



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

격납용기 피동 냉각을 위한
수직관 외벽 증기 응축에 영향을 미치는
요인에 대한 실험연구

濟州大學校 大學院

에너지공학과

柳智雄

2018年 8月

격납용기 피동 냉각을 위한 수직관 외벽 증기응축에 영향을 미치는 요인에 대한 실험연구




指導教授 李 演 鍵

柳 智 雄

이 論文을 工學 碩士學位 論文으로 提出함

2018 年 8 月

柳智雄의 工學 碩士學位 論文을 認准함

審査委員長	_____ 朴 在 雨 _____	
委 員	_____ 李 演 鍵 _____	
委 員	_____ 崔 秀 錫 _____	

濟州大學校 大學院

2018 年 8 月

A Study of Parametric Effects on Steam
Condensation on a Vertical Tube in the
Presence of Non-Condensable Gases for Passive
Containment Cooling

Ji-Woong Yoo
(Supervised by professor Yeon-Gun Lee)


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

August 2018


This thesis has been examined and approved.



Thesis director, Yeon-Gun Lee, Prof. of Nuclear and Energy Engineering



Jae-Woo Park, Prof. of Nuclear and Energy Engineering



Soo-Seok Choi, Prof. of Nuclear and Energy Engineering

Date 2018. 8

Department of Nuclear and Energy Engineering
GRADUATE SCHOOL

JEJU NATIONAL UNIVERSITY

목 차

LIST OF FIGURES	vii
LIST OF TABLES	ix
SUMMARY	x
I. 서론	1
II. 문헌조사	7
III. 제주대학교 응축실험	20
1. 제주대학교 응축실험장치	20
2. 데이터 정리	25
1). 벽면온도 보정	25
2). 응축 열전달계수	26
3). 열평형 계산	27
4). 혼합물 유속 계산	28
5). 불확실도 분석	29
3. 실험 조건 및 절차	31
1). 실험조건	31
2). 실험절차	33
IV. 실험 결과 및 분석	34
1. 직경 효과 연구	34
1). 응축 액막 가시화	34
2). 직경 효과 인자 도출	35

3). 기존의 상관식과 새로운 상관식으로 예측한 열전달계수의 비교	41
4). 개발된 직경효과 보정인자 독립검증	44
2. 강제대류 조건 시 단일튜브 응축열전달 실험	45
1). 높이에 따른 온도 분포	45
2). 높이에 따른 국소 열전달계수 분포	48
3). 공기 질량 분율 영향 평가	49
4). 공기 질량 분율에 따른 속도 영향 평가	50
5). 압력에 따른 속도 영향 평가 비교	51
6). 자연대류 및 강제대류에서의 조건에서의 응축 액막 가시화	53
7). 자연대류 및 강제대류에서의 열전달계수 비교	54
V. 결론	56
REFERENCE	58

감사의 글

LIST OF FIGURE

[Fig. 1] Schematic diagram of PCCS	3
[Fig. 2] Experimental facilities under natural convection condition	4
[Fig. 3] Natural convection pattern in externally cooled containment dome	5
[Fig. 4] Schematic diagram of the PCCS of iPOWER	5
[Fig. 5] Experimental facility of Dehbi	8
[Fig. 6] Experimental facility of Liu	9
[Fig. 7] Experimental facility of Kawakubo	10
[Fig. 8] The ratio of heat transfer coefficient from the circular tube to that from the flat plate versus the curvature parameter ξ by Cebeci	11
[Fig. 9] Ratio of the average Nusselt number for a vertical cylinder and a vertical flat plate versus curvature parameter for various Prandtl numbers by Popiel	12
[Fig. 10] Pictures of the smoke visualization by Popiel	12
[Fig. 11] Experimental facility of Jeon	13
[Fig. 12] Experimental facility of Votta and Walker	14
[Fig. 13] Experimental facility of COPAIN test	15
[Fig. 14] Experimental facility by Kuhn	16
[Fig. 15] Experimental facility by Siddique	17
[Fig. 16] Experimental facility by Hasanein	18
[Fig. 17] Experimental facility by Oh	19
[Fig. 18] Experimental facility by Lee	19
[Fig. 19] Experimental facility of Jeju National University	20
[Fig. 20] Test section of Experimental facility of Jeju National University	23
[Fig. 21] Condenser tubes for experiment	24
[Fig. 22] Location and depth of thermocouple installation in case of 40 mm O.D. tube used in forced convection condition	25
[Fig. 23] Heat balance calculation under forced convection experiment	28
[Fig. 24] Visualization of condensation phenomenon on the tube (a) 21.5 mm O.D. tube (b) 40 mm O.D. tube	35
[Fig. 25] Condensation heat transfer coefficient at 2 bar with three different diameter tube	36
[Fig. 26] Condensation heat transfer coefficient at 4 bar with three different	

diameter tube	37
[Fig. 27] Comparison HTC ratio with Popiel correlation and JNU experiment	38
[Fig. 28] Heat transfer coefficient ratio by 21.5 mm O.D. data and 40 mm O.D. calculation	39
[Fig. 29] Heat transfer coefficient ratio by 10 mm O.D. data and 40 mm O.D. calculation	39
[Fig. 30] Ratio of HTC by diameter	40
[Fig. 31] Comparison between experimental data and calculated results by 10 mm O.D.	42
[Fig. 32] Comparison between experimental data and calculated results by 21.5 mm O.D.	42
[Fig. 33] Comparison between experimental data and calculated results by 10 mm O.D. in all data	43
[Fig. 34] Comparison between experimental data and calculated results by 21.5 mm O.D. in all data	44
[Fig. 35] Comparison between experimental data of Kawakubo and calculated results with correction factor	45
[Fig. 36] Distribution of temperature under forced convection condition	47
[Fig. 37] Distribution of temperature under natural convection condition	47
[Fig. 38] Distribution of heat transfer coefficient according to height and velocity of mixture	49
[Fig. 39] Effect of air mass fraction to heat transfer coefficient	50
[Fig. 40] Effect of mixture velocity to heat transfer coefficient at different air mass fraction	51
[Fig. 41] Effect of mixture velocity to heat transfer coefficient at different pressure	52
[Fig. 42] Effect of mixture velocity to heat transfer rate at different pressure	52
[Fig. 43] Visualization of condensation phenomenon on the tube (a) Forced (b) Natural @ 40 mm O.D. tube	53
[Fig. 44] Comparison of results with natural and forced convection	55

LIST OF TABLES

<Table 1> Previous empirical correlations for the condensation heat transfer coefficient	6
<Table 2> Selected COPAIN Test data	15
<Table 3> Bias error of measurement instruments	31
<Table 4> Test matrix in natural convection condition for diameter effect ..	32
<Table 5> Test matrix in forced convection condition for velocity effect	32

SUMMARY

This research is a study on the development of PCCS, a passive containment building cooling system, which is one of the passive safety systems to be applied to next generation nuclear power plants. PCCS is a system for removing the energy released into the containment buildings through condensation heat transfer without help from the operator or external power source in case of an accident such as a coolant loss accident or breakage of the main engine, and maintaining the integrity of the nuclear power plant. The PCCS, which has been developed to replace the role of spray of the containment sprinkler system, which previously required power, is installed in the form of a tube, condensing the steam of the mixed gas coming down the wall in case of an accident, It will serve to lower the temperature. The focus of this study is to derive the correction factor which can evaluate the effect of curvature and, to assess the effect of the velocity of the air-steam mixture on the wall during the accident on condensation heat transfer

In this study, to investigate the condensation heat transfer coefficient in the presence of a non-condensable gas, an experimental studies was performed on the single vertical condenser tube with 10 mm, 21.5 mm, and 40 mm in outer diameter, and 1000 mm in the effective heat transfer length. In natural convection condition, experiments were conducted at the pressure ranging from 2 to 5 bar, and the air mass fraction ranging from 0.1 to 0.8. And in forced convection condition, the experiment was conducted with 40 mm in outer diameter tube in pressure ranging 2, 4 bar and the air mass fraction ranging from 0.29 to 0.63.

This study focused on two topics, curvature effect with tube diameter under natural convection condition and velocity effect of air-steam mixture to

heat transfer in forced convection condition.

For the derivation of correction factor for curvature effect, rate of heat transfer coefficients among the experiments with 10, 21.5, and 40 mm in outer diameter tubes. When the diameter is changed, the change of heat transfer coefficient was also changed. These changes are independent of air mass fraction and pressure, and there is a curvature effect on diameter.

For the effect of velocity, the conditions for experiment was fixed for example, conditions of pressure, air mass fraction, and wall subcooling was well controlled.

I. 서론

기존에 원자로 사고 시에는 원자로 살수계통이 작동되며 격납 용기에서 발생한 열을 제거하기 위해 작동시킬 동력을 필요로 하게 된다. 이를 위해 외부로부터 전력이 전달되는데 일본 후쿠시마의 경우 사고 당시 쓰나미로 인해 외부로부터의 전력이 차단되었고 위험에 따라 운전원이 적절한 조치를 취하지 못함에 따라 사고의 규모가 확대되었다. 이러한 사고 후에 피동안전계통의 필요가 국내외적으로 더욱 이슈화되었다.

이번 연구는 개발중인 혁신형 안전 경수로에 채택될 예정인 피동안전계통 중 하나인 피동격납건물냉각계통(PCCS) 개발에 대한 연구이다. PCCS는 냉각재 상실사고(LOCA)나 주증기관 파단사고(MSLB) 등의 사고 발생 시에 운전원의 도움이나 외부로부터의 동력 없이 응축열전달을 통해 격납 건물 내부로 방출되는 에너지를 제거하고 원전의 건전성을 유지하기 위한 계통을 말한다. 콘크리트 격납건물을 채택하고 있는 한국형 원전의 PCCS는 그림1에 보이는 바 와 같이 격납용기 내부에 별도의 수직 열교환기 다발로 구성된 열교환기를 설치하고 격납건물 외부에 냉각수가 들어있는 탱크를 설치함으로써, 혼합기체의 자연 순환을 이용하여 전력공급이 차단되어도 스스로 격납용기가 냉각될 수 있게 설계되어 있다. 기존에 동력이 필요했던 격납용기 살수계통의 스프레이가 하는 역할을 대신할 수 있도록 개발이 되고 있는 PCCS는 관다발의 형태로 설치되어 사고 시 벽면을 타고 내려오는 혼합기체의 증기를 응축하며 격납용기 내부 압력과 온도를 낮추는 역할을 수행하게 된다. [1]

본 연구는 PCCS 개발에 있어 사용되어질 응축튜브의 직경이 열전달에 미치는 영향을 상관식에 접목시키는 연구와 사고 발생 시에 튜브 벽면을 따라 흐르는 공기-증기 혼합기체의 속도가 열전달에 미치는 영향 및 현상을 분석하기 위한 두 가지 연구로 진행하였다.

