=0.0565m <sup>3</sup> /sec
Liquid Level in Water Tank, m	3.571, 2.761	0.354m Upper Point from the Coolant Inlet

실험장치의 구조는 Fig. 12와 같이 주 실험부, 물탱크, 공기주입계통으로 나누어진다.

#### 1) 실험장치의 구성

##### (1) 주 실험부

원자로 용기와 단열재 사이의 간극에서 자연순환 이상유동을 모의하기 위한 장치로 냉각수 유입구에서부터 배출구까지가 주 실험부이다.

크기가 0.153×0.1m인 직사각형 유로는 자연순환 이상유동의 통로역할을 하는 것으로, 채널의 간극은 Cheung의 상사해석[F. B. Cheung and L. C. Liu, 1999], 즉 원자로의 반경을 1/2로 축소를 한 경우 채널의 간극은  $1/\sqrt{2}$ 로 축소해야 한다는 상사율을 이용하여 0.153m의 크기를 얻었고, 너비는 원자로의 둘레의 길이를 0.1m로 설정하여 1차원으로 설계하였다.

이 결과 높이에 따른 유로의 면적을 살펴보면 Fig. 13과 같으며, 원자로 상부에서는 일정한 값이다. 그러나 원자로 하반구 부근에서는 높이방향으로 유로의 간극의 길이가 점선처럼 변해야하지만 실제 설계 시 선형적으로 변하는 것으로 하였다. 따라서 shear key가 설치되어 있는 지점(최소간극지점)의 간극이 가장 작으며 그 크기는 0.058m이다.



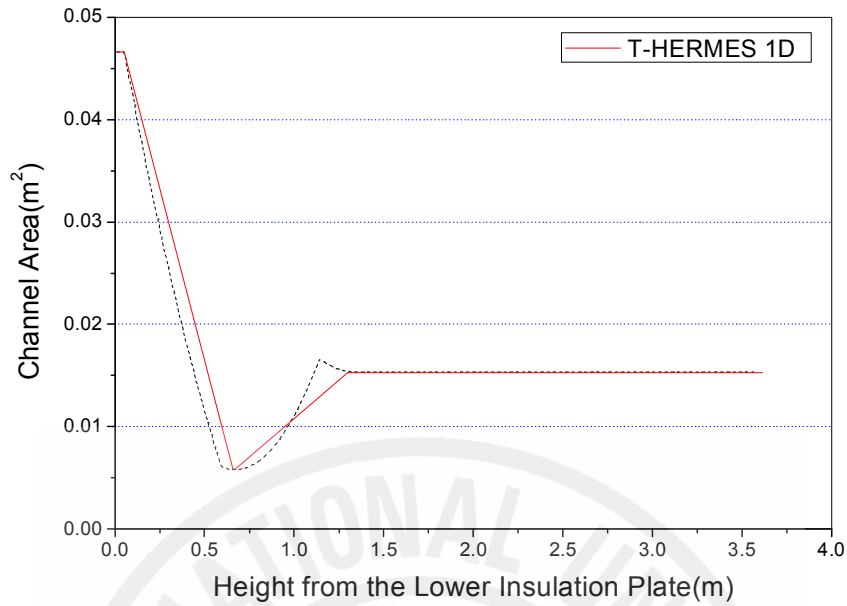


Fig. 13. Channel area distribution of T-HERMES-1D test section.

실험장치의 주 재질은 스테인리스 스틸이고, 양쪽 벽면에 PC(polycarbonate)판을 설치하여 자연순환 이상유동을 관찰할 수 있도록 하였다. 배출구의 높이는 2가지의 경우로 실험이 가능하며 배출구의 형상은 직사각형으로 가로×세로의 크기는 각각 43.6×81.8mm, 21.8×81.8mm이다. 냉각수 유입구는 두께 8mm의 원형의 오리피스를 이용하였고 실험의 각 경우마다 오리피스를 바꾸어 끼울 수 있도록 하였다.

공기주입 계통 및 벽면가열 계통을 통하여 자연순환 이상유동 형성 시 유동의 부피-평균 기포분율(volume-averaged void fraction)을 평가하기 위하여 최소간극 지점(높이 0.980m), 상부 배출구 입구지점(높이 3.405m), 그리고 공기주입구 출구지점(높이 1.780m)에 3개의 차압계를 설치하였다(설치높이 기준: 유입구 지점). 또한 주 실험부의 높이에 따른 절대 압력을 측정하기 위해서 Fig. 12과 같이 유입구, 2개의 배출구 각 입구, 최소간극, 공기주입구 출구지점에 절대압력계 5개를 설치하였다.

(2) 물탱크

원자로 단열재 밖의 냉각수 풀(pool)을 모의하기 위한 것으로 주 실험부보다 유로 면적이 큰 주 물탱크와 보조 물탱크 2개를 설치함으로써 일정한 수두를 주 실험부에 공급하도록 하였다. 이 중 보조 물탱크는 일정한 수위를 유지하는 역할을 하며, 높이가 다른 플로우트(float) 밸브 2개가 설치되어 2가지의 실험 수위가 가능하다. 그리고 주 실험부에서 이상유동의 수위가 진동(fluctuation)함에 따라 물탱크에서도 공급수두가 변할 수 있으므로 각 물탱크에 가시화가 가능한 투명관을 설치하여 수위를 확인할 수 있도록 하였다. 또한, 주 실험부로부터 흘러나온 물의 양을 측정하기 위해서 물탱크 하부와 유입구 사이에 터빈 유량계(turbine flow meter)를 설치하였고, 이 유량계가 순환유동에 저항을 끼칠 수 있으므로 차압계 1개를 이용하여 유량계 양단의 차압을 측정하였다.

(3) 공기주입 계통

원자로 내 노심용융물의 붕괴열 의해서 원자로 용기 외벽에서 발생하는 비등을 모의하기 위한 것으로, 물이 채워진 실험장치에 공기를 주입하여 모의하였다. 공기주입량은 냉각수가 포화수라는 조건과 누설되는 열속이 없다는 가정을 하여 다음의 식에 의해서 결정하였다.

Table 5. Calculation of air injection rate from using MAAP4 results[J. W. Park, D. W. Jeong, 1997].

Angle	Height (m)	Area (m <sup>2</sup> )	Heat Flux (MW/m <sup>2</sup> )	Heat Power (kW)	Air Injection Rate(m <sup>3</sup> /min)	No. of Air Injector
0~45.7	0.385	0.0385	0.2140	8.239	0.0062	2
45.7~70.6	0.468	0.0468	0.5904	27.63	0.0201	2
70.6~79.1	0.182	0.0182	0.7943	14.46	0.0296	3
79.1~88.3	0.205	0.0205	1.2717	26.07		
Total	1.240			76.40	0.0565	7

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

여기서 하반구에 가해지는 열속(heat flux)  $q''_w$ 의 크기는 원자로 반구의 위치에 따라 다르며 본 연구에서는 APR1400원자로에 대한 MAAP4계산 결과[J. W. Park, D. W. Jeong, 1997]를 이용하였다. 공기주입구간의 길이는 1.240m로서 높이에 따라 주입량이 변하지만, 실제 공기주입장치의 설계 시 공기주입구간의 길이(1.240m)를 3부분으로 나누어서 그 평균값을 사용하였고 계산결과는 Table. 5에 나타나 있다.

이 계산결과를 바탕으로 주입되는 공기의 양을 조절하고, 측정하기 위해 Fig. 14에서 보는 것과 같이 공기주입계통을 설계하였다. 실험장치의 공기주입 구간의 길이는 1.240m로 이 구간 사이에 7개의 공기주입구를 설치하였으며, 이들을 통하여 실험장치에 직접 공기가 주입된다. 주입되는 총 공기의 양은 Glove Valve를 이용하여 조절하였으며 그 양을 측정하기 위해 Glove Valve 후단에 질량식 공기

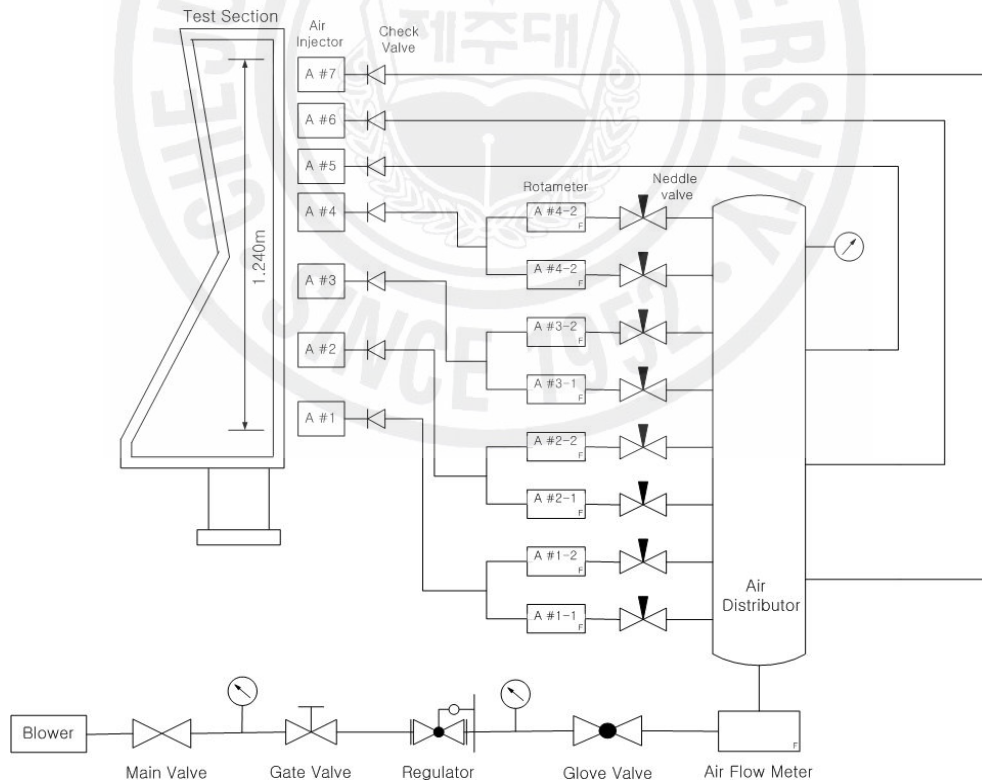


Fig. 14. Schematics of air injection system.

유량계를 설치하였다. 그리고 총 공기의 양을 높이에 따라 분배하기 위해 8개의 로터미터(rotameter)를 이용하였는데, 한 쌍의 로터미터가 공기주입구 1개와 연결되어 유량을 조절하였다. 나머지 3개의 공기주입구로 빠져나가는 공기의 유량은 총 공기의 유량에 로터미터의 유량의 합을 빼준 값으로 하였다.

공기주입구 장치는 투명 아크릴관에 공기가 통과 가능한 Glass Filter(G2)를 장착한 것으로 Fig. 15와 같다.

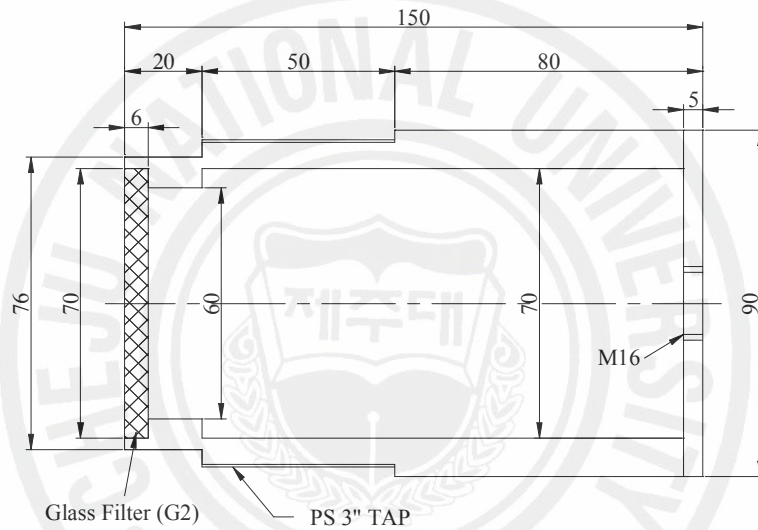


Fig. 15. Air Injector.

## 2) 실험 계측 및 보정

원자로 용기 외벽냉각 시 형성되는 자연순환 유량을 측정하고 이에 관여하는 현상을 파악하기 위해 Fig. 16과 같이 자연순환 유량 및 공기주입량, 기포율, 냉각수 유입구 및 터빈 유량계에 의한 차압, 절대압력 등을 측정하였다.