PCCS의 주 현상인 응축 현상에 대한 연구는 열전달의 대표값으로 보여지는 열전달계수를 구하는 Correlation 또는 Model로서 표 1과 같이 수많은 연구자들에 의해 수행되어왔다. 그 중 비응축성 기체 존재 시 열교환기 외벽 응축 열전달에 대한 연구는 Uchida [2], Tagami [3], 그리고 Dehbi [4]의 연구가 대표적이며 이들 이외에도 Liu [5], Kawakubo [6], Kim [7]그리고 Lee [8] 등의 연구자들의 실험 연구에 의해 응축 열전달 모델들이 제시되었다. 그 중 Lee의 연구가 제주대학교에서 선행되어진 실험이다. 하지만 기존 연구자들의 모델들은 실험마다 서로 다른 직경과 길이를 가지고 실험을 진행되었음에도 개발된 상관식 및 모델에서는 길이나 직경에 따른 응축 열전달계수의 변화를 반영

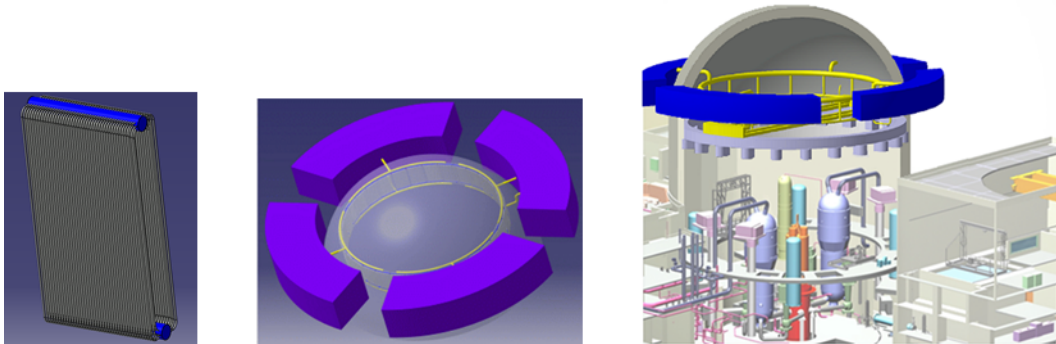
하지 않는다. 이로 인해 실제 직경이 다른 응축튜브의 응축 열전달계수를 예측하는데 있어서 제한적인 부분이 있다. 이러한 직경 변화에 따른 튜브 벽면 곡률변화가 가져오는 효과에 대한 연구 또한 진행되어 왔다. 그중 이론 연구인 Cebeci [9]의 연구와 실험 연구인 Popiel [10]과 Jeon [11]의 연구가 대표적이다. Cebeci와 Popiel의 연구에서 직경효과는 단상의 대류 열전달 조건에서 규명되어지나 Heat and mass transfer analogy에 의해 응축 열전달에서 또한 직경에 따른 곡률효과가 나타날 것으로 예상할 수 있으며, Jeon의 실험에서는 수행되어진 실험의 데이터가 한정적이기 때문에 일반적인 곡률효과를 반영하는 식을 만들기엔 데이터베이스가 한정적이다. 그러므로 이번 연구에서는 기 수행된 직경이 40 mm, 21.5 mm, 그리고 10 mm인 길이가 공통으로 1 m인 단일 튜브를 통해 응축튜브 외벽 공기-증기 혼합기체 응축 열전달 실험을 수행하여 얻어진 열전달계수 결과를 통해 곡률효과를 확인하였다. 각 실험의 압력 범위는 2~5 bar, 공기 질량분율 범위는 0.1~0.8이며 벽면 과냉도는 약 40 K에서의 실험값들이 수집되었다. 각 직경별로 얻어진 열전달계수를 비교하여 직경의 변화에 따라 반응하는 열전달계수 변화 특성을 파악하였다. 비교를 통해 곡률효과를 반영한 보정인자를 함수 형태로 도출하였으며, 보정인자를 제주대학교 실험을 통해 만들어진 상관식에 적용하여 직경변화에 따라 곡률효과가 반영된 응축 열전달계수를 예측할 수 있다.

비응축성 기체 존재 시 응축 열전달에 대한 실험 및 분석 연구는 앞서 언급했듯이 수많은 연구가들에 의해 계속해서 수행되었다. 특히 자연대류 조건에서의 튜브 외벽 응축 연구들이 PCCS에서의 열제거량을 계산함에 있어 참고 자료로 활용되었다. 하지만 기존의 응축 열전달에 대한 연구에 사용된 실험 장치로는 자연대류 조건에서의 응축 열전달에 대한 연구 밖에 수행할 수 없었다. 증기의 속도를 조절하거나 튜브 주변을 흐르는 공기-증기 혼합기체의 속도 또한 계산해낼 수 없었다. 그림 2 (a)-(f)는 자연대류 조건에서 실행된 튜브 외벽 응축에 대한 연구에 사용된 실험 장치들을 보여준다. 실험 장치들은 자연대류 조건을 만들기 위해 시험부 내부에 위치한 가열기로 물을 끓여 증기를 생산하거나 외부로부터 증기를 생산해 시험부로 주입하는 방식을 채택하고 있으나, 증기를 응축튜브 표면을 타고 흐르게 하며 그 속도를 제어하는 실험은 수행된 바 없다. 이런 실험 장치의 한계점으로 인해 튜브 벽면 주위를 흐르는 혼합기체의 속도가 응축 열전달에 미치는 영향에 대해 충분히 기술된 연구가 없으며 또한, 이를 반영한 상관식이나 모델 또한 제시된 바가 없다.

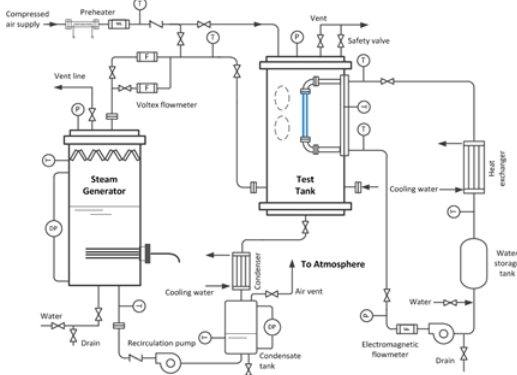
Huhtiniemi [12]에 의해 수행된 연구에 의하면 그림3에서 확인할 수 있듯 실제 원자로

사고 발생 시에 방출된 증기는 원자로 상부로 이동해 벽면을 타고 내려오는 초속 약 1-3 m에 이르는 강한 자연대류 유동으로 형성될 수 있다. 그리고 그의 연구에서 유동 속도에 대한 영향을 평가하는 것이 열전달을 예측하는 것에 있어 향상된 결과를 보일 것으로 언급한 바 있다. 이를 통해 격납건물 내부에서 형성된 기체의 유동 속도가 열전달에 영향을 미칠 수 있음을 확인할 수 있다.

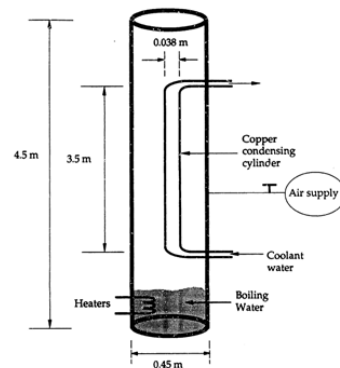
그림 4는 혁신형 안전 경수로인 iPower에 적용된 PCCS에 대한 도식도이다. 벽면 전체가 열침원인 AP1000의 경우처럼 격납용기의 넓은 면적의 벽면으로 열제거를 해내는 방식이 아니기 때문에 방출된 증기의 속도가 Huhtiniemi가 예상한 만큼 빠르지 않을 것이라 생각하지만, 사고 발생 시 자연대류 조건에서보다 빠른 증기의 유동이 응축튜브 벽면을 따라 하향하는 유동을 형성할 것으로 예상된다. 따라서, 이번 연구에서는 공기-증기 혼합기체의 속도를 제어하여 유속에 따른 응축튜브 외벽에서의 응축 현상 파악을 위한 실험 또한 진행되었으며 강제대류 조건에서의 높이에 따른 온도와 평균 및 국부 응축 열전달계수의 변화 등을 확인할 수 있다.



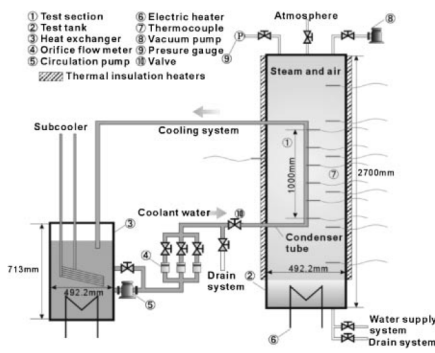
[Fig. 1] Schematic diagram of PCCS [1]



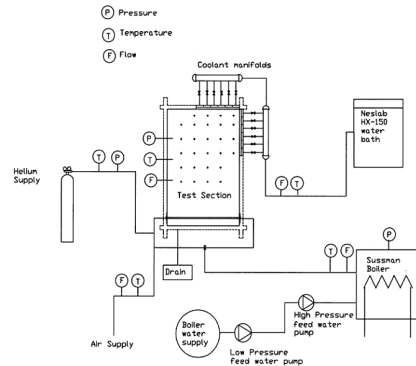
(a) Lee et al. [8]



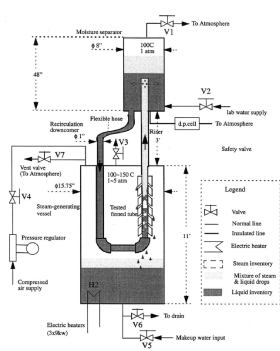
(b) Dehbi [4]



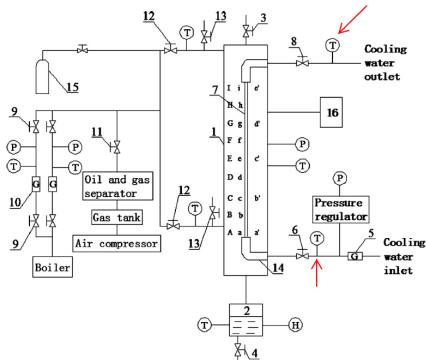
(c) Kawakubo et al. [6]



(d) Anderson et al. [13]

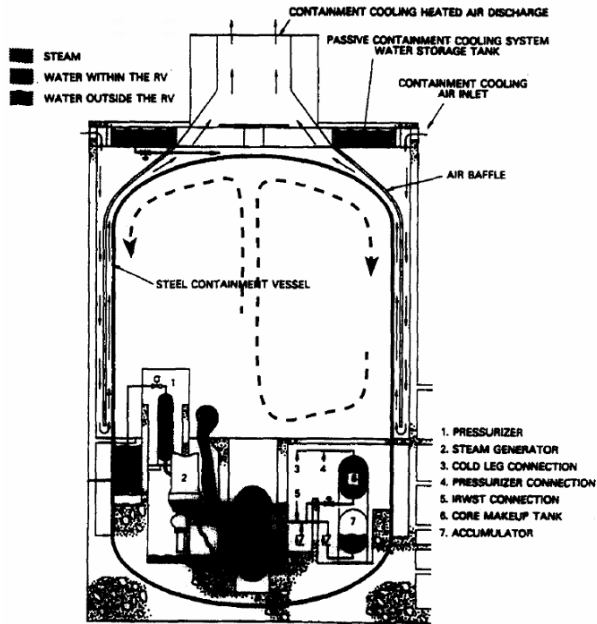


(e) Liu [5]

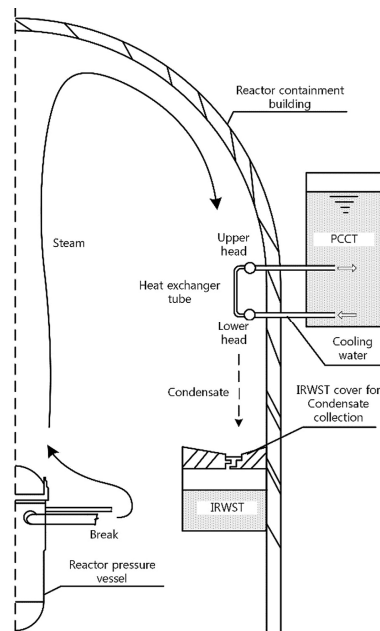


(f) Su et al. [14]

[Fig. 2] Experimental facilities under natural convection condition



[Fig. 3] Natural convection pattern in externally cooled containment dome [12]



[Fig. 4] Schematic diagram of the PCCS of iPOWER [1]

<Table 1> Previous empirical correlations for the condensation heat transfer coefficient

correlation / model	
Uchida(1965)	$h = 379 \left(\frac{W}{1-W} \right)^{-0.707}$
Tagami(1965)	$h = 11.4 + 284 \left(\frac{1-W}{W} \right)$
Dehbi(1991)	$h = \frac{L^{0.05}(3.7 + 28.7P) - (2438 + 458.3P)\log(W)}{(T_\infty - T_w)^{0.25}}$
Liu(2000)	$h = 55.635 X_S^{2.344} P^{0.252} d T^{0.307}$
Kawakubo(2009)	$h_i = \min [0.33 X_{air}^{-0.8} \Delta T^{0.25}, X_{air}^{-1} \Delta T^{-0.2} X_{air}^{-0.25}] \cdot (P + 0.5)$
Lee(2017)	$N_D = 890 Gr_L^{0.125} W_S^{*0.966} Ja^{-0.327}$

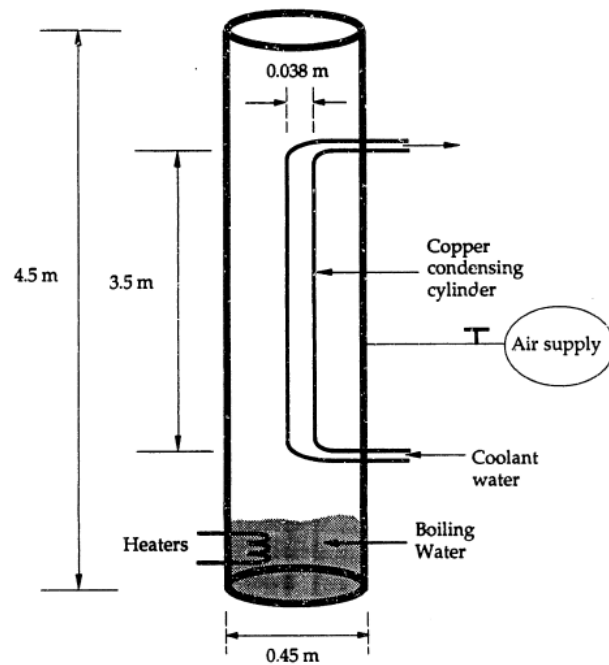
II. 문헌조사

앞서 언급한 연구자들의 응축 열전달 연구방법 및 실험 장치와 이론에 대하여 소개한다. 이를 통해 응축 열전달 실험이 어떤 실험조건에서 수행되었고 상관식이 제시되었으며 본 연구로 구한 보정인자가 열전달 계산에 어떤 영향을 미치는지 비교 확인 할 수 있다. 또한, 강제대류 조건에서의 응축 열전달 실험에서 얻어낸 데이터의 경향을 확인하고 결과 분석에 참고자료로 활용할 것이다.

Uchida [2]와 Tagami[3]의 실험연구는 오랫동안 냉각재상실사고 발생 시 격납 건물 내의 응축 현상을 통해 안전해석을 수행하는 것에 널리 사용되어 왔다. Uchida의 실험은 사각 수직 평판에서 공기, 질소 그리고 아르곤과 같은 비응축성 기체가 존재 시 자연대류 조건에서 증기의 응축 실험을 진행하였다. 실험은 대기압에서 비응축성 기체가 채워진 시험부 내부에 증기를 공급하였으며 평판의 온도를 약 50 °C 정도로 유지하여 실험이 진행되었다. 실험 압력 범위는 1~2.8 bar 범위로 설정되었다. Tagami의 실험은 동일한 실험 장치에서 정상상태 및 과도상태 두 경우에 대해 실험을 수행하였다. 정상상태 실험에서 수직평판에서의 열속, 벽면온도, 기체 혼합물의 온도 등을 측정 하였으며, 과도상태 실험에서는 시험부로 증기가 공급되는 시점부터 계측하여 과도 시간에 따라 상관식을 제시 하였다. 위의 두 실험으로 제안된 열전달계수를 구하는 상관식은 단순히 기체의 질량 비율에 대한 함수로 나타나 있으며 보수적인 값을 예측한다.

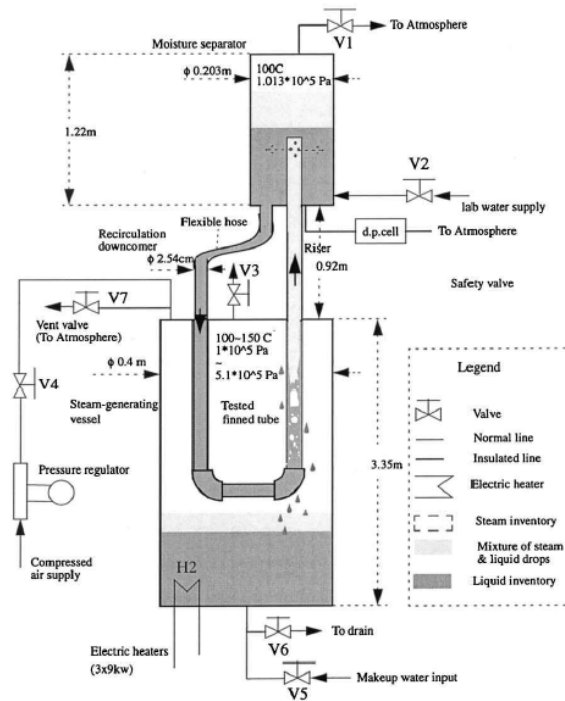
Dehbi [4]의 실험에 사용된 수직관이 설치된 시험부는 그림 5와 같다. Dehbi는 냉각재상실사고 발생 시 격납용기의 압력거동 예측 및 SBWR(Simplified Boiling Water Reactor) 관련된 수직관 외벽에서의 응축 실험을 수행하였다. 실험부의 높이는 4.5 m, 직경 0.45 m의 원통 내부에 외경 38 mm, 길이 3.5 m의 수직 응축튜브가 설치되었다. 실험은 압력 조건 1.5, 3, 그리고 4.5 bar에서 수행되었으며 공기 질량 비율 범위는 0.25~0.9로 설정되었다. 시험부 하단에서 물을 끓여 자연대류 조건의 증기를 시험부 내부에 공급했으며, 냉각수가 흐르는 응축

튜브 외벽에서 증기-공기 혼합기체를 응축시켜 데이터를 수집하였다. 이렇게 얻어진 데이터를 통해 길이, 공기 질량 분율, 압력, 그리고 벽면 과냉도의 영향을 반영한 상관식을 개발하였다. Dehbi의 실험장치는 직경에 비해 높이가 매우 길어, 증기의 자연대류 속도가 상당히 빠르다. 이는 상관식이 높은 응축 열전달계수를 예측하는 것에 큰 영향을 미치는 것으로 판단된다.



[Fig. 5] Experimental facility of Dehbi [4]

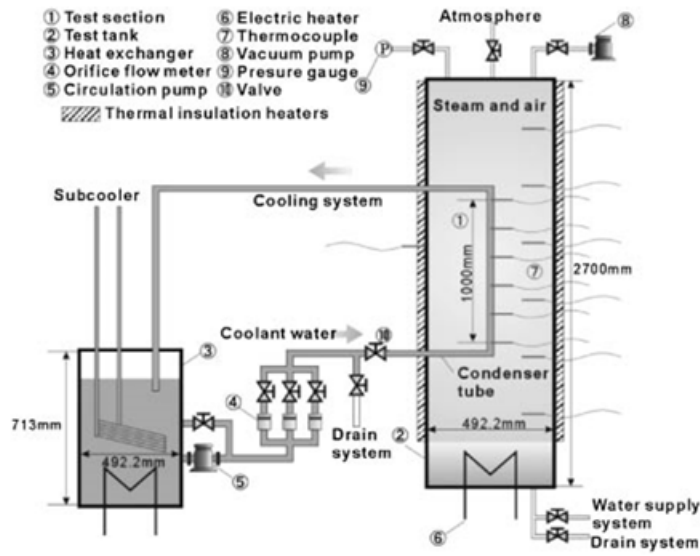
Liu [5]는 IEO(Internal Evaporator-Only) 타입의 PCCS 개념의 실험 장치를 구성하여 직경 40 mm, 길이 2 m인 구리 재질의 응축튜브 내부의 냉각수를 비등시켜 높이에 따른 벽면온도를 동일하게 만들어 연구를 진행하였으며, 증기와 비응축성 기체인 헬륨의 성층화 현상에 대해서도 연구를 진행하였다. 또한 튜브 다발에 의한 장막효과를 실험적으로 평가하였다. 실험을 통해 장막효과는 반경 방향의 유동을 방해함으로써 열전달계수를 감소시키는 것을 확인하였다.



Not To Scale

[Fig. 6] Experimental facility of Liu [5]

Kawakubo [6] 역시 PCCS 설계에 적용할 수 있는 데이터를 생산 및 상관식 개발을 위한 목적으로 공기-증기 혼합기체의 수직관 외벽 응축실험을 수행하였다. 직경 12 mm, 길이 1 m인 매우 작은 직경의 응축튜브를 이용해 실험을 수행하였다. 응축튜브 외벽의 온도를 측정하지 않고 기체 혼합물의 온도와 냉각수의 온도의 LMTD(Logarithmic Mean Temperature Difference)를 이용하여 응축 열 전달계수를 계산하였다. 응축튜브의 외벽 온도를 직접 측정하는 것이 아니라 간접적으로 유추하는 방식을 적용하여 계산하므로 상관식의 예측이 불확실도가 높다.



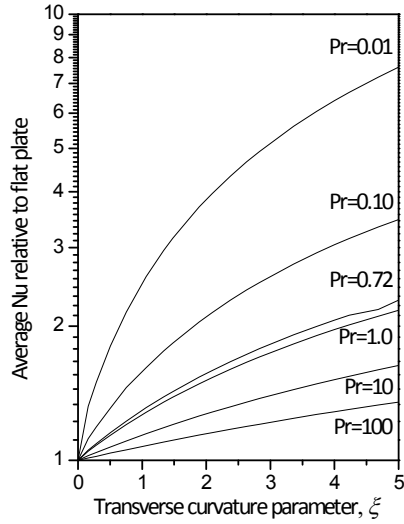
[Fig. 7] Experimental facility of Kawakubo [6]

단상유체의 대류 열전달에 대한 곡률효과에 관해서는 Cebeci [9]의 수치적 연구를 통해 규명된 바가 있다. Cebeci는 단상의 층류 자연대류 유동에 대한 경계층 지배방정식을 수치적으로 풀어내 식 (1)로 표현되는 곡률인자의 변화에 따른 평면 대비 실린더에서의 Nu수의 비를 계산하였다.

$$\zeta = \frac{2\sqrt{2}}{Gr_x^{0.25}} \left(\frac{x}{r_o} \right) \quad (1)$$

ζ 는 Cebeci의 연구에서 제시된 벽면 방향 곡률 인자이며 Gr 는 그라쇼프 수이고 r_o 는 수직관의 반지름이다.

Cebeci의 계산에 의하면 수치해법을 통하여 나온 값의 경향을 보여주는 그래프인 그림 6을 통해 알 수 있듯 단상의 자연대류 조건에서 튜브의 직경이 작아질수록 열전달계수가 강화되는 것을 알 수 있으며 그렇게 구해지는 Nu 수의 비는 Pr 변화에 의존적임을 확인할 수 있다.