### (1) 물 유량측정

주 실험부 내부로 공기가 주입될 시 주 실험부에서 형성되는 자연순환 이상유동은 개방된 채널상부와 물탱크를 거치면서 공기는 외부로 배출되고 물은 주 실

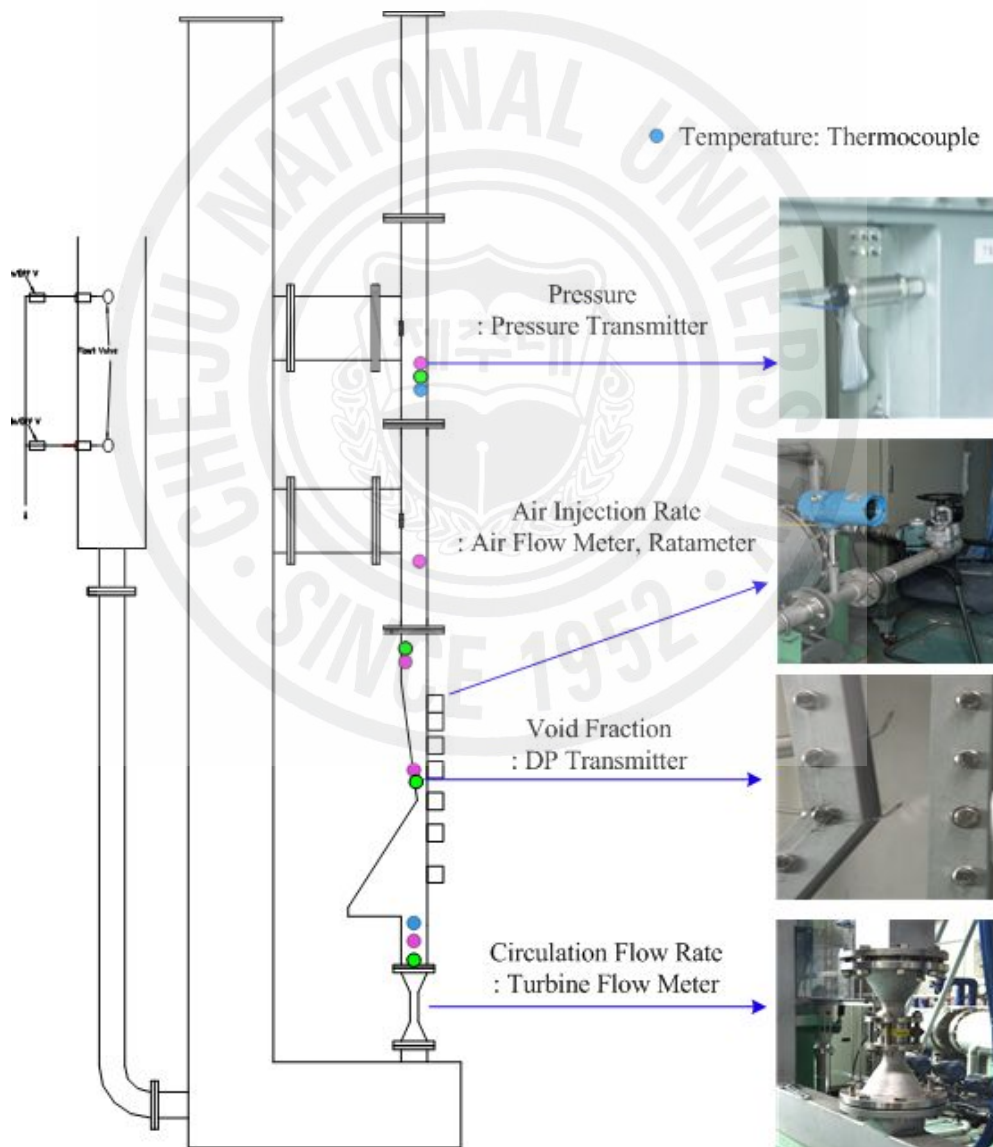


Fig. 16. Experimental measurement.

험부로 재순환 한다. 이 과정에서 냉각수 유입구 전단에 설치된 Turbine type의 물 유량계를 이용하여 순환하는 물의 양을 측정하였다. 이 물 유량계의 공급처로부터 얻은 사양은 운전범위가 5.7~680LPM, 출력전압은 0~5 Volts, 정확도는  $\pm 2.0\%$  이다. 유량의 환산방법은 측정된 Volts 의 범위는 0~5 Volts이고, 여기서 유량의 범위는 5.7~680LPM이라는 사실을 이용하여 Eq. (2)를 이용하였다.

$$Q(\text{LPM}) = (V_m - \text{Offset}) \times (Q_{\text{MAX}} - Q_{\text{MIN}}) / (V_{\text{MAX}} - V_{\text{MIN}}),$$

$$Q_{\text{MAX}} = 680 \text{ LPM}, \quad Q_{\text{MIN}} = 5.7 \text{ LPM}, \quad (2)$$

$$V_{\text{MAX}} = 5 \text{ Volts}, \quad V_{\text{MIN}} = 0 \text{ Volts}.$$

그리고 실험을 수행하기 전에 물 유량계의 정확도를 평가하여 보정이 필요한지를 판단하기 위해 예비실험을 수행하였다. 그 결과 물 유량계를 통하여 빠져나온 물의 질량과 DAS를 이용하여 계산된 물 유량을 비교하여 본 결과 저유량일 때(0~55LPM) 상대오차의 최대값이 2.6%이었고, 이보다 고유량일 때 오차는 감소하는 것으로 평가 되었다.

## (2) 기포율 측정

기포율을 측정하기 위해 설치된 차압기(DPT)는 3개이다. 각각의 차압기는 직경 6mm의 압력유도관 2개가 실험장치에 수직방향으로 연결되어 있고, 그 간격이 약 100mm로서 이 구간내에 부피평균-기포율을 측정하였다. 차압기의 기기명은 Rosemount S3051S Differential Pressure Transmitter로 운전범위는 -4.75 inH<sub>2</sub>O 에서 +4.75 inH<sub>2</sub>O이며, 전원은 DC 24V이다. 그리고 출력은 4~20 mA로서 Volts 값을 전송받는 DAS와 연결하기 위해 250 $\Omega$  저항을 이용하여 1~5 Volts로 변환하였고, DAS에 저장된 출력전압은 Eq. (3)에 의해서 차압으로 환산하였다.

$$V_{\text{DP}} = [\Delta P(\text{inchH}_2\text{O}) + 4.75] \times 2 / 4.75 + 1,$$

$$\Delta P(\text{inchH}_2\text{O}) = (V_{\text{DP}} - 1) \times 4.75 / 2 - 4.75, \quad (3)$$

$V_{\text{DP}}$  : DP 출력전압(Volts),  $\Delta P$  : 차압.

차압의 측정원리를 Fig. 17에서 살펴보면, 저압유도관은 측정위치가 낮으므로 고압유도관보다 더 많은 이상유동의 수두를 계측하고 있어 측정되는 압력은 더



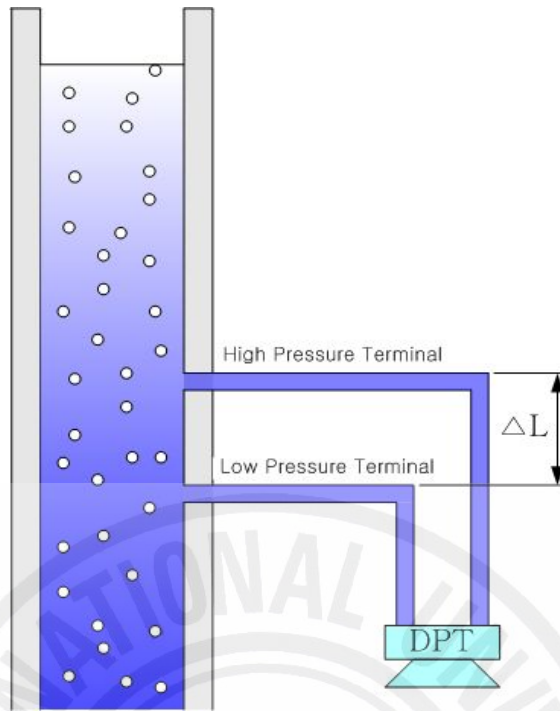


Fig. 17. Measurement of void fraction.

낮으며, 고압유도관은 설치위치가 높아서 이와 반대이다. 이를 이용하면 측정된 차압( $\Delta P$ )을 Eq. (4)에 적용하여 기포율을 구할 수 있다.

$$\Delta P(pa) = \rho_f g \Delta L - \rho_m g \Delta L, \quad \rho_m \equiv \alpha_g \rho_g + (1 - \alpha_g) \rho_f, \quad (4)$$

$$\alpha_g = \frac{\Delta P(inchH_2O)}{\Delta L(inch)} \quad \text{---} \quad (\rho_f - \rho_g \cong \rho_f).$$

차압기의 보정실험 수행은 우선 차압기에 연결된 압력전송 튜브중 하나는 일정수두의 물에 잠기게 하고 다른 하나는 더 높은 수두를 일정하게 공급한다. 그 후 두 압력전송 튜브내에 있는 물의 수위 차를 눈금자를 이용하여 측정하고, DAS를 통하여 계산된 수두와 비교하였다. 이 결과 3개의 차압기에 대해 공급된 수두 차가 0~3.93inch 범위에서 계산된 상대오차는 최대 2.1%로 평가되었다.

그러나 예비실험 도중 압력전송 튜브 내부로 기포가 유입되는 현상이 관찰되었는데, 이러한 현상이 발생하면 차압기에 전송되는 압력은 실제의 압력과 다르게 되어 기포율의 측정오차가 심하게 된다. 그래서 압력전송 튜브 안으로 공기가 유입되는 현상을 방지하고자 가시화가 가능한 압력유도관 내부에 직경 4mm의

테프론 관을 끼워 압력 측정관을 실험장치 내부까지 확장하였다. 이 테프론 관은 열을 가하여 끝을 막은 것으로, 끝단이 위를 향하도록 L 자 형으로 구부렸다. 그리고 압력 유도관의 끝단에 직경 1mm의 구멍 2개를 뚫어 압력을 측정할 수 있도록 하였다.

차압기 각각의 설치위치는 최소간극지점, 공기주입구간 출구지점, 그리고 배출구 입구지점으로, 실험장치 내에 존재하는 L자형의 압력 측정관의 거리가 각각 달라서 보조실험을 통하여 거리를 평가하였다. 그 방법은 L자형 튜브 끝단까지 물을 채운 후 대기상태에서 노출한 조건에서 DAS로부터 계산된 기포율이 1이 되어야 하는 상관관계를 이용, 역으로 환산하여 압력유도관의 거리를 계산하는 것이다. 총 13회의 거리평가 결과로부터, 최소간극지점, 공기주입구간 출구지점, 그리고 배출구 지점은 각각 4.1813inch, 3.9100inch, 3.8238 inch로 나타났고, 오차는 7.3~11%로 나타났다. 오차의 원인으로서는 매 실험마다 L자형의 튜브에 물을 공급할 때 물유입 밸브를 닫는 순간에 일부가 밖으로 빠져나가 일정한 수두를 공급하지 못하기 때문인 것으로 밝혀졌다.

### (3) 공기주입량

총 공기의 양을 측정하는 공기유량계의 기기명은 SIERRA의 Steel-track Mass

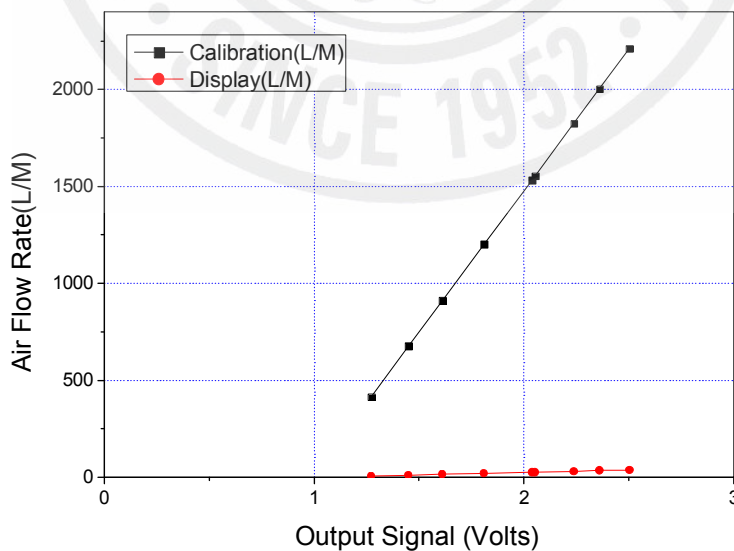


Fig. 18. Calibration results of air flow meter.