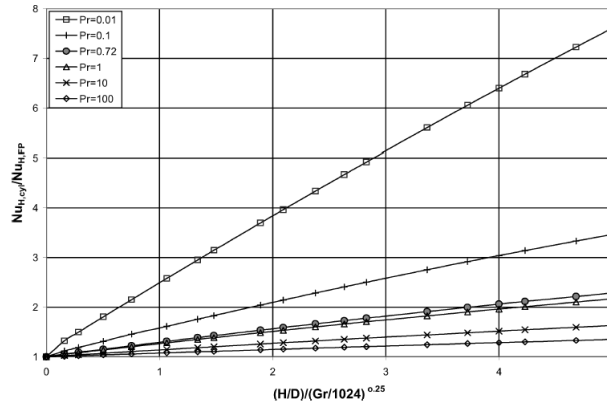


[Fig. 8] The ratio of heat transfer coefficient from the circular tube to that from the flat plate versus the curvature parameter ξ by Cebeci [9]

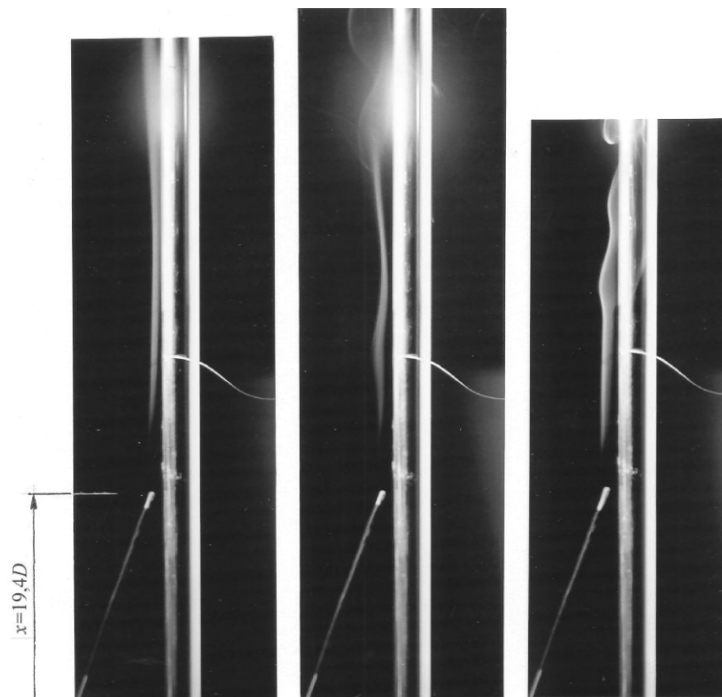
Popiel [10]은 그림 8과 같이 연기를 실린더 벽면에 흘러주는 실험을 진행하였으며 Cebeci의 단상 층류 자연대류 유동에 대한 경계층 지배방정식에 대한 수치적 계산을 통해 동일하게 평면대비 곡면의 Nu 수의 비로 상관식을 도출하였다. 이러한 Popiel의 식은 식 (2)와 같이 나타나며 Dehbi [15]의 연구에서도 반영되어 식 (3)과 같이 곡률 효과를 반영한 식 도출에 사용되었다.

$$\frac{Nu_{cyl}}{Nu_{flat}} = 1 + 0.3 \cdot (\sqrt{32} \cdot Gr^{-0.25})^{0.909} \quad (2)$$

$$h = 0.185 D^{2/3} (\rho_w - \rho_\infty) \left(\frac{\rho_w - \rho_\infty}{\mu} \right)^{1/3} \frac{h_{fg}}{(T_\infty - T_w)} \ln \left(\frac{1 - W_{S,w}}{1 - W_{S,\infty}} \right) \cdot \frac{Nu_{cyl}}{Nu_{flat}} \quad (3)$$



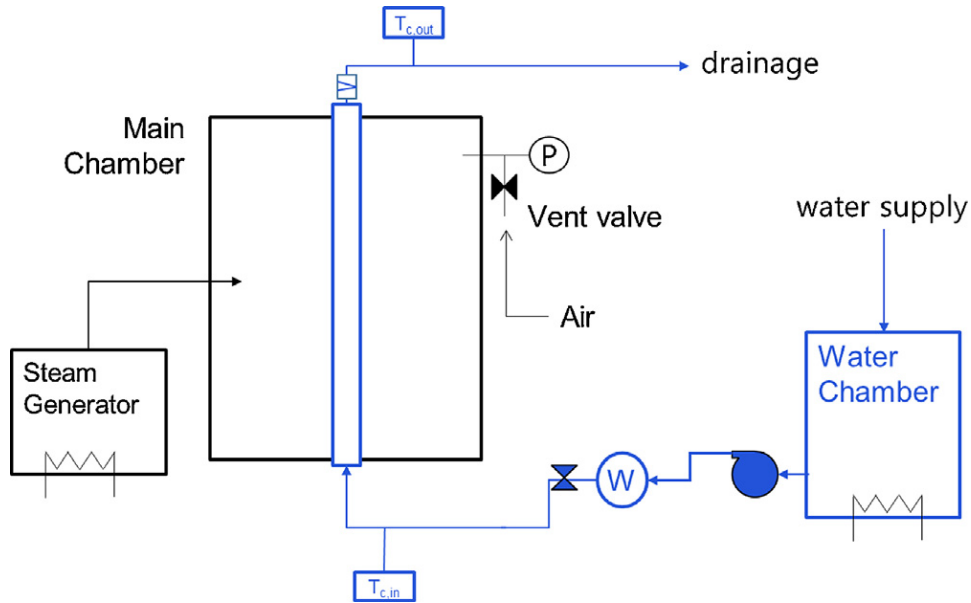
[Fig. 9] Ratio of the average Nusselt number for a vertical cylinder and a vertical flat plate versus curvature parameter for various Prandtl numbers by Popiel [10]



[Fig. 10] Pictures of the smoke visualization by Popiel [10]

Jeon [11]의 연구는 그림 8과 같은 실험장치로 수행된 제주대학교 선행연구와 유사하게 자연대류에서의 응축 실험 연구이다. Jeon은 지배방정식과 CFD 및 실험을 통하여 곡률효과를 반영하는 식을 제시하였다. 그러나 Jeon의 상관식은 적

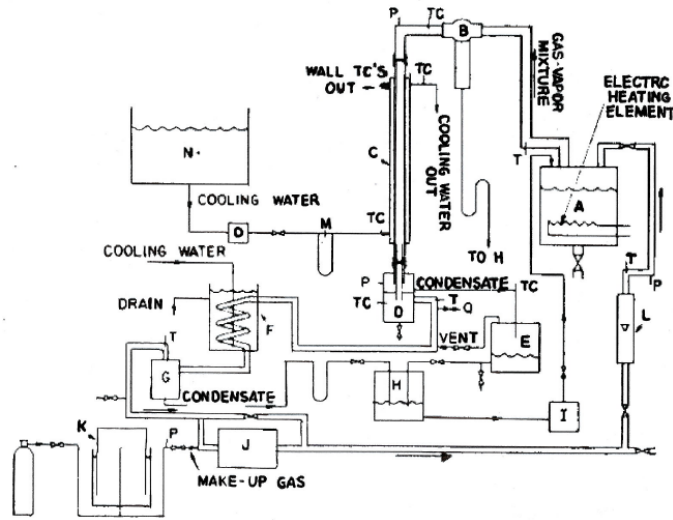
은 수의 데이터를 기반으로 제시되었기 때문에, 직경에 따른 곡률효과에 대한 일반적인 상관식을 제시함에 있어 적용이 한계적이다.



[Fig. 11] Experimental facility of Jeon [11]

그 외에도 Anderson [13], De la Rosa [16], Herranz [17], Malet [18], Colburn-Hougen [19] 등의 연구에서 피동격납건물계통에 대한 실험을 수행하거나 코드에 적용하기 위한 공기-증기 혼합기체의 응축에 대한 해석모형을 제시하였다.

Votta and Walker [20] 또한 튜브 내부에서의 하향 유동의 강제대류 조건에서의 열전달을 확인하는 실험을 수행하였다. 실험은 넣어주는 기체 혼합물의 온도가 섭씨 100도 미만인 대기압 조건에서 0.1-0.8 kg/s 유속조건으로 진행이 되었으며 비응축성 가스로 공기, 헬륨 그리고 이산화탄소가 사용되었다. 실험은 25.4 mm의 내경과 약 1 m의 길이를 가진 튜브가 사용되었다. 실험에서 구해진 데이터를 통해 Votta and Walker는 Colburn과 Hougen 방법론을 단순화하고 개선하기 위한 연구를 진행하였다.

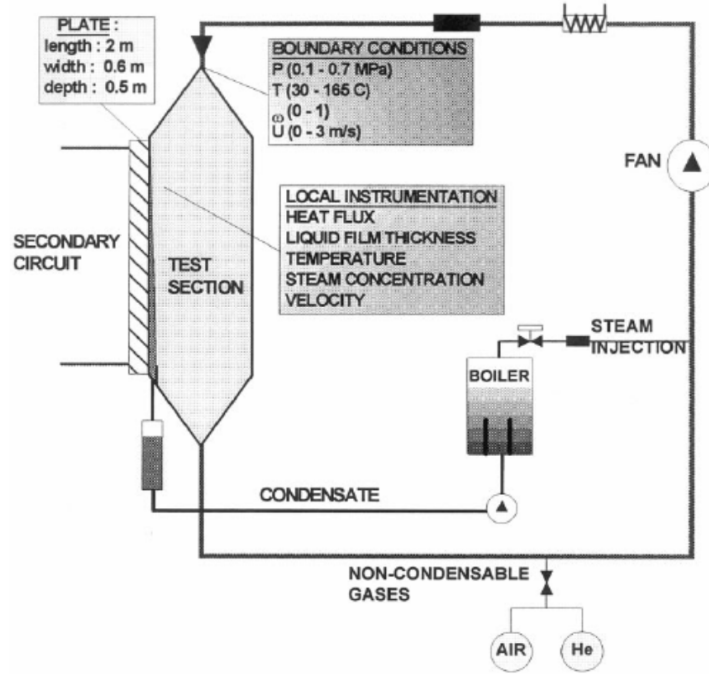


[Fig. 12] Experimental facility of Votta and Walker [20]

강제 대류 조건에서의 경계층에서 비응축성 기체가 열전달에 미치는 영향 Sparrow [21]에 의해 연구되었다. Sparrow는 강제대류 경계층 유동에서 비응축성 기체가 응축에 미치는 영향을 분석적으로 연구하였다. 그의 연구에서 계산된 결과에 의하면, 비응축성 기체로 인해 감소되는 열전달계수는 작은 압력에서 두드러지며 응축 경계층에서의 비응축성 기체의 영향은 자연 대류 조건에서 보다 강제 대류 조건에서 더 약한 것으로 드러났다. 이는 강제 대류의 유동이 경계층 표면에서의 비응축성 가스의 응축에 대한 영향력을 약화시키기 때문이다.

COPAIN test [22]는 프랑스 CEA에 의해 설계된 실험으로서 비응축성 가스가 존재할 때 벽면에서의 응축 현상을 연구하기 위한 목적으로 수행되었다. 이 실험은 1-7 bar 압력 조건에서 이루어졌으며 최대 내부 속도 3 m/s를 가진 기체 혼합물(증기, 공기, 헬륨)이 열전달에 미치는 영향을 평가했다. 응축이 이루어지는 평판은 폭이 0.6 m 길이가 2 m 두께가 0.025 m 인 스테인리스 스틸로 이루어져 있고, 실험 장치는 폐회로이며 증기와 공기는 하향 유동 가져 증기가 평판 표면에서 응축될 수 있도록 설계되어 있다. 평판은 2차 냉각수 순환계통에 의해 벽면 온도 제어가 제어되었다. 이렇게 얻어진 데이터들은 Pavan [23]와 Bicer [24]와 같은 연구자들에 의해 CFD 코드 개선 및 MARS 코드 검증에 사용되었으며

Table 1 의 데이터를 사용하였다.