Flow meter로 전원과 출력은 각각 AC 220Volts, 4~20mA이다. 마찬가지로 250Ω 저항으로 출력을 1~5volts 로 변환하였다. 운전범위는 0~10,000LPM으로 공기를 흘려보내주었을 때 유량계의 지시값이 아주 낮은 것으로 나타났다. 그래서 한국표준과학연구소에 의뢰하여 보정한 결과, 출력값에 대한 공기 유량의 보정식은 Eq. (5)으로 주어졌다.

$$QA (l/min) = 363.855 \times \left[ \frac{V_a(\text{output volts}) \times 1000}{250\Omega} \right] (mA) - 1432.185 \quad (5)$$

그리고 직접 유량계를 설치하여 출력전압에 대한 공기유량을 확인해본 결과 Fig. 18처럼 나타났으며, 공기유량의 지시값이 너무 낮아 믿을 수 없는 값이지만 DAS에 저장되는 값은 출력전압(Volts)으로 Eq. (5)를 적용하여 공기유량을 계산하였다.

(4) 냉각수 유입구 및 Turbine 유량계에 의한 차압 기포를 측정을 위한 3개의 차압계와는 별도로 유입구와 Turbine 유량계에 의

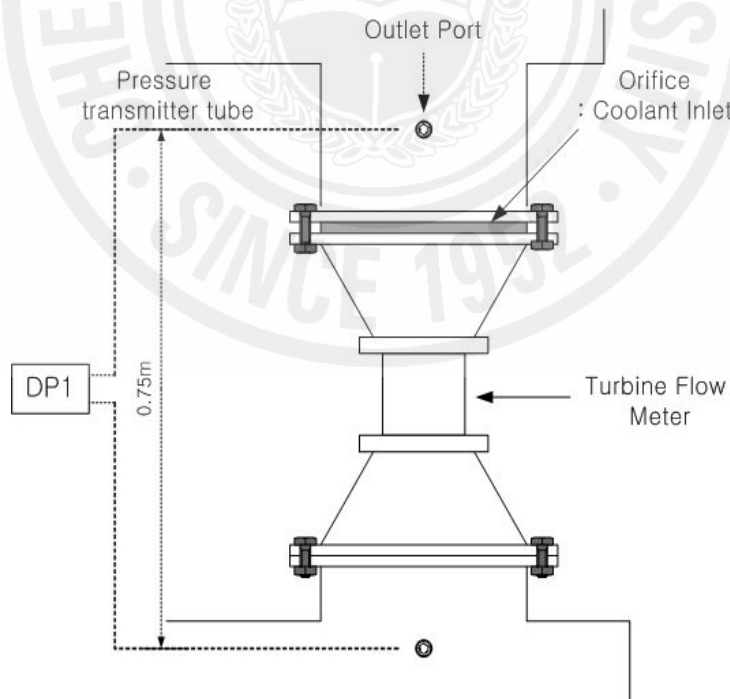


Fig. 19. Measurement of the pressure drop due to the orifice and turbine flow meter.

한 차압을 측정하기 위해 Fig. 19와 같이 1개의 차압계를 설치하였다. 기기명은 Rosemount S3051S Differential Pressure Transmitter로 운전범위는  $-150\text{inH}_2\text{O}$  ~  $+150\text{inH}_2\text{O}$ 이고 전원은 DC 24Volts이다. 출력은  $4\sim 20\text{mA}$ 이며 이를  $250\Omega$  저항을 이용하여  $1\sim 5\text{V}$ 로 변환하여 DAS에 저장한다.

차압계의 보정실험은 기포율 측정을 위한 차압계와 같은 방법으로  $0 \sim 145\text{inH}_2\text{O}$ 의 수두를 공급하여 수행하였다. 이 결과 Fig. 20와 같이 공급수두가  $9.8 \sim 106.7\text{inH}_2\text{O}$  범위에서만 출력전압이 선형적으로 증가하였고, 이외의 공급수두에서는 차압계로서 이용할 수 없는 출력전압을 보였다.

따라서 실험 DATA를 바탕으로 출력전압이 선형적인 구간  $9.8 \sim 106.7\text{inH}_2\text{O}$ 를 운전범위로 하는 Fitting 식을 구해보면 Eq. (6)과 같다.

$$\text{Output Voltage(Volts)} = 0.02954 \times \text{H}_2\text{O Head(inH}_2\text{O)} + 0.73477 \quad (6)$$

여기서 공급수두의 최대값인  $106.7\text{inH}_2\text{O}$ 는 실제 실험 시 공급수두의 약 60%에 해당하며, 위의 식과 그래프에서의 각 점들과의 RMS(Root Mean Square)오차는 0.533으로 계산되었으므로 Eq. (6)는 충분히 이용가능하다.

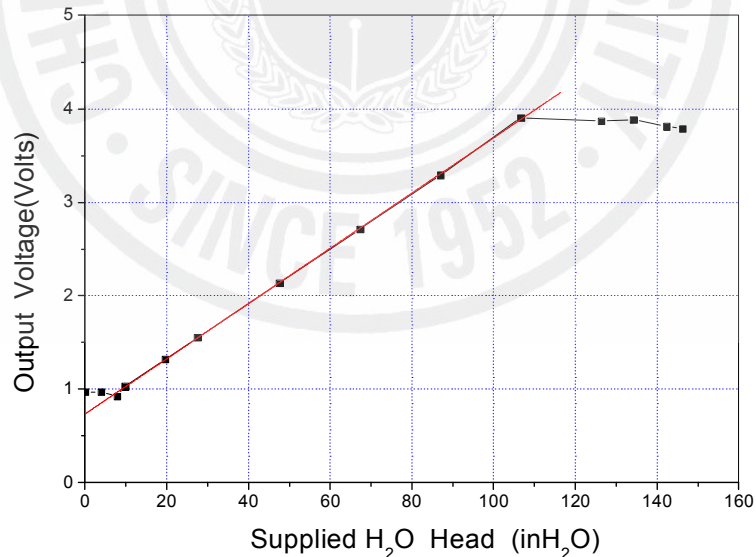


Fig. 20. Output voltage of differential pressure transmitter with supplied H<sub>2</sub>O head.

(5) 절대압력

주 실험부에 절대압력계 5개를 설치하였다. 기기명은 JUMO 404366/000-490-412-511-20-12으로 입력은 5Volts, 출력은 0.5~4.5 Volts, 측정범위는 0~2.5bar이다. 이 절대압력계는 실험조건에서 나타나는 계측범위보다 측정범위가 너무 크고 측정 민감도는 낮아서, 차압계 계측값 등의 백업자료로만 활용하였다.

보정실험은 대기압 조건에서 각각의 절대압력계에 0~3.9m 범위 내에 6가지의 일정 수두를 공급하여 실제 계산값과 측정값을 Eq. (8)에 적용하여 계산한 결과 상대오차는 약 0.32%로 나타났다.

• 수두 단위변환 (X : 압력계 보정 시 가한 수두, cm)

$$X \text{ cmH}_2\text{O} \times \frac{101325 \text{ pa}}{1036 \text{ cmH}_2\text{O}} \times \frac{1 \text{ bar}}{10^5 \text{ pa}} = X \times 9.7804 \times 10^{-4} \text{ bar} \quad (7)$$

• 절대압력계 환산식

$$V_P - V_{offset} = 0.5 + \frac{4}{2.5} \times P(\text{bar}) \quad V_P = 0.5 + \frac{4}{2.5} \times P(\text{bar}) + V_{offset} \quad (8)$$

$$P(\text{bar}) = \frac{2.5[(V_P - V_{offset}) - 0.5]}{4.0}$$

## 2. 실험 결과

Table 4에 제시된 각각의 변수에 대하여 정상상태 시 자연순환 유량과 기포율의 변화에 대하여 알아보았다. 실험은 우선 공기주입 밸브를 충분히 개방한 후, 실험장치에 물을 채워서 자연순환 유동을 형성하였는데, 목표 수위까지 도달하면 곧 정상상태가 되는 것으로 확인되었다.

### 1) 공기주입량 변화의 영향

보조 물탱크 수위(3.571m)와 배출구의 높이(3.384m)를 일정하게 유지한 후, 각각의 유입구 면적에 대하여 공기주입량을 약 10%~50%(100%=0.0565 m<sup>3</sup>/sec)로 변화시킴에 따라 자연순환 유량을 확인하여 보았다. Fig. 21의 (b)는 배출구 면적이 3.57×10<sup>-3</sup>m<sup>2</sup>인 경우로 공기주입량이 증가할수록 자연순환 유량은 증가하였으나 유입구 면적이 작을수록 그 영향은 미비한 것으로 나타났다. 또한 공기주입량에 대하여 자연순환 유량이 증가하는 형상은 유입구 면적이 작을 때는 거의 선형적이거나, 유입구 면적이 커짐에 따라 일정한 값으로 수렴하는 것을 예측할 수

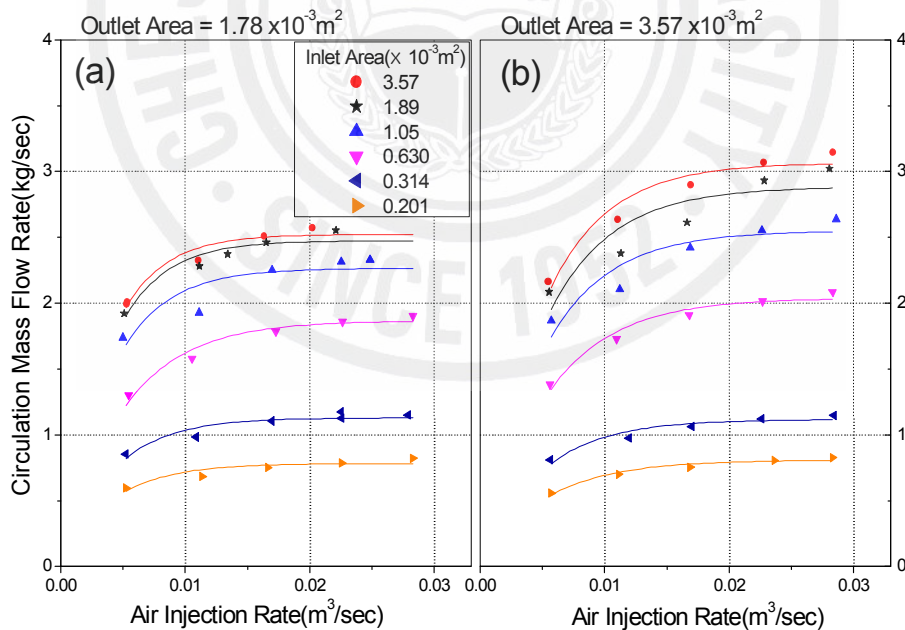


Fig. 21. Effect of air injection rate on circulation mass flow rate at various inlet areas.



있다. Fig. 21의 (a)는 배출구의 면적을 1/2로 줄인 경우이다. 마찬가지로 공기주입량이 커짐에 따라 순환유량은 증가하였고, 유입구 면적이 작은 경우는 그 증가량이 작은 모습을 볼 수 있다. 그리고 그림에서 선으로 표시한 것은 최소자승법 (Least Square Fitting)을 사용하여 자연순환 유량을 공기유량에 대해서 Curve Fitting한 결과로 그 식은 Table 6에 제시하였다. 이것은 실험 시 각각의 실험조건에서 공기유량을 10%, 20%, 30%, 40%, 50%와 같이 정확히 맞출 수 없어 이 값에서 순환유량을 계산하기 위한 것이다. Fitting Curve와 측정결과의 오차는 Fig. 22와 같이 약 10%이내이다.

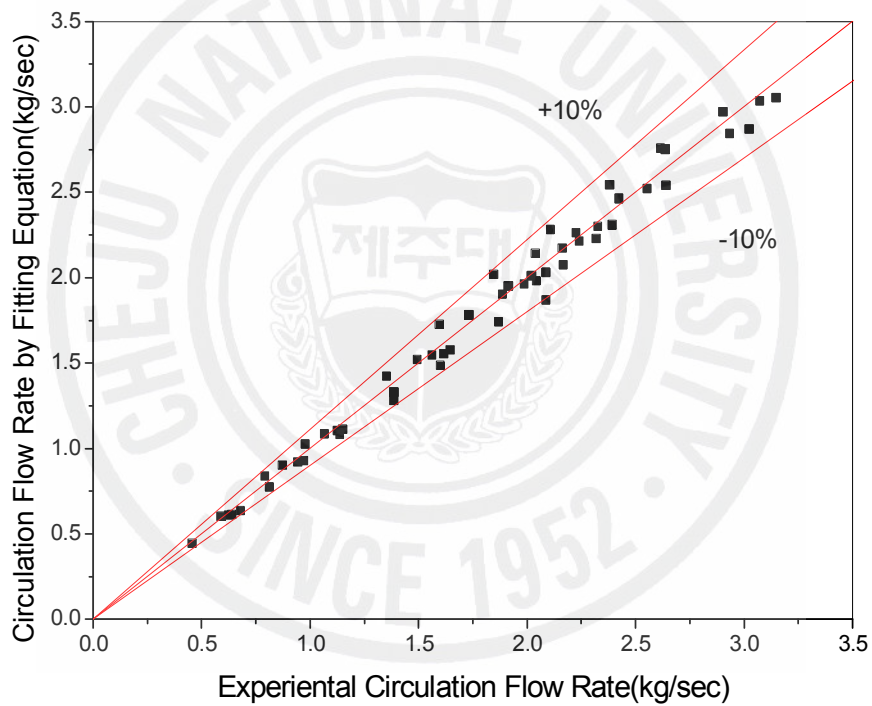


Fig. 22. Error bound of circulation flow rate between fitting equation and experimental data.

Table 6. Curve fitting results for air injection rate.

Fitting Equation : $CF= A[1-\exp(-B \times AR)]$ CF=Circulation Flow Rate(kg/sec) AR=Air Flow Rate( $m^3/sec$ )			
Case		A	B
Inlet Area ( $\times 10^{-3}m^2$ )	Outlet Area ( $\times 10^{-3}m^2$ )		
0.20	3.57	0.8086	194.790
0.314	3.57	1.1175	211.354
0.630	3.57	2.0403	189.265
1.052	3.57	2.5502	202.025
1.892	3.57	2.8846	198.199
3.57	3.57	3.0668	206.522
0.20	0.1785	0.7826	250.173
0.314	0.1785	1.1307	247.24
0.630	0.1785	1.8683	203.100
1.052	0.1785	2.2657	259.94
1.892	0.1785	2.4762	279.297
3.57	0.1785	2.5240	288.757

## 2) 유입구 및 배출구 면적변화의 영향

자연순환 유량에 대한 유입구 면적변화의 영향을 알아보기 위해, 앞서 수행된 공기유량에 대한 Curve Fitting 결과를 이용하여 자연순환 유량을 계산하고, 가로축을 유입구 면적으로 나타내면 Fig. 23과 같다. 여기서 닫힌 기호는 Curve Fitting 식에서 10%, 30%, 50%의 공기유량을 적용한 값이고, 3개의 선은 이 닫힌 기호를 바탕으로 다시 Curve Fitting한 것이다. 이 결과, (a), (b)의 경우 모두 유입구 면적이 증가할수록 자연순환 유량은 증가하다가 수렴값으로 도달하는 것을 볼 수 있고, 공기주입량이 30%, 50%에서 서로 자연순환 유량의 차이가 거의 없음을 볼 수 있다. 그리고 (a)는 (b)보다 배출구 면적을 1/2로 축소한 경우로, 유입구 면적이 작을 때는 두 배출구 면적에 대하여 순환유량은 비슷하지만, 유입구 면적이 커지면 순환유량은 각각의 수렴값에 도달하면서 자연순환 유량의 값이 차이가 나는 것을 확인할 수 있다. 이 차이의 크기는 공기주입량이 50%일 때 자연순환 유량의 수렴값은 약 17% 감소하였다.

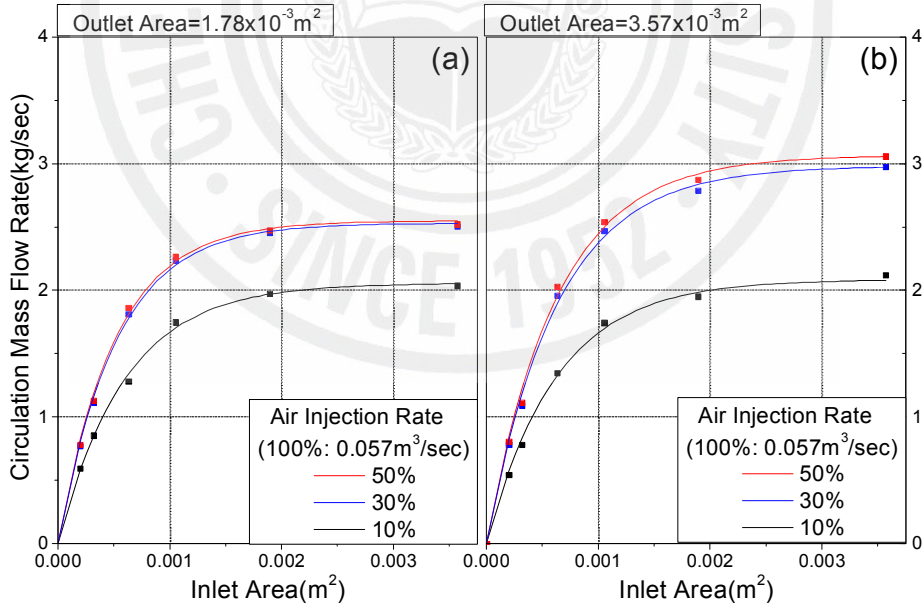


Fig. 23. Effect of inlet and outlet areas on the circulation mass flow rate at various air injection rates.

### 3) 보조 물탱크 수위 변화의 영향

보조물탱크 수위는 3.571m, 2.761m(유입구로부터 0.354m상부지점 기준)의 2가지로 수위는 조절이 가능하며, 주 실험부에 일정한 수두를 공급하는 역할을 한다. 배출구의 면적과 높이를 각각  $3.57 \times 10^{-3} \text{m}^2$ , 2.259m(유입구로부터 0.354m상부지점 기준)로 일정하게 한 후, 자연순환 유량에 대해서 확인하여 보았다. Fig. 24에서 보는 것처럼 물탱크의 수위변화에 대해서 자연순환 유량은 거의 같은 것으로 나타났다. 이러한 원인은 물탱크의 수위를 증가를 시키면 주 실험부로 공급되는 수두는 증가하게 되는 것뿐만 아니라 배출구가 더욱더 물에 침수됨으로써 배출구의 압력 또한 증가하므로 실제 주 실험부에 증가된 수두는 없기 때문이다. 또한 주 실험부에 공급되는 수두를 증가시키기 위해서는 물 수위뿐만 아니라 배출구의 높이도 증가하여야 한다는 사실을 알 수 있으며, Fig. 21의 (b)와 Fig. 24의 (b)를 비교해보면 확인할 수 있다.

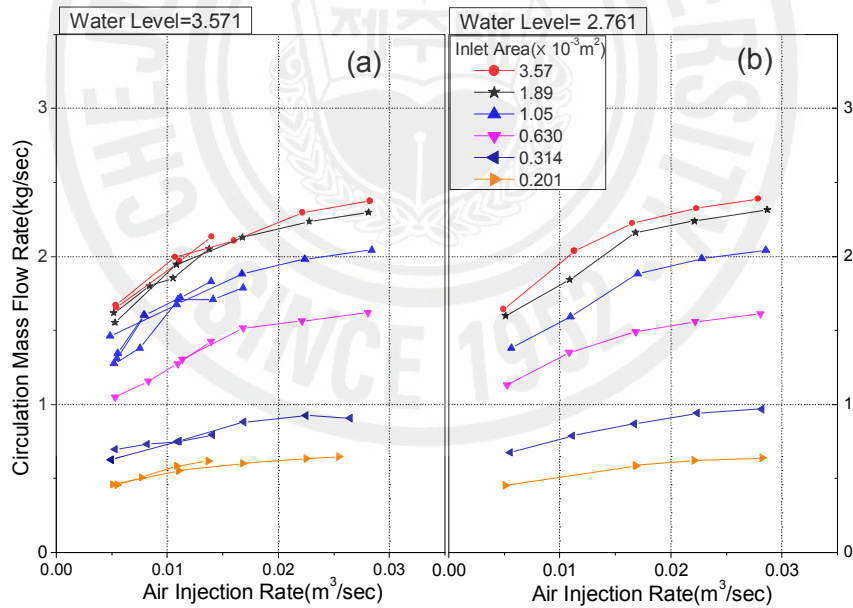


Fig. 24. Effect of liquid level variation in water tank on circulation mass flow rate at various inlet areas.

4) 배출구 높이 변화의 영향

물탱크의 수위와 면적을 각각 3.571m,  $3.57 \times 10^{-3} \text{m}^2$ 으로 고정한 후, 물에 잠겨있는 2가지의 배출구 높이에 대해서 자연순환 유량을 비교하면 Fig. 25와 같다.

오른쪽 그림 (b)는 왼쪽 그림 (a)보다 배출구이 높이가 1.125m 더 낮은 경우의 실험 결과로서 자연순환 유량은 감소하였다. 이것은 배출구 높이가 낮아지면, 배출구 높이까지의 주 실험부와 물탱크의 압력차가 작아지기 때문이다.

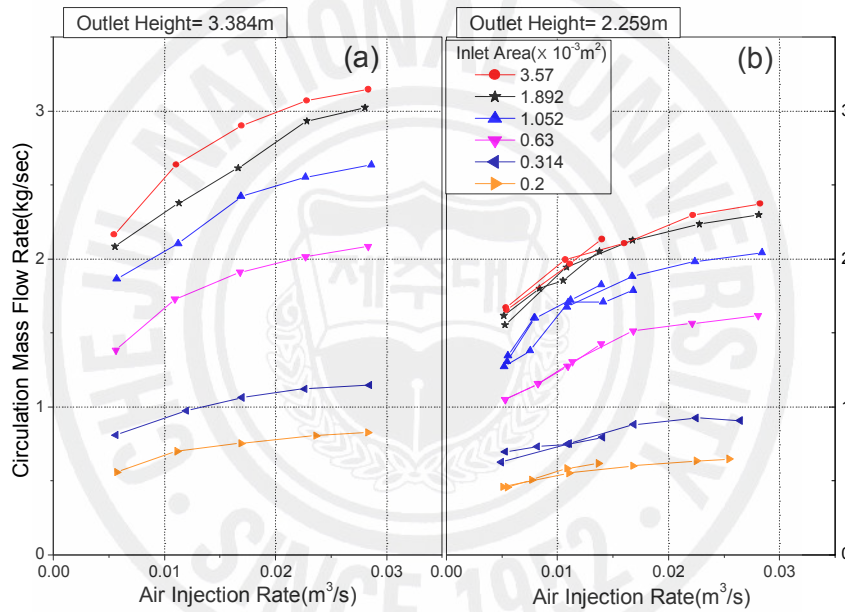


Fig. 25. Effect of outlet height on circulation mass flow rate at various inlet areas.

### III. 해석방법 및 해석결과

#### 1. 해석 방법

T-HERMES-1D 실험장치에서 발생하는 자연순환 이상유동의 유량을 예측하고, 실험 인자를 평가하기 위해 1차원 드리프트 플럭스 모델(drift flux model) [M. Ishii, 1977]을 이용하여 해석을 수행하였다.

##### 1) 가정

본 해석에 사용된 가정은 다음과 같다.

- 유동은 1차원 정상상태이다.
- 이상유동 구간에서는 드리프트 플럭스 모델을 적용한다.
- 주입되는 공기와 유체의 온도는 같고 변하지 않는다.
- 물탱크에서 유동은 정지상태이다.
- 유체내의 점성에 의한 운동량 손실은 무시한다.