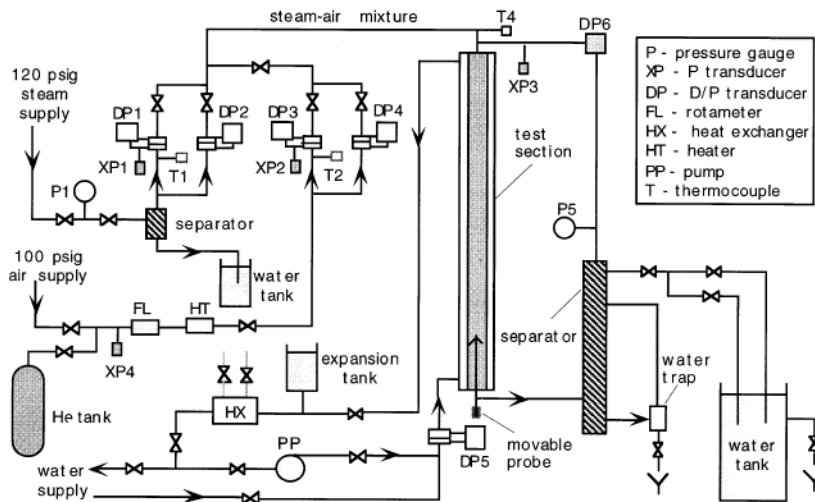
[Fig. 13] Experimental facility of COPAIN test [22]

<Table 2> Selected COPAIN Test data

Test No.	Convective Heat Transfer	Inlet Air Velocity (m/s)	Pressure (bar)	Air Inlet Temperature (K)	Wall Temperature (K)	Mass Fraction X_{NC}
P0441	Forced	3	1.02	353.23	307.40	0.767
P0443	Free	1	1.02	352.33	300.06	0.772
P0444	Natural	0.5	1.02	351.53	299.70	0.773
P0344	Natural	0.3	1.21	344.03	322.00	0.864

실험장치 운용에 대해 고려해야할 부분을 설정함에 있어 기존에 비슷한 장치로 실험을 수행한 Kuhn [25], Siddique [26], Hasanein [27], Oh [28], Kim [29]의 연구를 참고하였다.

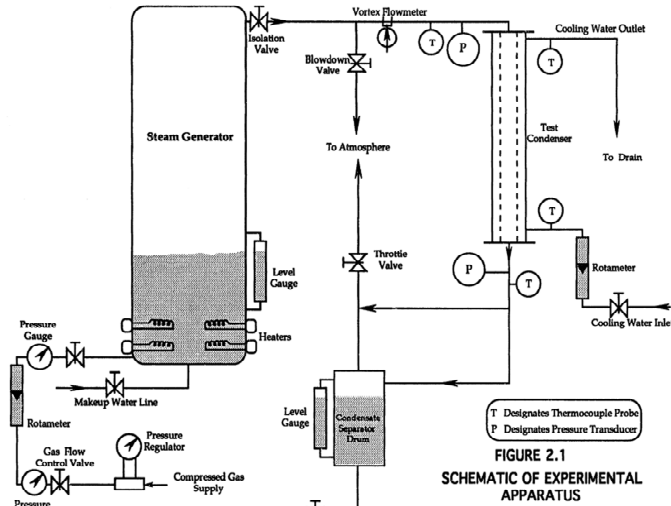
Kuhn [25]은 수직관 내부에서 하향 유동을 갖는 증기-공기 및 증기-헬륨 혼합물에서의 증기 응축에 대한 연구를 진행하였다. 그리고 비응축성 가스가 존재하는 경우 응축 열전달의 평가를 위해 degradation method, diffusion layer modeling, mass transfer conductance modeling 이렇게 세 가지 모델을 제시하였다. Degradation method를 사용한 경우 물리적인 현상들은 완벽히 반영하고 있지 않기 때문에 응축 열전달을 평가함에 있어서 나머지 두 상관식에 비해 큰 오차를 가지게 된다. 반면에, 나머지 두 상관식은 계면에서의 suction 효과를 고려하므로 상대적으로 높은 정확도를 가지고 응축 열전달을 평가할 수 있게 된다.



[Fig. 14] Experimental facility by Kuhn [25]

Siddique [26]는 SBWR(Simplified Boiling Water Reactor)에 제안된 ICs(Isolation Condensers) 분석에서 공기와 수소 존재 시 증기 응축률을 예측하기 위해 수직관 내부에서의 공기-증기, 헬륨-증기 혼합 기체를 사용한 강제 유동 조건에서의 실험을 수행하였다. 실험에는 내경 46 mm을 가진 2.54 m의 수직관이 사용되었으며 내벽 응축 열전달 실험이 수행되었고 실험에서의 공기 질량 분율 범위는 0.1~0.35 이며 주입되어지는 혼합기체의 온도는 100, 120, 그리고 140 °C로 설정이 되었다. Siddique의 연구에서 국부 열유속을 구하기 위해서 높이에 따른 냉각수의 온도를 구하나 냉각수 내부에 발생한 기포에 의해 온도 측정에

있어 발생한 fluctuation이 불확실도를 야기하였다.



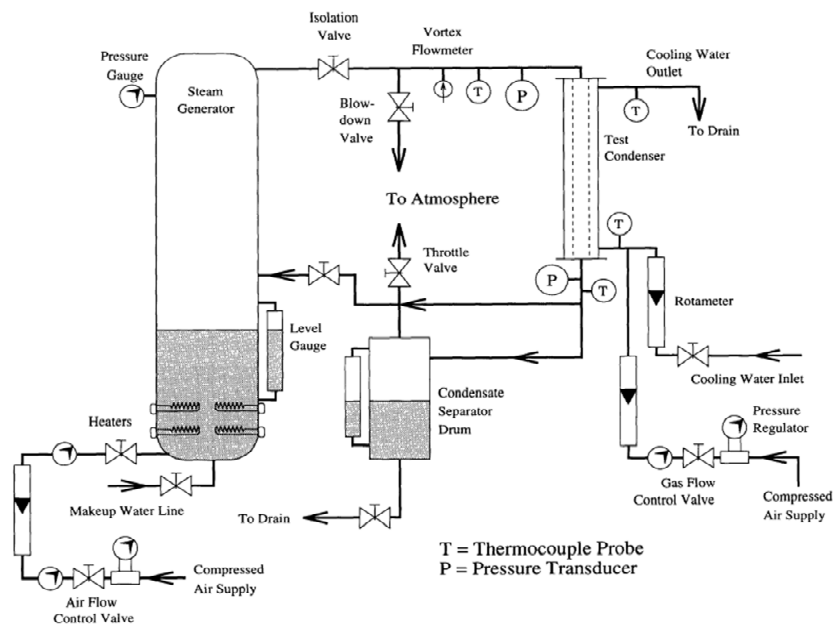
[Fig. 15] Experimental facility by Siddique [26]

Hasanein [27]의 연구에서는 강제대류 조건에서 증기 응축 열전달에 있어 비응축성 기체의 영향을 알아보기 위한 튜브 내벽에서의 응축 실험이 수행되었다. 연구에 사용된 실험 장치는 그림 16에서 볼 수 있다. 연구의 목적은 헬륨 또는 헬륨-공기 기체가 존재할 때의 높이에 따른 열전달계수를 구하는 것에 있다. 실험에는 내경 46 mm, 길이 2.44 m의 수직관이 사용되었으며 높이에 따른 튜브 내부에서의 무차원수와 온도, 열전달계수 등을 이용해 비응축성 기체의 영향을 확인하였다.

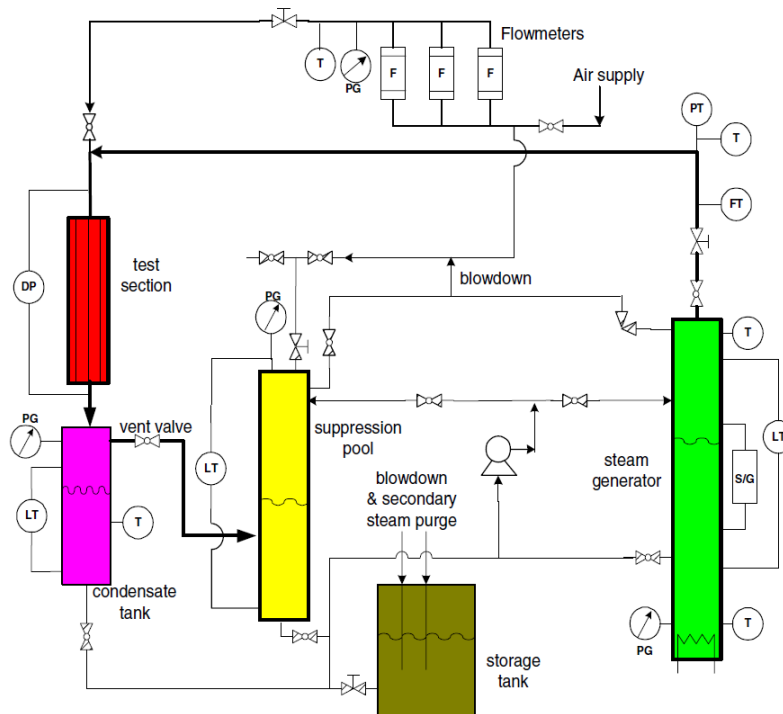
Oh [28] 또한 내벽 응축 열전달 실험을 진행하였으며 비응축성 기체 존재 시 막응축 조건에 대해 Heat and Mass Analogy Model을 개발하였다. 공기-증기 혼합기체가 흐르는 조건에서 분석적 방법에 의해 도출된 운동량, 열물질 전달 관계식이 사용되었으며 이 때 벽면에서의 흡인 효과가 고려되어 분석하였다. 실험은 수직관 높이와 입구 질량 분율 조건에 따른 열전달계수 등이 수행이 되었으며 제시된 상관식과 데이터를 비교하는 방식으로 분석이 진행되었다.

Lee [29]의 연구는 PRHRS 응축 열교환기의 디자인을 개선하기 위해 열전달 특성을 알아보기 위한 실험으로서 수행이 되었다. 이 때 사용된 비응축성 기체는 질소이며 실험에서의 압력조건은 대기압 조건으로 설정이 되었다. 실험은 순수 증기와 질소-증기 혼합기체를 통한 열전달 실험이 진행되었으며 실험에 사용된 수직관은 내경 13 mm, 길이 2.8 m를 가진 수직관이 사용되었다. 높이, 유속 및 질소 질량 분율에 따른 열전달계수가 측정되었으며 제안된 상관식으로 예측한 값을 Siddique 및 Kuhn의 상관식으로 예측한 값들과 비교분석 하였다.

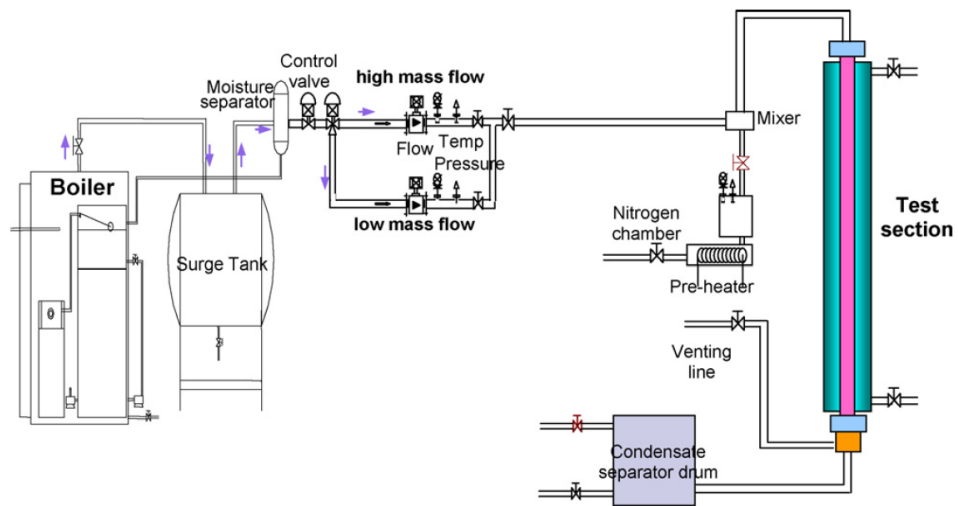
앞서 언급한 강제대류 조건에서의 응축 튜브 외벽에서의 증기 응축 현상을 파악하기 위한 실험적 연구가 진행된 바 없으며 앞으로의 PCCS 개발에 있어 강제 대류 영향을 고려할 수 있는 참고자료로서의 데이터가 필요함에 따라 이를 위한 실험적 연구가 필요하게 되었다.



[Fig. 16] Experimental facility by Hasanein [27]



[Fig. 17] Experimental facility by Oh [28]



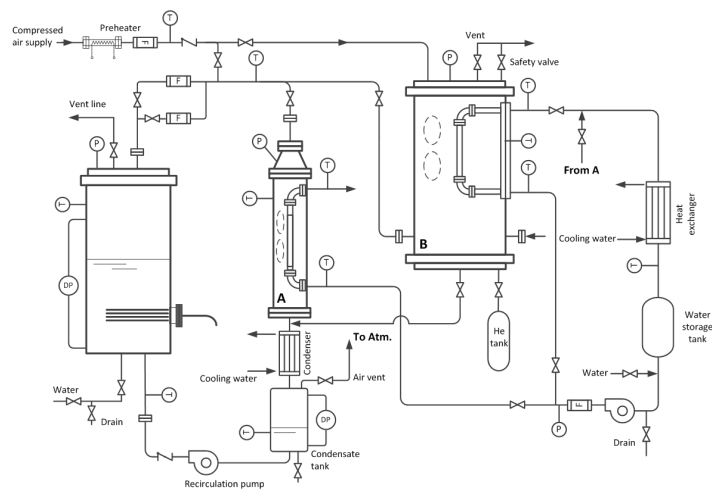
[Fig. 18] Experimental facility by Lee [29]

III. 제주대학교 응축실험

제주대의 응축 실험설비는 증기와 공기의 성층화를 파악하기 위한 국부적인 분포를 측정하고, 반경방향으로의 분포도 확인할 수 있도록 설계되었다. 또한 기존 실험들에서 공기-증기 혼합기체의 속도를 제어할 수 없었으므로 이를 고려하여 혼합기체의 속도 영향 평가를 할 수 있도록 구축하였다.

1. 제주대학교 응축실험장치

앞서 언급한 목표들을 만족하기 위해 구축된 응축 열전달 실험설비는 그림 19와 같다. 크게 증기순환계통과 냉각수 순환계통으로 나뉘며, 두 순환계통은 시험부에서 열전달이 이루어지게 된다. 주요기기로는 증기를 발생시키는 증기 순환계통으로 증기를 공급하는 증기발생기, 증기와 비응축성 기체가 혼합되어 들어와 응축튜브 외벽에서 응축현상이 발생하는 시험부, 시험부 중앙에 설치되어 응축현상을 발생시키는 응축튜브가 있다.



[Fig. 19] Experimental facility of Jeju National University

증기발생기는 내부의 물을 가열하여 증기를 발생시켜 시험부로 증기를 공급하는 장치이다. 직경 0.8 m, 높이 1.85 m이며, 하부에 설치된 전열기의 최대 출력은 120 kW(30 kW×4)가 설치되어 증기 생산 및 가압을 수행할 수 있고 전열기의 출력을 조절하여 증기의 유량을 쉽게 제어할 수 있다. 증기발생기 상단에는 안전밸브를 설치하여, 설정치의 압력(6 bar)이상으로 상승하였을 경우 자동으로 개방되어 내부의 증기를 방출함으로써 계통을 감압할 수 있도록 하였다. 또한 내부 상단에는 습분분리기가 설치되어 있어 시험부로 공급하는 증기의 습분을 최소화 하였다.

그림 20은 응축 실험설비의 모습이다. 왼쪽에 보이는 장치가 이번에 수행된 강제대류 조건에서의 응축 열전달 실험 장치이며 오른쪽에 보이는 장치가 기 수행된 자연대류 조건에서의 응축 열전달 실험 장치이다.

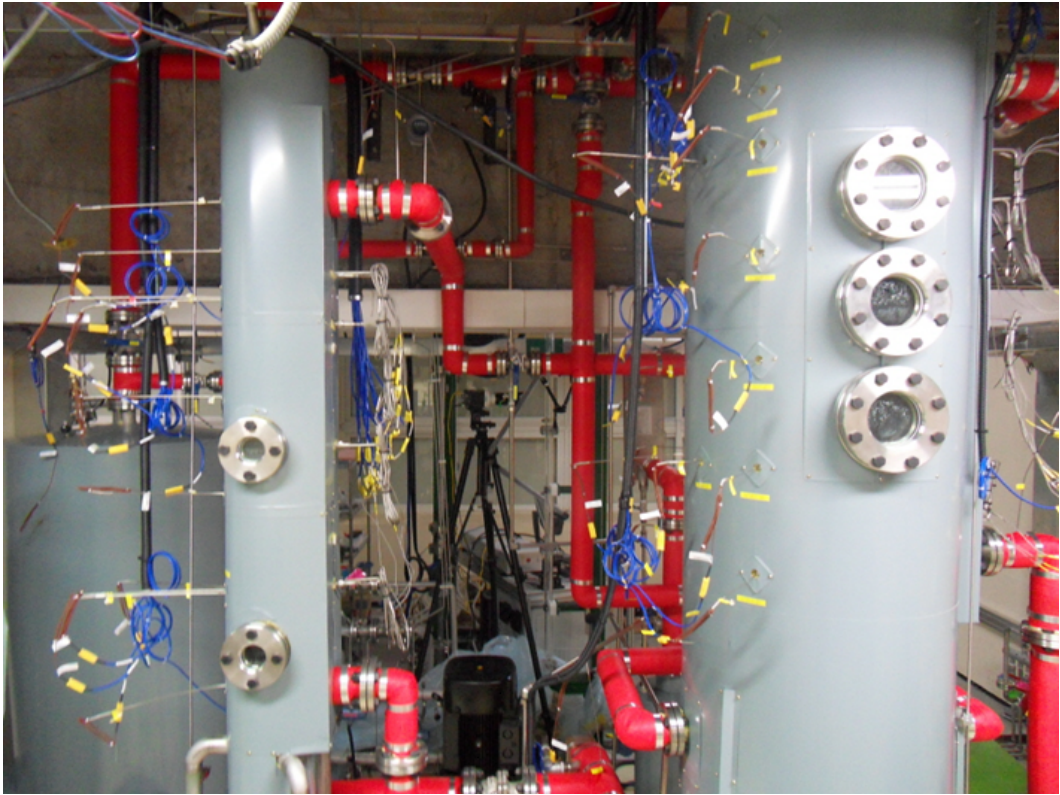
강제대류 실험을 위한 장치는 제어된 조건에서 주입되는 공기-증기 혼합기체가 응축튜브 벽면을 지나가며 응축 열전달이 발생하는 시험부로, 증기-공기 혼합기체의 유속이 미치는 영향을 평가할 수 있는 실험 장치이다. 시험부 A로 공급되는 기체혼합물의 유속과 공기의 질량 분율은 증기발생기 출력 및 응축수 벤트를 통한 감압과 공기공급라인으로부터 주입되는 공기의 유속을 조절함으로써 제어할 수 있다.

강제대류 실험을 위한 시험부 A는 SUS-304로 제작된 직경 0.165 m, 길이 1.72 m의 원통형 용기로서, 내부에는 수직의 응축튜브가 설치되어 외벽 외벽을 지나는 공기-증기 혼합기체의 응축현상을 모의할 수 있게 설치되었다. 시험부 상단에는 안전 밸브를 설치하여 압력이 설정치(6 bar) 이상으로 상승하였을 경우 자동으로 개방되어 계통을 감압할 수 있도록 하였다. 또한 벤트를 설치하여 가압 후 내부의 공기를 제거하거나, 내부의 증기를 방출하여 감압하는 데에 사용할 수 있도록 하였다.

적절한 운전과 응축열전달 데이터 생산을 위해 각종 계측기를 설치하였다. 압력계를 설치하여 내부의 압력을 계측하였고 증기-공기 혼합물이 통과하는 영역에는 축방향으로 다수의 열전대를 설치하여 기체혼합물의 온도와 그에 따른 공기의 질량 분율을 계측할 수 있게 하였다. 또한 응축튜브 벽면을 통과하는 열속을 측정하기 위해, 응축튜브의 외벽과 내벽, 그리고 응축튜브 내부를 흐르는 냉

각수의 온도를 측정하기 위한 열전대가 축방향으로 다수 설치되었다. 시험부 벽면에는 내부 기체혼합물의 유동 및 응축튜브 벽면 액막의 가시화를 위해 축방향으로 두 개의 가시창이 설치되어있고 가시창은 강화유리로 제작하였다.

자연대류 실험을 위한 시험부 B 또한 SUS-304L로 이루어져 있고, 직경 0.609 m, 높이 1.95 m 의 원통형 용기이다. 증기발생기에서 생성된 증기가 시험부 하단에서 마주보는 두 주입구로 유입되어 보다 균일한 자연대류 조건을 형성한다. 설계 압력은 10 bar이며, 압력이 6 bar이면 증기발생기와 시험부 A와 마찬가지로 상부에 설치된 안전밸브가 열려 내부의 증기를 방출하여 계통을 감압한다. 또한, 실험 시 시험부 내부에서 발생하는 응축현상의 가시화를 위하여 양면에 세트의 가시창이 설치되었다. 이는 중앙에 설치된 응축튜브를 높이에 따라서 가시화하기 위함이다. 시험부의 한쪽 벽면은 내부 응축튜브의 설치 및 교체가 용이하게 하기 위해서 대형 사각 플랜지로 제작 되었다. 그림 20에 나타난 바와 같이 시험부 벽면에 7개씩 두 세트의 열전대를 반경별로 설치하여, 높이별 시험부의 온도를 측정하고 성층화 여부를 판단할 수 있다.

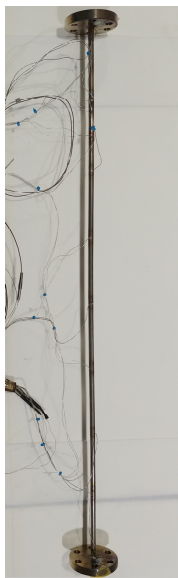


[Fig. 20] Test section of experimental facility of Jeju National University

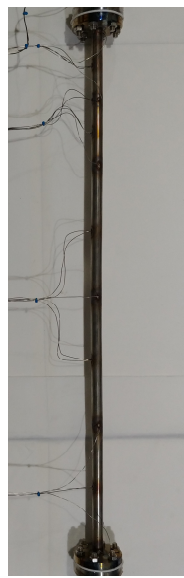
다음으로 냉각수 순환계통은 냉각수가 저장되어있는 냉각수 탱크, 냉각수를 공급하는 냉각수 펌프, 냉각수의 온도를 조절하는 열교환기 그리고 시험부에서 응축현상을 발생시키는 응축튜브로 구성된다.