##### 2) 지배방정식

실험장치의 주 실험부는 유로의 길이보다 관의 직경의 아주 작으므로 1차원으로 해석이 가능하다. 그리고 이전의 가정으로부터 에너지 평형식을 고려할 필요가 없으며 질량 및 운동량 보존식은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

질량 보존식:

$$\dot{m} = \dot{m}_g + \dot{m}_f \cong \dot{m}_f \quad (9)$$

운동량 보존식:

$$\begin{aligned} \frac{\partial p}{\partial z} = & -\langle \rho_m \rangle \overline{u_m} \frac{\partial (\overline{u_m})}{\partial z} - \langle \rho_m \rangle g_z - \frac{f_m}{2D} \langle \rho_m \rangle \overline{u_m}^2 \\ & - \frac{\partial}{\partial z} \left[ \frac{\langle \alpha_g \rangle \rho_g \rho_f}{(1 - \langle \alpha_g \rangle) \langle \rho_m \rangle} \overline{u_{gj}^2} \right] - \frac{\partial}{\partial z} \sum_k COV(\alpha_k \rho_k u_k u_k) \\ & - \frac{\partial}{\partial z} \sum_i \left( \frac{1}{2} K \langle \rho_m \rangle \overline{u_m}^2 \right). \end{aligned} \quad (10)$$



Eq. (9)에서 순환하는 물의 질량에 비해 주입되는 공기의 질량이 매우 작으므로 이상유동 순환 질량은 액상의 질량으로 근사할 수 있다. 질량 보존식과 함께 운동량 보존식을 풀어서  $\overline{u_m}$ 을 구하기 위해서는 각각의 변수를 실험 조건 및 가정에 맞게 정의할 필요가 있다. 이를 위해 Eq. (10)의 모든 변수 중  $\rho_g$ ,  $\rho_f$ ,  $z$ ,  $D$ 를 제외한 나머지 변수들  $f_m$ ,  $\overline{u_{gj}}$ ,  $\frac{\partial p}{\partial z}$ ,  $\langle \alpha_g \rangle$ ,  $COV(\alpha_k \rho_k u_k u_k)$ ,  $\langle \rho_m \rangle$ ,  $K$ 에 관해 다음과 같은 상관식을 적용하였다.

(1) 벽면의 마찰계수

단상유동에서 벽면의 마찰계수는 매끄러운 벽(smooth wall)으로 가정하여 층류의 경우는 Darcy friction factor와 난류의 경우는 Blasius 식을 사용하였고 다음과 같다.[Neil E. Todreas, Mujid S. Kazimi, 1989].

$$f_m = \begin{cases} 64 \left( \frac{\rho_f u_f D}{\mu_f} \right)^{-1} & ; \text{laminar flow} \\ 0.316 \left( \frac{\rho_f u_f D}{\mu_f} \right)^{-0.25} & ; \text{turbulent flow} \end{cases} \quad (11)$$

이상유동 구간에서 벽면의 마찰계수는 위의 Eq. (11)를 이용하였는데, 다만 액체의 점성계수  $\mu_f$  대신에 혼합유체의 점성계수를  $\mu_m$  사용하였고 다음과 같다.

$$\frac{1}{\mu_m} = \frac{x}{\mu_g} + \frac{1-x}{\mu_f}, \quad (x = \dot{m}_g / \dot{m}). \quad (12)$$

(2) 평균드리프트 속도(mean drift velocity)

Drift flux model에서는 이상유동의 운동을 혼합운동으로 표현하고, 두 상간의 상대운동은 보조상관식을 이용하여 고려하는 것으로 두 상간에 상대 속도로 인하여 나타나는 드리프트 속도  $\overline{u_{gj}}$ 는 Eq. (13)로 정의한다.

$$\begin{aligned}\overline{u_{gj}} &= \langle \langle u_g \rangle \rangle - \langle j \rangle \\ &= \langle \langle u_{gj} \rangle \rangle + (C_0 - 1) \langle j \rangle.\end{aligned}\quad (13)$$

위에서  $\langle \langle u_{gj} \rangle \rangle$ 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 변하는 것으로 유동양식에 따라 상관식이 각각 존재한다. 본 연구에서는 Isao Kataoka & Ishii의 연구결과[Isao Kataoka and M. Ishii, 1987]를 이용하였고 Eq. (14), (15)와 같다.

$$\langle \langle u_{gj} \rangle \rangle = 3 \left\{ \frac{\Delta \rho g_z \sigma}{\rho_f^2} \right\}^{1/4}, \quad (14)$$

$$C_0 = 1.2 - 0.2 \sqrt{\rho_g / \rho_f}. \quad (15)$$

T-HERES 1D실험의 관찰 결과 유동영역은 cap bubble이 주기적으로 발생하는 churn-turbulent flow로 관찰되었다. 따라서 Eq. (14), (15)는 이에 해당하는 상관식으로서  $\overline{u_{gj}}$ 의 크기는 주로 밀도차 즉, 채널 압력의 크기와 기포율에 의존하는 것을 알 수 있다.

### (3) 기포율 및 밀도

주입된 공기의 양으로부터 기포율을 계산한 후 밀도를 구하며, 아래의 식을 이용하였다.

$$\langle \alpha_g \rangle = \frac{\langle j_g \rangle}{C_0 \langle j \rangle + \overline{u_{gj}}}, \quad (16)$$

$$\langle \rho_m \rangle \equiv \langle \alpha_g \rangle \rho_g + (1 - \langle \alpha_g \rangle) \rho_f. \quad (17)$$

### (4) Covariance term

위의 운동량 보존식에서 drift flux model에서 나타나는 covariance term은 Eq.

(18)으로 정의된다. 여기서 채널의 직경이 크거나, 유동이 난류일 경우 유체의 단면적-평균 속도(area-average velocity)와 국소속도(local velocity)가 거의 같으므로 무시할 수 있다.

$$COV(\alpha_k \rho_k u_k) \equiv \langle \alpha_k \rho_k u_k (u_k - \langle \langle u_k \rangle \rangle) \rangle \quad (18)$$

$$\text{여기서 } u_k - \langle \langle u_k \rangle \rangle \cong 0. \quad (19)$$

### (5) 형상저항계수(K)

형상저항계수(K)값은 유로의 기하학적 형상 및 유로 면적의 변화에 아주 크게 변화하는 값으로 유입구와 유출구, 최소간극 지점, Turbine 유량계의 형상저항을 고려하였다. 일반적으로 형상저항에 의한 압력강하는 다음의 Eq. (20)와 같이 주어진다.

$$\Delta P = \frac{1}{2} K \rho_m u_m^2 = \frac{1}{2} K \frac{\dot{m}^2}{\rho_m A^2} \quad (20)$$

가. 유입구, 배출구 및 최소간극의 형상저항

유입구, 배출구 및 최소간극의 형상저항은 'Handbook of hydraulic resistance 3rd edition' 문헌[I.E. Idelchik, 1996]을 참고하였다. 유입구와 유출구는 오리피스(orifice)로, 최소간극은 diffuser와 converging 노즐이 결합된 형태로 각각 간주하여 문헌에 제시된 아래의 상관식을 이용하였다.

- Coolant Inlet (Shape: Entrance into a Tube through a Orifice)

$$K \approx \left( 1.707 - \frac{A_{or}}{A} \right)^2 \quad (21)$$

- Coolant Outlet (Shape: Discharge from a Tube through a Orifice)

$$K \approx \left( 1 + 0.707 \sqrt{1 - \frac{A_{or}}{A}} \right)^2 \quad (22)$$

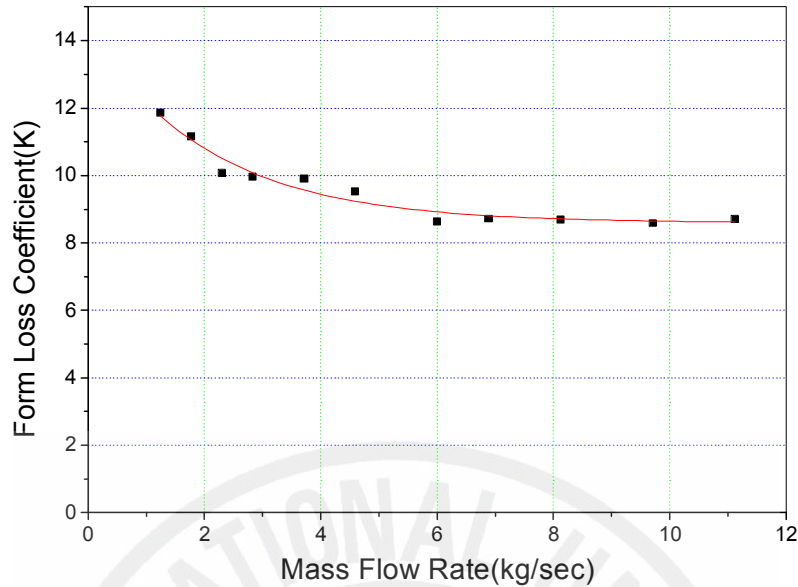


Fig. 26. Form loss coefficient of turbine flow meter.

- Minimum Gap (Shape: Diffuser and Converting Nozzle)

$$K \simeq A(k_1 k_2 \zeta_1 + \Delta\zeta) \quad (23)$$

$$k_1 = 1, \quad k_2 = 0.66, \quad \zeta_1 \approx 0.15, \quad A = 1.1 \quad \Delta\zeta = 0.$$

위의 Eq. (23)에서 나타난 변수 값들은 T-HERMES-1D 실험장치의 구조를 참고문헌에 제시된 상관식에 적용된 결과이다.

#### 나. Turbine 유량계의 형상저항

실험에서 물 유량을 측정하기 위해서 설치한 Turbine 유량계는 직경이 50mm로서 실제 원전에서는 존재하지 않는다. 그리고 유입구(orifice)의 실험변수 직경이 20mm ~ 67.4mm임을 고려해볼 때, Turbine 유량계가 유동흐름에 방해가 될 수 있으므로 형상저항을 고려하여야 한다. 본 연구에서는 한국표준과학연구원에 의뢰하여 얻은 유량에 따른 차압측정 결과를 Eq. (24)에 적용하여 Turbine 물유량계의 형상저항계수를 계산하였다. 그 결과는 Fig. 26과 같고 이 점들을 순환 유량에 대하여 Fitting을 하면 Eq. (25)을 얻을 수 있다.

$$K_{tur} = \frac{\Delta P}{\frac{1}{2}\rho_f u^2} \quad (u = \text{flow velocity at turbine}). \quad (24)$$

$$\text{Fitting Equation: } K = 8.59792 + 5.76495 \exp\left(-\frac{\dot{m}}{2.08391 [kg/sec]}\right) \quad (25)$$

위의 과정을 통하여 유입구, 배출구, 최소간극, Turbine 유량계의 형상저항계수의 계산결과는 Table 7에 제시하였다.

#### (6) 압력기울기

실험장치의 물탱크에서 수위는 일정하게 유지되고, 물은 정지상태이므로, 실험부에서의 압력강하량과 물탱크의 수두가 같아야 한다. 따라서 유동의 축방향에 대한 압력기울기는 적분형태로 나타낸 Eq. (26)를 이용하였다.

$$\int dP_{test\ section} = \Delta P_{tank} = const. \quad (26)$$

Table 7. Calculation results of form loss coefficient.

	Area( $\times 10^{-3} m^2$ )	Area/Annular section area(%)	Form loss coefficient(K)
Inlet	0.2 ~ 3.57	1.3 ~ 23.3	2.6~2.9
Outlet	1.785, 3.57	11.7 ~ 23.3	2.62~2.77
Minimum Gap	5.8	37.9	0.1
Turbine flow meter	-	-	Eq. (25)

### 3) 자연순환 유량의 계산

지배방정식 및 각 변수의 상관식으로부터 컴퓨터 프로그램인 비주얼 C++ 프로그램을 이용하여 자연순환 유량 및 기포율 등을 계산하였다. 계산 변수는 실험 조건과 동일하며 계산 순서도는 아래의 Fig. 27과 같다.

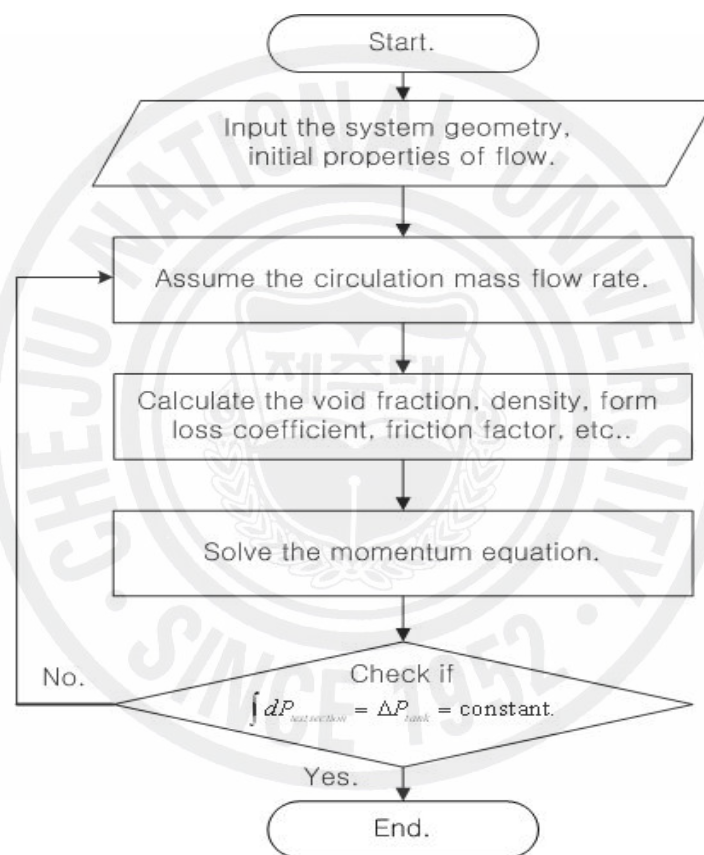


Fig. 27. Calculation flow chart of circulation mass flow rate for the steady state condition.