응축튜브는 시험부와 마찬가지로 SUS-304L로 이루어져 있으며, 그림 21과 같이 왼쪽부터 외경이 10 mm [30], 21.5 mm, 40 mm [8]인 응축튜브, 그리고 강제 대류 실험에 사용된 40 mm 응축튜브로써 유효 열전달 길이는 1 m로 동일하다. 유효열전달 길이 이외의 영역은 단열재로 감싸 열전달이 일어나지 않도록 하였다. 응축튜브에는 벽면 및 내벽의 온도, 냉각수의 온도를 측정하기 위하여 응축튜브의 높이에 따라 각각 6개의 열전대를 설치하였으며, 설치 방법 및 설치 위치는 그림 22와 같다. 외벽과 내벽 온도 측정용 열전대는 외경 40 mm와 21.5 mm 튜브에는 각각 1 mm와 4.5 mm 깊이로 설치되었으며, 외경 10 mm 튜브에는 벽의 두께가 다른 직경에 비해 얇기에 각각 1 mm와 2.5 mm 깊이로 열전대가 설치되었다. 이렇게 설치된 열전대는 국부적인 열속을 명확하게 알기위해 응축튜브

의 최 내·외벽의 온도를 보정하여 구할 수가 있다. 또한, 냉각수의 온도 변화를 보기 위하여 응축튜브의 냉각수 입구 및 출구, 높이에 따라 총 6개의 열전대를 벽면을 관통하여 응축튜브 내부 중심에 위치하도록 설치하였다. 냉각수가 응축튜브를 따라 흐르면 반경 방향으로 열 경계층 발달로 인한 온도 구배가 발생하기 때문에 출구에 mixing plate를 설치하여 이곳을 거쳐 혼합된 냉각수의 온도를 열전대(Tc M-1,2)로 측정하였다.



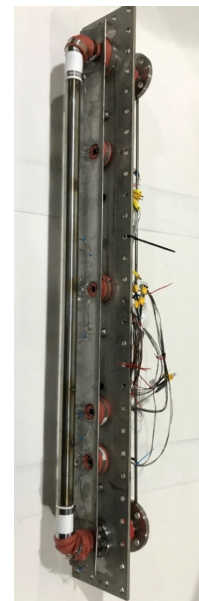
10 mm O.D.



21.5 mm O.D.

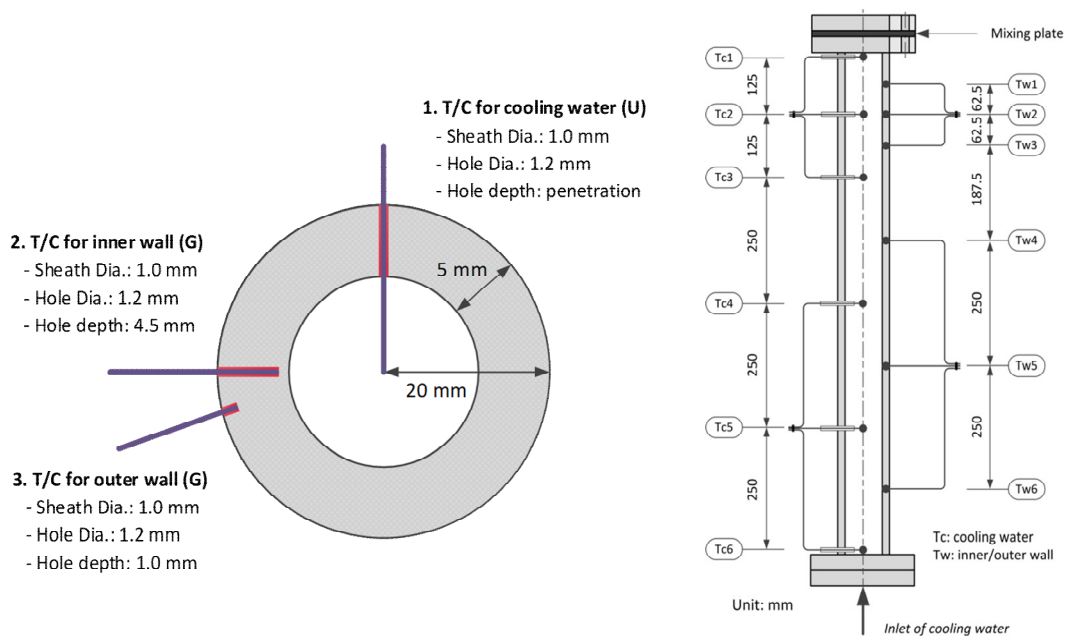


40 mm O.D.
natural
convection



40 mm O.D.
forced
convection

[Fig. 21] Condenser tubes for experiment



[Fig. 22] Location and depth of thermocouple installation in case of 40 mm O.D. tube used in forced convection condition

2. 데이터 정리

1) 벽면온도 보정

응축튜브에 설치되어진 열전대는 실제 내·외벽이 아니기에, 국부적인 열속과 전체 열전달율을 보다 정확하게 측정하기 위하여 벽면온도를 보정하여 구해준다. 응축튜브의 가공 깊이를 깊이 측정기를 사용하여 반복 측정한 후 실제 위치를 이용하여 보정해주게 된다. 열전대 설치 위치를 이용하여, 식 (4)과 식 (5)를 이용하여 보정해주게 된다 [31].

$$T_{wo} = T_{wo}^* - \frac{T_{wo}^* - T_{wi}^*}{\ln(r_i^*/r_o)} \ln(r_i^*/r_o) \quad (4)$$

$$T_{wi} = T_{wo} - \frac{T_{wo}^* - T_{wi}^*}{\ln(r_i^*/r_o^*)} \ln(r_i/r_o) \quad (5)$$

T_{wi} , T_{wo} 는 실제 내·외벽의 온도이며, T_{wi}^* , T_{wo}^* 는 측정된 설치 위치에서의 내·외벽 온도, r_i , r_o 는 설계상 설치된 열전대의 내벽, 외벽깊이, r_i^* , r_o^* 는 실제 깊이 측정을 통해 측정된 열전대 설치된 내벽, 외벽의 깊이이다.

2) 응축 열전달계수

실험을 통해 얻은 실험 데이터를 이용하여 데이터 처리과정을 거쳐 응축 열전달계수를 구할 것이다. 자연대류 조건에서는 높이에 따른 벽면 온도 및 시험부 내부 온도의 변화가 미미한 수준이므로 뉴턴의 냉각법칙과 냉각수의 열제거율을 이용하여 응축 열전달계수를 구하게 된다.

뉴턴의 냉각법칙은 다음과 같다.

$$q = hA(T_b - T_w) \quad (6)$$

여기서 A 는 응축튜브의 면적, T_b 는 기체 혼합물의 온도, T_w 는 응축튜브의 외벽 온도이다. 이때 냉각수가 흘러가면서 얻은 열은 식 (7)와 같다.

$$q = \dot{m}C_p(T_o - T_i) \quad (7)$$

여기서 \dot{m} 은 냉각수의 질량유량, C_p 는 정압 비열, $(T_o - T_i)$ 는 냉각수의 입·출구 온도차 이다. 식 (6)의 증기가 응축튜브 외벽으로 가한 열과 식 (7)의 냉각수가 흘러가면서 얻은 열이 같다고 가정하면

$$hA(T_b - T_w) = \dot{m}C_p(T_o - T_i) \quad (8)$$

식 (8)을 얻을 수 있다. 따라서 구하고자 하는 열전달계수는 식 (9)과 같은 형태로 나타낼 수 있다.

$$h = \frac{\dot{m}C_p(T_o - T_i)}{A(T_b - T_w)} \quad (9)$$

강제대류 조건에서는 높이에 따른 벽면온도의 차이가 크며 높이에 따른 열전달계수의 변화를 확인하기 위해 다음과 같은 방법으로 국부 열속을 구할 수 있다.

$$q_j'' = k \frac{T_{ow,j} - T_{iw,j}}{r_o \ln(r_o/r_i)} \quad (10)$$

여기서 $T_{ow,j}$ 와 $T_{iw,j}$ 는 각각 j번째 높이에서의 외벽 & 내벽 온도를 뜻하며 r_o 와 r_i 는 각각 튜브의 외경과 내경의 반지름을, k 는 튜브의 열전도율을 나타낸다. 구한 열속에 뉴턴의 냉각 법칙을 이용하면 식 (11)을 얻을 수 있고, 이렇게 얻어진 높이에 따른 국부 열전달계수를 통해 면적평균하여 평균 열전달계수인 식 (12)를 도출할 수 있다.

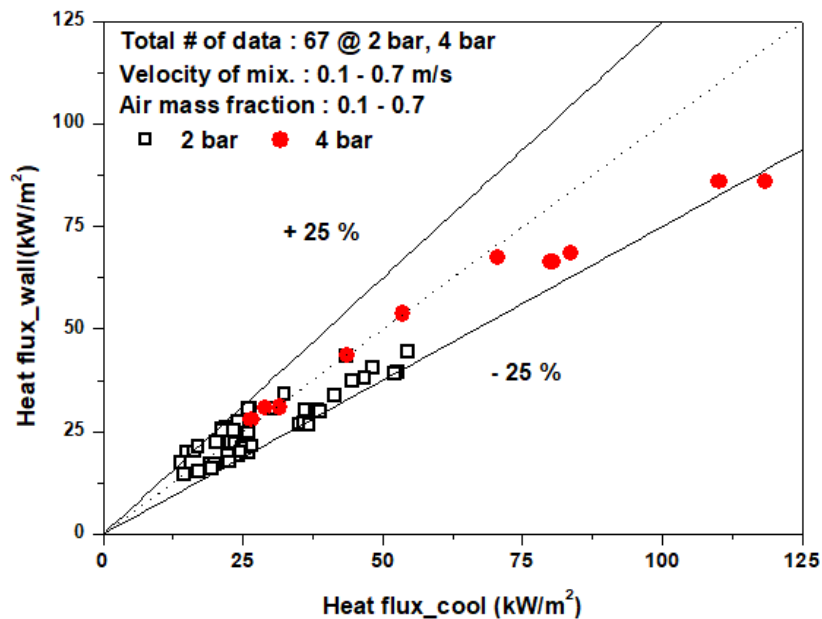
$$h_j = \frac{q_j''}{(T_{b,j} - T_{ow,j})} \quad (11)$$

$$\bar{h} = \frac{1}{A} \int h_j dA \quad (12)$$

3) 열평형 계산

본 연구에서는 정상상태 시 응축튜브 외벽에서 증기의 응축에 의해 전달되는

열과 냉각수로 인해 제거되는 열이 동일함을 본격적인 실험결과 분석에 앞서 벽면에 설치된 열전대의 정확성을 간접적으로 평가하고자 열평형을 계산하였다. 다음 그림 23의 x축은 식 (7)로 계산한 냉각수가 가져간 열이며 y축은 식 (10)으로 구한 벽면을 통해 전달된 열을 나타낸다. 그래프에서 확인할 수 있다시피 두 값의 오차는 $\pm 25\%$ 의 오차 밴드 안에 모두 위치하게 되며 평균 상대 오차는 약 15%이다. 이를 통해 벽면온도 측정을 위한 열전대가 잘 설치되어 측정데이터가 유효하다고 판단되며 구축된 실험장치의 응축튜브는 열평형을 거의 만족하고 있음을 확인할 수 있다.