## 2. 해석결과 및 실험결과와의 비교

### 1) 자연순환 유량

#### (1) 공기주입량 및 배출구 면적의 영향

해석결과와 실험결과를 비교하기 위해 실험변수와 같은 크기로 공기주입량, 유입구 배출구 면적, 배출구 높이를 변화시켜가면서 자연순환 유량을 계산하였다.

Fig. 28은 계산결과와 실험결과를 같이 나타낸 그림으로, 3.3584m의 배출구의 높이에서, 배출구 면적을 각각  $3.75 \times 10^{-3} \text{m}^2$ ,  $1.78 \times 10^{-3} \text{m}^2$ 으로 고정하고, 각각의 유입구 면적에 대하여 공기주입량의 변화에 따른 자연순환 유량을 나타내고 있다. 그림 (a)와 (b)를 보면 유입구 면적이 작은 경우와 큰 경우에 계산된 자연순환 유량은 실험값과 비슷한 값을 보이지만 공기주입량이 크고, 자연순환 유량이 약 1~2.5kg/sec 범위 내에 있는 경우 오차는 좀 더 크게 나타났다.

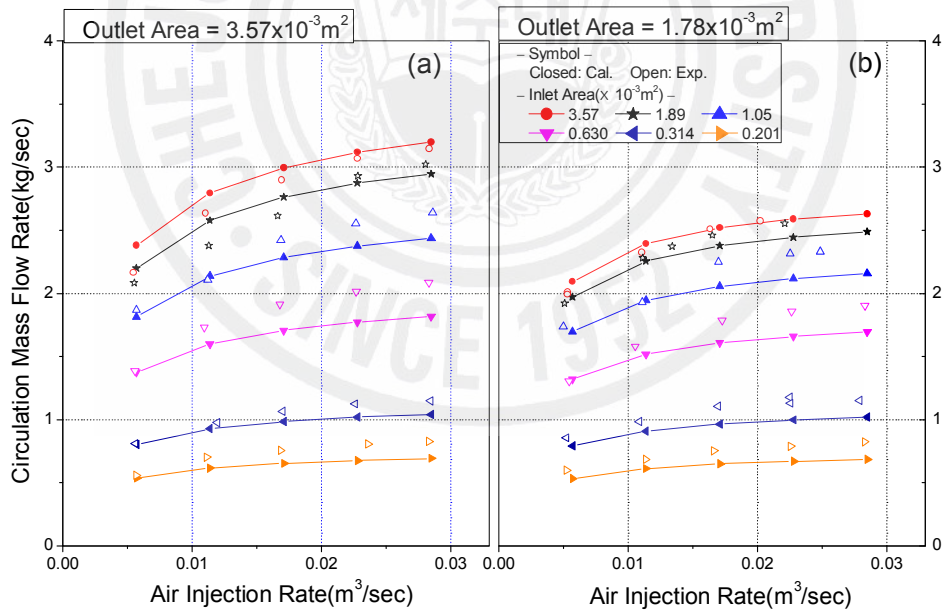


Fig. 28. Comparison of mass flow rate between calculation and experiment at various air injection rates and inlet areas.

(2) 공급수두 영향

앞서 소개한 실험 결과로부터 물탱크의 수위와 배출구의 높이가 동시에 높아지면 주 실험부에 공급되는 수두가 커져서 자연순환 유량은 증가한다는 것을 알았다. 이러한 현상은 Fig. 29의 계산결과에서도 확인할 수 있다. 계산 조건은 배출구의 면적을  $3.57 \times 10^{-3} \text{m}^2$ 으로 일정하게 유지하고, 그림(b)는 (a)보다 물탱크의 수위와 배출구의 높이를 각각 0.81m, 1.1m 줄인 경우이다.

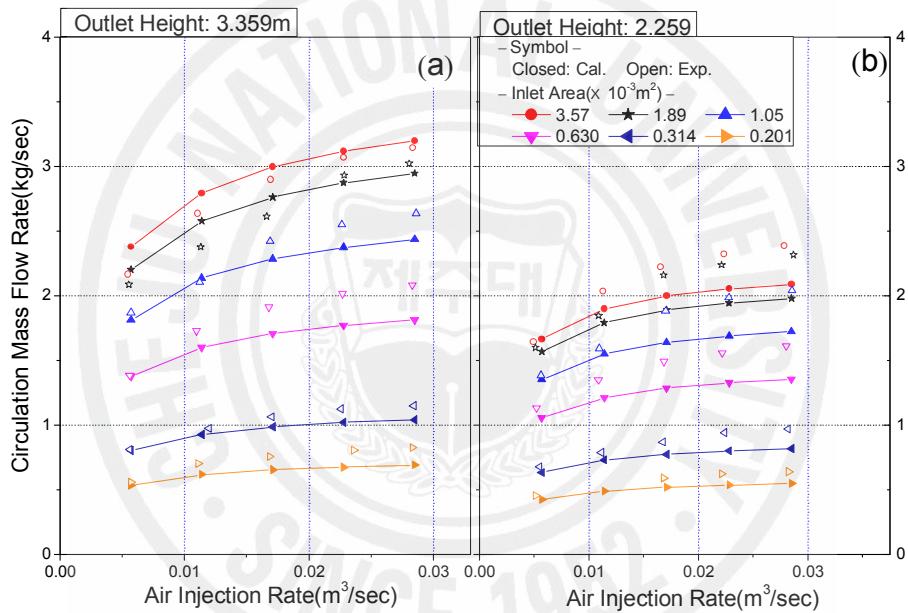


Fig. 29. Effect of supplied pressure head on natural circulation flow rate.

### (3) 계산 오차

실험에서 여러 가지 실험조건에 대하여 공기주입량을 높여가면서 자연순환 유량을 계측하였다. 주입된 공기의 양은 각각의 실험마다 일정하지 않아 서로 비교하기 위해서는 공기유량에 대하여 자연순환 유량을 Curve Fitting하여 비교하였다. 또한 마찬가지로 계산결과와 실험결과를 비교하기 위해 앞서 수행한 Curve Fitting 결과를 이용하면 계산오차를 구할 수 있다. Fitting Curve를 이용한 실험결과와 계산결과의 오차를 구해본 결과 Fig. 30와 같이 약 15% 이내로 나타났다.

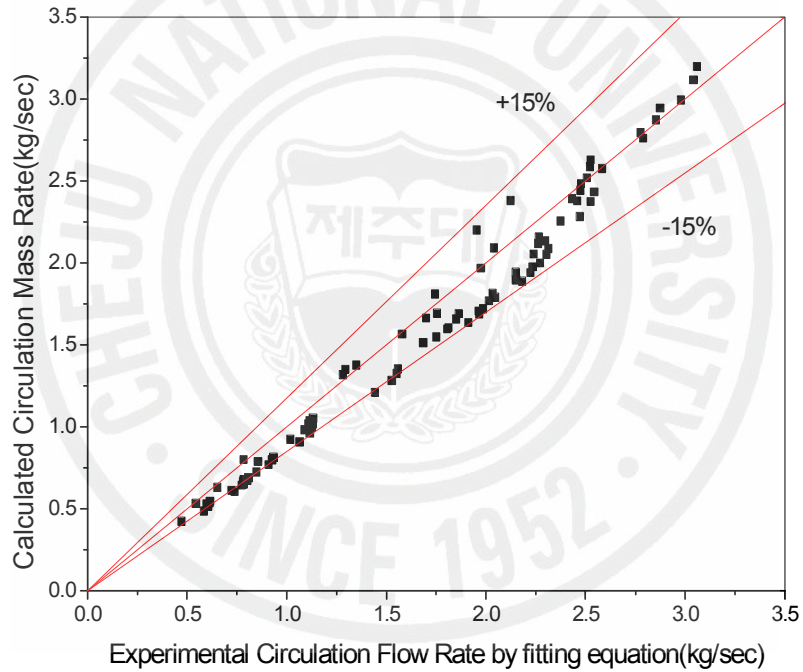


Fig. 30. Error bound of circulation flow rate between calculation and experiment.

2) 기포율

기포율은 공기주입량 혹은 순환유량에 따라서 변하는 값으로, 실험과 마찬가지로 계산수행 시 공기주입구간을 3부분으로 나누고 평균값을 이용하였다. 그 결과 실험계측 결과와의 비교는 Fig. 31처럼 나타났으며 공기주입량이 적거나, 최소간극 지점에서 상당한 오차를 가졌다. 오차의 원인으로 앞서 2장의 실험 계측 및 보정 절에서 소개한 바와 같이 실험계측에서의 문제점과, 계산 시 기포율을 계산하는 상관식에 존재하는 드리프트 속도의 모델링을 들 수 있다.

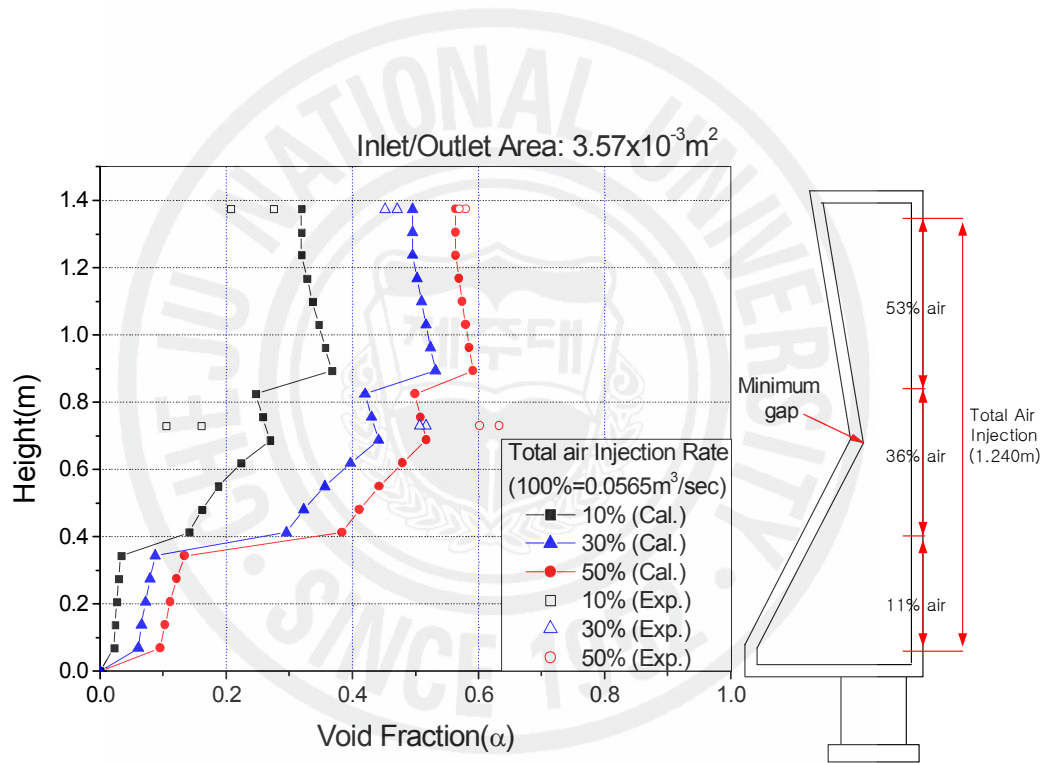


Fig. 31. Void fraction with the variation of the height.

## IV. 토 의

### 1. 압력강하량 비교

본 실험에서 자연순환 유량을 예측하고, 실험결과와 비교하기 위해 해석을 수행하였다. 이를 통하여 여러 실험 조건에 따라 운동량 보존방정식의 각 항의 크기를 비교하여 원자로 용기 외벽냉각 시 단열재 내부에 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. 32는 배출구 면적이  $3.57 \times 10^{-3} \text{m}^2$ , 공기주입량 50%( $0.0283 \text{m}^3/\text{sec}$ )일 때 유입구 면적의 증가에 따른 각 항의 분포를 나타낸 것이다. 물탱크가 일정 수위를 유지하고 있으므로

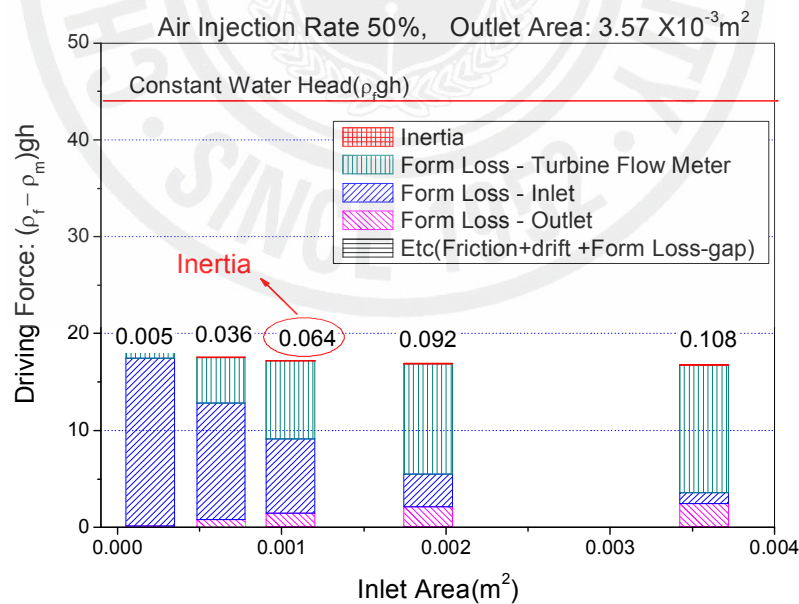


Fig. 32. Pressure drop distribution in case of increasing the air injection rate.

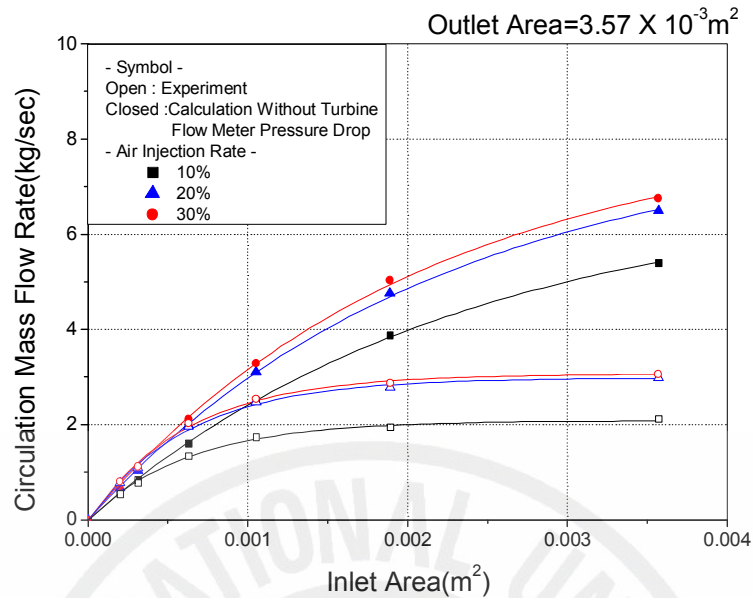


Fig. 33. Effect of turbine flow meter on circulation mass flow rate.

로 Constant Pressure Head( $\rho_f gh$ )는 일정한 값을 갖는다.

물탱크 수두와 주 실험부의 수두( $\rho_m gh$ )와의 차이가 기동력(driving force)이 되며 Fig. 32에서 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 차지하게 된다. 전체압력 강하량에서 터빈 유량계에 의한 압력손실이 가장 큰 비중을 차지하고 있으므로, 실제 APR1400 원전의 경우에 적용하기 위해서는 터빈유량계를 제외한 경우의 해석 결과를 이용하여야 한다. 그래서 터빈유량계를 제거 시 순환유량의 계산결과와, 실험결과를 비교하면 Fig. 33와 같으며, 유입구 면적이 커질수록 터빈 물유량계로 인하여 순환유량의 차이는 증가하는 모습을 볼 수 있다. 또한 Fig. 32를 터빈 물유량계를 제거 시의 힘의 분포를 나타내는 Fig 34와 비교하여 보면, 터빈 물유량계에 의한 압력강하량이 제거됨으로써 유입구와 배출구에 의한 압력강하량이 커지고, 기동력(driving force)의 대부분을 차지하는 것을 볼 수 있다.



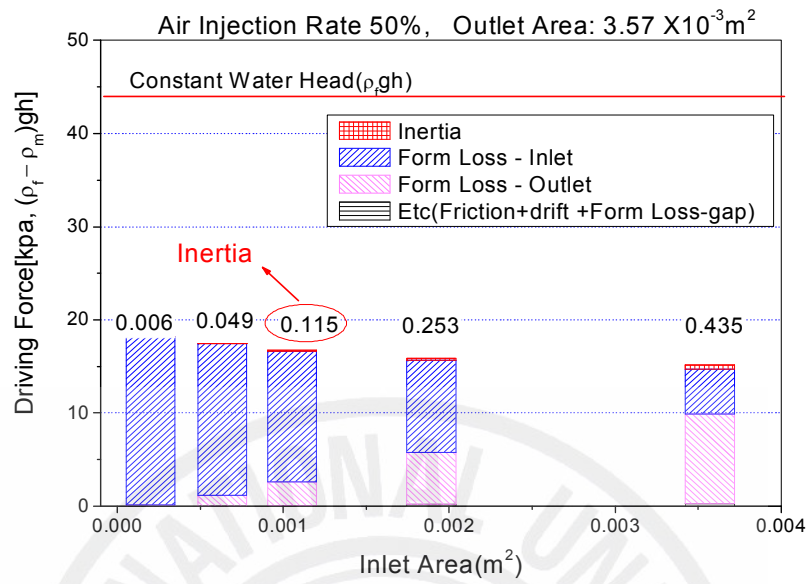


Fig. 34. Pressure drop distribution by calculation without turbine flow meter pressure drop in various inlet areas.

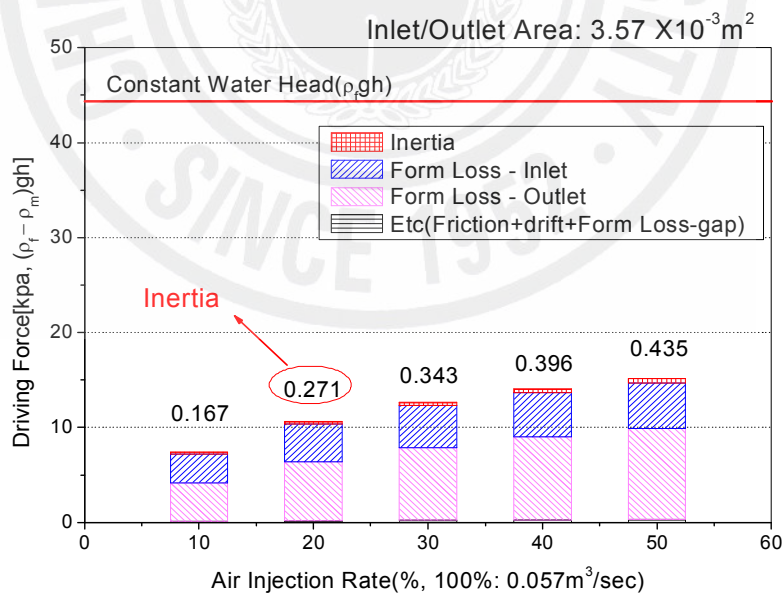


Fig. 35. Pressure drop distribution by calculation without turbine flow meter pressure drop in various air injection rates.

Fig. 35는 터빈 물유량계를 제거 시, 유입구 면적과 배출구 면적이  $3.57 \times 10^{-3} \text{m}^2$  일 때 공기주입량의 변화에 따른 각 힘의 분포를 나타낸 것이다. 여기서 기동력은 공기주입량이 증가할수록 이상유동의 혼합 밀도가 낮아져 증가하게 된다. 하지만 기동력이 증가함에 따라, 순환유량이 증가하면서 유입구, 배출구 및 유로 내에서의 압력손실도 증가하여, 기동력의 증가분이 관성력의 증가에 그대로 반영되지는 못한다.

## 2. 해석 모델의 적합성

앞서 살펴본 바와 같이 자연순환 유량의 크기를 결정짓는 요소 중의 하나가 이상유동의 밀도이다. 해석에서 밀도 즉 기포율을 구하기 위해서 사용된 모델은 드리프트 플럭스 모델중에서 유동양식이 cap bubble이 발생하는 Churn turbulent 유동으로서 이 유동모델의 적합성을 평가하는 것은 중요하다. 이와 같은 사항을 확인해보기 위해 Fig. 36에서는 Eq. (16)을 아래의 Eq. (27)과 같이 전

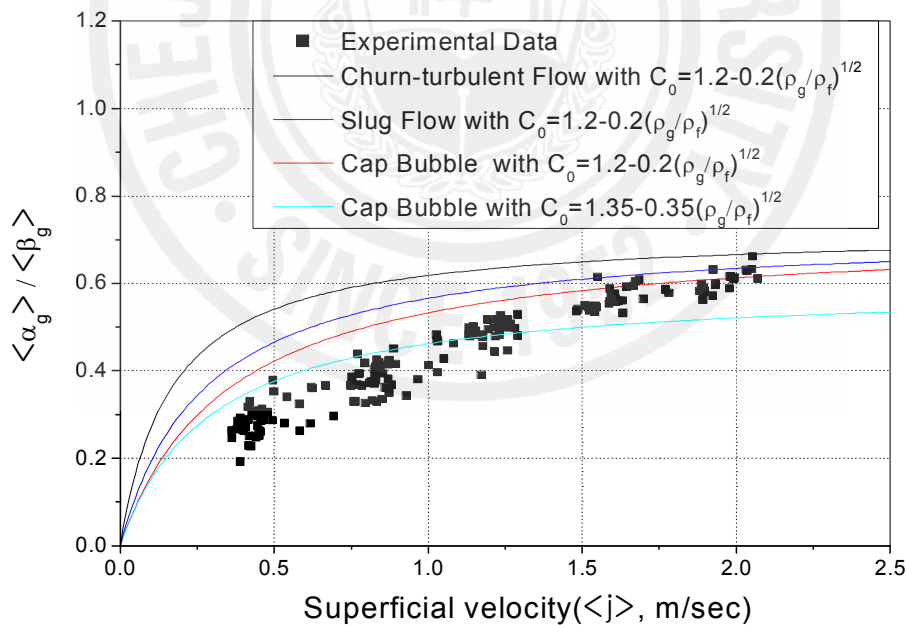


Fig. 36. Comparison of flow models by the ratio of the void fraction to volumetric fraction.

환하여  $\langle j \rangle$ 에 대하여 그려보고, 다른 유동모델과 비교하여 보았다.

$$\frac{\langle \alpha_g \rangle}{\langle \beta_g \rangle} = \frac{1}{C_0 + \overline{u_{gj}} / \langle j \rangle} \quad \langle \beta_g \rangle = \frac{\langle Q_g \rangle}{\langle Q \rangle}, \quad \langle j \rangle = \frac{\langle Q \rangle}{A}. \quad (27)$$

이 그림에서 유동양식에 따라서  $\langle \alpha_g \rangle / \langle \beta_g \rangle$ 을 결정짓는 변수는  $\overline{u_{gj}}$ ,  $C_0$ 로서 이 변수는 유동양식에 따라 상관식이 각각 존재한다.  $\langle \alpha_g \rangle / \langle \beta_g \rangle$ 의 크기가 1인 경우는 액상과 기상의 속도가 같은 Homogeneous Flow Model인 경우로  $\overline{u_{gj}}$ ,  $C_0$ 의 크기는 각각 0, 1이다.  $\langle \alpha_g \rangle / \langle \beta_g \rangle$ 의 크기가 감소하여 1에서 멀어지면 드리프트의 속도에 의한 영향이 증가하는 것을 의미한다. 본 해석에 사용된 모델은 Cap bubbly flow와  $C_0 = 1.2 - 0.2(\rho_g / \rho_f)^{1/2}$ 로 나타낸 것이며, 실험결과와 비교해보면 아주 일치하지 않지만 그림에 제시된 다른 모델에 비해 가장 근접함을 알 수 있다.

### 3. 3차원 실험결과와의 비교

실제 중대사고시 원자로 외벽과 단열재 사이에서 형성되는 자연순환 이상유동은 3차원 유동이다. 그러나 본 해석에서는 부력에 의해 형성된 유동을 1차원 유동이라는 가정을 하였으므로 3차원 실험결과와 비교해보는 것이 필요하다. 이를 위하여 참고한 연구결과는 HERMES-HALF 연구[K. S. Ha et al., 2005]이다. 이 실험의 목적은 본 실험의 목적과 같으며, 실험장치는 T-HERMES-1D 실험장치와 높이는 같고 원통형 유로의 면적이 42배가 큰 것으로 실제 원자로 형태의 3차원으로 설계된 것이다. 또한 실험조건 즉 유입구/배출구 면적, 공기주입량 또한 약 42배 큰 경우에 대해 실험이 수행되었다. 그러나 본 연구의 실험결과는 HERMES-HALF 실험장치에 존재하지 않는 Turbine 물 유량계가 설치되어 상당부분의 압력강하를 포함하고 있으므로 비교를 위해 실험결과를 직접 이용하지는 못한다. 이러한 이유로 Turbine 물 유량계의 압력강하량을 제외하고 해석을 수행하여 HERMES-HALF 실험결과와 비교하였다.

HERMES-HALF 실험조건과 1차원 해석조건은 원통형 유로의 면적에 대하여 각각의 유입구/배출구면적의 비가 같은 관계가 있으므로, 각각의 실험 및 계산

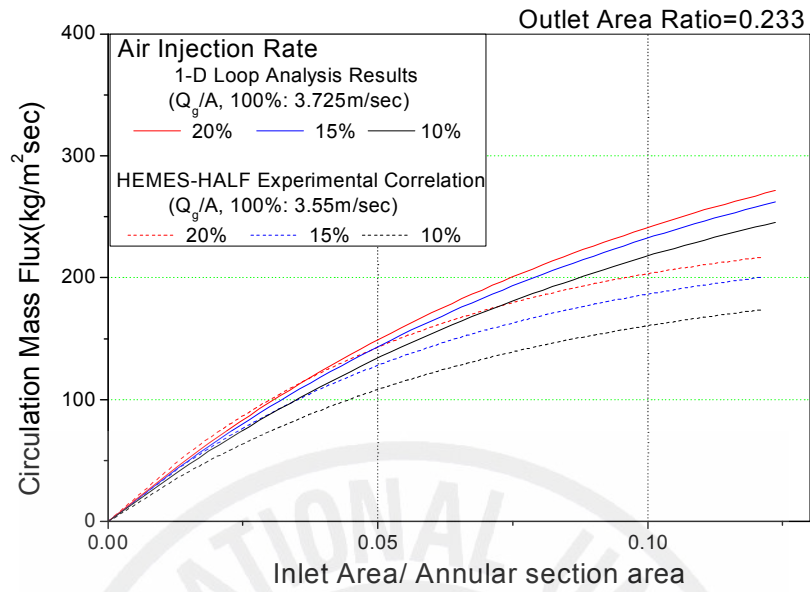


Fig. 37. Comparison of circulation mass flux between 1D loop analysis and 3D experimental results.

결과에서 원통형 유로면적을 나누어 주면 Fig. 37와 같다. 이 결과를 살펴보면 유입구 면적비가 증가할수록 질량유속의 차이가 점점 증가하였다.

## V. 결 론

원자로 용기 외벽냉각 시 원자로 외벽과 단열재 사이에서 자연순환 유동의 형성을 통하여 원자로 용기의 파손을 방지할 수 있다. 이러한 전략의 성공여부는 순환 유량의 크기에 크게 의존하는 것으로 공학적인 단열재의 설계를 통하여 자연순환 유량을 증가시킬 수 있다. 본 연구에서는 원자로 외벽과 단열재 사이의 유로와 단열재 외부의 냉각수 풀(pool)을 모의하는 1차원 실험장치를 구축하여 실험 및 해석을 수행하였고, 유입구/배출구 면적, 배출구 높이, 공급수두, 그리고 공기주입량 등이 자연순환 유량에 미치는 영향을 평가하였다.

본 연구의 결론은 다음과 같다.

- (1) 원자로 용기 외벽냉각을 위한 자연순환 유량을 평가하였다.
  - 자연순환 유량은 형상저항, 즉 유입구/배출구 면적에 크게 의존하며 유입구의 면적을 증가시켰을 경우 순환유량이 증가하는 유입구 범위와 수렴하는 범위가 뚜렷하게 구분되었고, 수렴값은 배출구 면적에 따라서 결정되었다.
  - 유입구/배출구 면적이 작은 경우, 공기주입량의 변화는 자연순환 유량에 크게 영향을 미치지 못했다.
  - 자연순환 유량은 공급된 수두와 배출구의 높이가 동시에 증가할수록 커졌다.
- (2) 원자로 용기 외벽냉각 시 자연순환 유량을 결정하는 주요 인자로서 형상저항계수 및 기포율을 도출하였다.
- (3) 원자로 용기 외벽냉각 시 자연순환 유량을 평가하는 1차원 모델을 정립하였고, 실험 및 해석결과의 오차는 약 15% 이내로 나타났다.

## 참고 문헌

- F. B. Cheung, J. Yang, M. B. Dizon, J. L. Rempe, K. Y. Suh, and S. B. Kim, 2003, "On the Enhancement of External Reactor Vessel Cooling of High-Power Reactors", NURETH-10, Seoul, Korea, October 5-9.
- F. B. Cheung and L. C. Liu, 1999, "CHF Experiments to Support In-Vessel Retention Feasibility Study For an Evolutionary ALWR Design", EPRI WO# 5491-01, PSU/MNE-99-263J, Feb.
- I. S. Kyung and S. Y. Lee, 1996, "Periodic flow excursion in an open two-phase natural circulation loop", Nuclear Engineering and Design.
- Isao Kataoka and M. Ishii, 1987, "Drift flux model for large diameter pipe and new correlation for pool void fraction", Int. J. Heat and Mass Transfer.
- I.E. Idelchik, 1996, "Handbook of hydraulic resistance, 3rd edition", Begell House, Inc., New York, pp.222, pp.319.
- J. H. Scobel, T. G. Theofanous, and L. E. Conway, 2002, "In-Vessel Retention of Molten Core Debris in the Wastinghouse AP1000 Advanced Passive PWR", Proceedings of ICAPP'02, Hollywood, Florida, USA, June 9-13.
- J. Yang, F. B. Cheung, J. L. Rempe, K. Y. Suh, and S. B. Kim, 2004, "Downward Facing Boiling and Stram Venting under Simulated ERVC Conditions", NUTHOS-6, Nara, Japan, October 4-8.
- J. H. Scobel, T. G. Theofanous, and L. E. Conway, 2002, "In-Vessel Retention of Molten Core Debris in the Wastinghouse AP1000 Advanced Passive PWR", Proceedings of ICAPP'02, Hollywood, Florida, USA, June 9-13.
- J. Hsu et al., 1998, "Experimental study on two-phase natural circulation

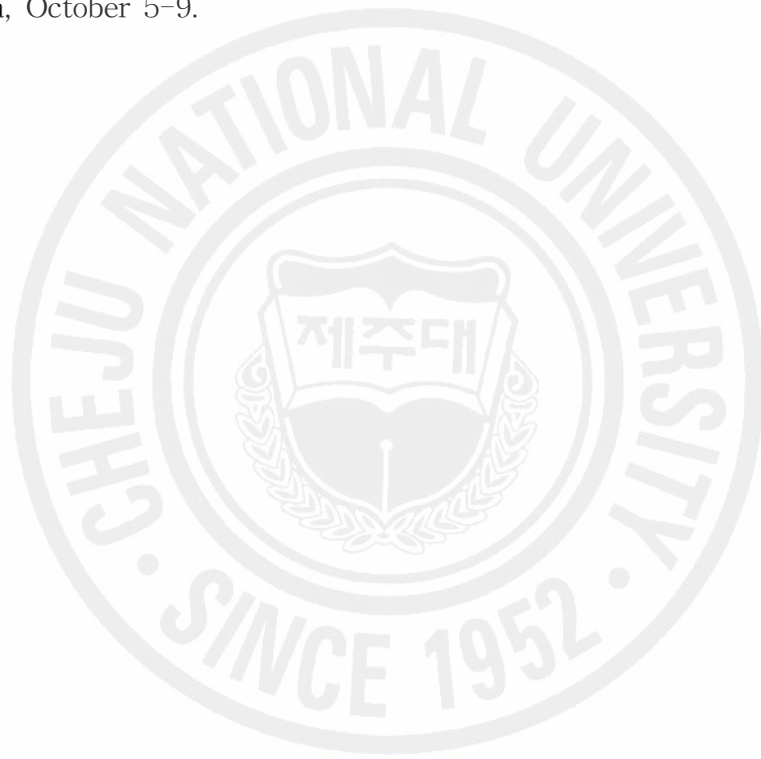


- and flow termination in a loop”, Nuclear Engineering and Design.
- J. M. Kim and S. Y. Lee, 2000, “Experimental observation of flow instability in a semi-closed two-phase natural circulation loop”, Nuclear Engineering and Design.
- J. W. Park, D. W. Jeong, 1997, 1997, “An Investigation of Thermal Margin for External Reactor Vessel Cooling(ERVC) in Large Advanced Light Water Reactors(ALWR)”, Proceedings of the Korean Nuclear Society Spring Meeting, Kwangju, Korea, May.
- K. S. Ha, R. J. Park, H. Y. Kim, S. B. Kim, and H. D. Kim, 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.
- M. Ishii, 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.
- Neil E. Todreas, Mujid S. Kazimi, 1989, “Nuclear system 1: Thermo hydraulic fundamentals”, Hemisphere publishing corporation, New York, pp.371, pp379.
- O. Kymalainean et al., 1997, “In-Vessel Retention of Corium at the Loviisa Plant”, Nuclear Engineering & Design, Vol.169, p.109-130.
- S. J. Oh 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.
- T. G. Theofanous et al., 1995, “In-Vessel Coolability and Retention of a Core Melt”, DOE/ID-10460.
- T. G. Theofanous and S. Syri, 1997, “The Coolability Limits of a Reactor Pressure Vessel Lower Head, Nuclear Engineering and Design”, Vol.169, pp.59-76.
- T. N. Dinh, J. P. Tu, T. Salmassi, and T. G. Theofanous, 2003, “Limits of

Coolability in the AP1000-Related ULPU-2400 Configuration V Facility”, NURETH-10, Seoul, Korea, Oct. 5-9.

T. N. Dinh, J. P. Tu, and T. G. Theofanous, 2004, “Two-Phase Natural Circulation Flow in AP-1000 In-Vessel Retention-Related ULPU-V Facility Experiments”, Proceedings of ICAPP'04, Pittsburgh, PA USA, June 13-17.

Y. H. Jeong, S. H. Chang, and W. P. Baek, 2003, “CHF Experiments on the Reactor Vessel Wall using 2-D Slice Test Section”, NURETH-10, Seoul, Korea, October 5-9.



## 감사의 글

뒤 돌아보면 아주 짧은 2년이었습니다. 이제 끝을 맺고 새로운 시작을 해야 하는 지금, 지난 일들과 인연들을 생각하면 가벼운 미소를 지으며 지난 추억에 잠기곤 합니다.

저는 학연학생으로서 학교와 연구소를 오고 가면서 연구를 수행하였습니다. 그동안 저에게 도움과 사랑을 주신 분들께 감사의 말씀을 드리려 합니다.

먼저 제자로 받아주시고 곁에 있지 못한 저에게 세심한 지도와 배려를 해주신 김 신 교수님께 감사드립니다. 그리고 심사를 맡아주신 정범진 교수님, 겸임교수로서 연구소에서 수업을 진행해주신 송철화 박사님께 감사드립니다.

그리고 연구소에서 연구할 기회를 주시고, 지도교수님 못지않게 연구를 지도해주신 김상백 실장님께 감사드립니다. 저의 곁에서 항상 지켜봐주시고, 저의 부족한 부분을 많이 일깨워주신 하광순 박사님, 박래준 박사님을 비롯해 실험장치 설계에 관하여 많은 조언과 도움을 주신 조영로 선생님께 감사드립니다. 또한 연구실에 계시면서 저를 따뜻하게 맞아주시고 조언과 배려를 해주신 구길모 박사님, 김종태 박사님 그리고 강경호 박사님께 감사드립니다.

대전에 계시는 민수형을 비롯한 학과 선배님들, 저희 후배들을 챙기시느라 고생이 많으셨고 고맙습니다. 그리고 우리 동기들, 희철, 덕원이 모두 논문 연구하는데 고생 많았고, 앞으로 서로 멋진 모습을 기대했으면 합니다. 마지막으로 한결같이 저를 믿어주시는 부모님께 감사드립니다.

이처럼 제가 감사드릴 분이 참 많습니다. 그 만큼 논문을 마무리하는 지금 이 순간이 더욱더 뜻 깊을 수 있고, 제가 행운을 얻은 것만 같습니다.