[Fig. 23] Heat balance calculation under forced convection experiment

4) 혼합물 유속 계산

강제 대류 실험 수행 시에 중요한 유속의 영향을 평가하기 위해 주입되는 공기와 증기가 섞인 기체 혼합물의 유속을 제대로 계산해내는 것이 필수적이다. 혼합기체의 속도는 다음과 같이 주입되어진 증기와 공기의 유량을 통해 계산되었으며 아래 식 (13-15)으로 나타내었다.

$$\frac{1}{\rho_{mix.}} = \sum_i \frac{X_i}{\rho_i} \quad (13)$$

$$\dot{m}_{mix.} = \dot{m}_{vap} + \dot{m}_{air} \quad (14)$$

$$V_{mix.} = \frac{\dot{m}_{mix.}}{\rho_{mix.} A} \quad (15)$$

5) 불확실도 분석

불확실도 분석은 수행된 실험의 불확실도 혹은 신뢰도를 평가하여 제시하기 위한 것이다. 전체 오차는 계측기 자체 오차인 bias error와 매 측정 시 발생하는 측정 오차인 precision error로 구성된다.

$$U = \sqrt{B^2 + P^2} \quad (16)$$

여기서 U 는 전체 오차를 의미하고, B 는 bias error, P 는 precision error를 의미한다. Precision error는 다음의 식을 이용하여 구할 수 있다.

$$P = t \times \frac{S_x}{\sqrt{N}} \quad (17)$$

N 은 데이터의 개수를 의미하고 t 는 신뢰도를 의미하며 표본개수에 따라 달라진다. ($t=2, N > 100$) S_x 는 실험데이터 표본 집단의 표준편차를 의미한다.

응축 열전달계수의 불확실도는 실험에서 사용한 계측기의 bias error와 실험 시 발생하는 계측기의 precision error를 계산하여 구할 수 있다. 식 (17)에서 계

측기를 통하여 측정하는 변수는 온도와 냉각수의 질량유량이다. 따라서 응축 열 전달계수의 불확실도는 아래와 같은 식으로 계산할 수 있다.

$$U_h^2 = \left[\left(\frac{dh}{dm} \dot{U}_m \right)^2 + \left(\frac{dh}{d\Delta T_c} U_{\Delta T_c} \right)^2 + \left(\frac{dh}{d\Delta T_b} U_{\Delta T_b} \right)^2 \right] \quad (18)$$

여기서 ΔT_c 는 냉각수의 입·출구 의 온도차 이고, ΔT_b 는 벽면 과냉도이다. 이 두 온도 변화는 다시 $(U_{\Delta T_c})^2 = (U_{T_c})^2 + (U_{T_i})^2$ 그리고 $(U_{\Delta T_b})^2 = (U_{T_b})^2 + (U_{T_w})^2$ 로 나타낼 수 있다. 위 식을 간단하게 식 (9)의 형태로 나타낼 수 있다. 계측기들의 bias error는 표 3에 요약하였다.

$$\frac{U_h}{h^2} = \left(\frac{\dot{U}_m}{\dot{m}} \right)^2 + \left(\frac{U_{\Delta T_c}}{\Delta T_c} \right)^2 + \left(\frac{U_{\Delta T_b}}{\Delta T_b} \right)^2 \quad (19)$$

Bias error와 매 실험에서의 precision error를 이용하여 계측기 각각의 오차를 식 (19)에 대입하면 응축 열전달계수의 전체 오차를 구할 수 있으며, 이와 같은 방법을 통해 얻은 응축 열전달계수의 평균 불확실도는 자연대류 조건에서의 실험의 경우 직경 40 mm 응축튜브 실험에서는 11%, 직경 10 mm 응축튜브 실험에서는 21% 그리고 직경 21.5 mm 응축튜브 실험에서는 13%의 불확실도를 가지고 있다. 강제대류 조건에서의 실험의 경우 직경 40 mm 응축튜브 실험에서 16%의 불확실도를 가짐을 확인했다.

<Table 3> Bias error of measurement instruments

Parameters	Instruments	Measurement error
Coolant temperature	K-type thermocouple	0.2 K
Wall temperature	K-type thermocouple	1.1 K
Coolant mass flow rate	Electromagnetic flowmeter	0.1 % of span
Total pressure	Pressure transmitter	0.075 % of span

3. 실험 조건 및 절차

1) 실험조건

표 4와 표 5는 각각 직경효과 실험과 기체 유속영향 평가 실험의 매트릭스이다. 자연대류 조건에는 원전 격납건물의 설계압력이 약 5 bar로 설계되었기 때문에 증기압력 5 bar까지 실험을 진행하였으며, 강제대류 조건에서는 초기에 방출되는 증기로 인한 압력을 고려하여 4 bar까지 실험을 진행하였다. 비응축성 기체로는 공기를 사용하였으며, 공기의 질량 분율은 자연대류 조건과 강제대류 조건에서 각각 0.1~0.8, 0.1~0.6으로 하였다. 자연대류 조건에서의 실험에서는 직경의 효과를 평가하기 위해, 공기 질량분율, 압력 및 벽면 과냉도와 같은 실험 조건을 유사하게 설정하였고 유일한 차이점을 직경으로 두었다. 또한, 강제대류 조건에서의 실험에서는 유속의 효과를 평가가 주된 목적이었지만, 기체 혼합물이 튜브의 벽면을 흘러 내려가는 조건에서 기체 혼합물의 공기 질량 분율과 압력의 영향 또한 평가했으며 자연대류 조건에서의 결과값과 비교하였다.

<Table 4> Test matrix in natural convection condition for diameter effect

Program	Pressure (bar)	Wall subcooling (K)	Air mass fraction (%)
Effect of pressure and air mass fraction	2	40	0.1-0.8 (21.5 & 40 mm)
	3		0.10, 0.30, 0.45, 0.60, 0.75 (10 mm)
	4		
	5		
Effect of wall subcooling	2	20-60	0.61 0.35 (21.5 & 40 mm)
	4		

<Table 4> Test matrix in forced convection condition for velocity effect

Program	Pressure (bar)	Wall subcooling (K)	Air mass fraction (%)	Mixture velocity (m/s)
Effect of pressure and mixture velocity	2	35-40	0.3	0.15-0.58
	4			
Effect of air mass fraction	2		0.29-0.63	0.3

우선, 다양한 압력과 비응축성 분율에서의 응축 열전달계수를 측정하기 위해 압력은 2~5 bar, 이때의 비응축성 기체인 공기의 질량 분율은 0.1~0.8로 정하였다. 또한 벽면 과냉도는 10 mm, 21.5 mm, 40 mm의 직경을 가진 튜브로 수행한 실험 모두 약 40 K으로 고정시켰다. 이렇게 직경을 제외한 다른 조건들을 동일하게 맞춰 열전달계수를 구함으로서 튜브의 직경이라는 변수가 가지는 영향을 직접적으로 평가할 수 있도록 실험 조건을 설정하였다.

2) 실험 절차

자연대류 조건에서의 응축 열전달 실험은 정상상태에서 균일한 기체혼합물 및 벽면온도 조건을 형성하고 이때 측정된 온도를 이용하여 응축 열전달계수를 측정한다. 따라서 다음의 실험절차를 따른다.

- ① 증기발생기 내부 및 냉각수 계통에 충수를 한 후에 각 압력계 도관에 또한 충수 한다.
- ② 증기발생기 내부의 히터를 이용하여 가열한다.
- ③ 계통 압력이 대기압보다 높아지게 되면 시험부의 배기밸브를 열어 시험부 내부 파이프에 잔류 공기를 제거 한다.
- ④ 순수증기로 채워진 시험부에 설정 질량 비율의 공기를 주입한 후 설정 압력을 형성한다.
- ⑤ 설정 압력까지 가압후 벽면 과냉도와 냉각수 입·출구 온도 그리고 냉각수 유량을 조절하며 정상상태조건을 형성한다.
- ⑥ 정상상태에서의 데이터를 수집한다.
- ⑦ 데이터 수집이 끝나면 계통 전체의 배기밸브를 열어 감압을 하고 온도가 충분히 감소하면 실험을 종료한다.

강제대류 조건에서의 응축 열전달 실험은 정상상태에서 증기와 공기의 유량이 일정량씩 시험부에 공급되고 빠져나가는 순환이 형성되며 이때 국부적으로 측정된 온도를 이용하여 응축 열전달계수를 측정한다. 따라서 다음의 이전의 실험절차에서 ③번과 ④번의 과정을 아래의 ③'번과 ④'번로 대체한다.

- ③' 계통 압력이 설정압력에 가까이 도달했을 때 목표 압력의 공기를 주입하는 밸브를 열어 공기를 주입한다.
- ④' 설정 압력과 분율에서의 정상상태조건을 만들기 위해 들어오는 기체 혼합물의 양만큼 빠져 내보내는 역할을 하는 응축수 탱크 상부 벤트와 열교환기를 활용한다.

IV. 실험 결과 및 분석

본 연구는 직경 40 mm, 21.5 mm, 10 mm 응축 튜브 실험을 통해 도출된 결과를 통해 곡률효과를 반영한 보정인자를 도출해내기 위한 분석이다. 또한, 직경 40 mm 튜브를 사용한 강제대류 조건에서의 열전달 특성을 분석하기 위한 연구가 진행되었다.

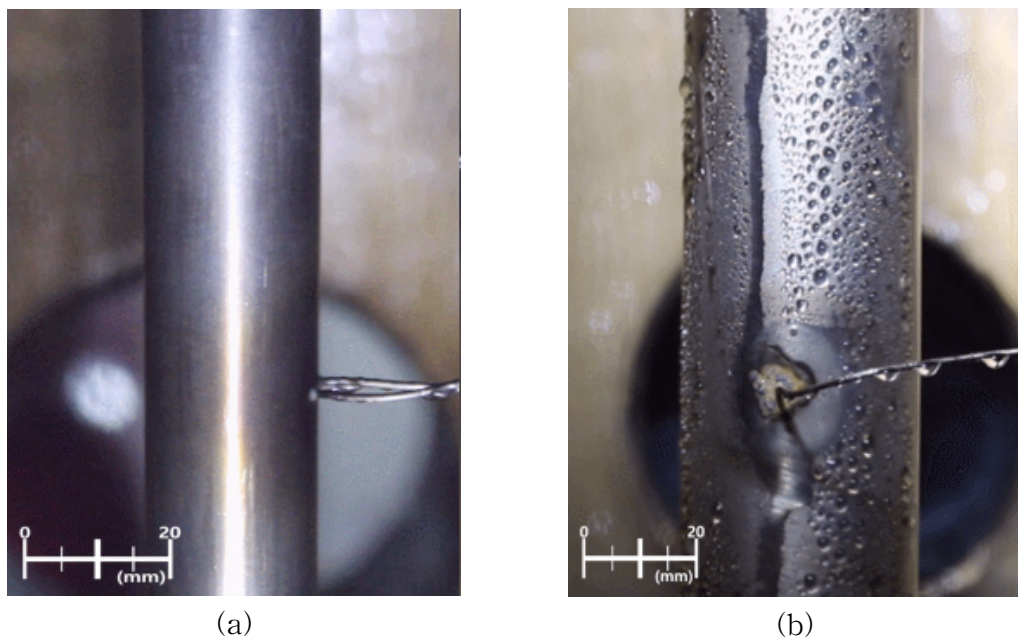
1. 직경 효과 연구

1) 응축 액막 가시화

응축튜브 외벽에서의 응축은 튜브 주위의 압력에 포화된 기체가 튜브 내부를 흐르는 냉각수에 의해 벽면온도가 포화온도 미만으로 유지되는 튜브 외벽에서 액체 상태로 상변화 하는 것을 의미한다. 포화증기는 차가운 물체의 표면에서 잠열을 방출, 물체 표면으로 전달하고 응축수의 형태로 상변화를 일으킨다. 이렇게 상변화 된 응축수는 액막 또는 액적 형태로 튜브의 표면에 쌓이게 되며 기체와 물체 표면에서의 응축을 방해하는 열저항의 역할을 한다 [32, 33].

직경 효과를 분석하기에 앞서 응축이 일어날 때 튜브 표면에서 일어나고 있는 응축현상을 시험부 측면에 위치한 가시창을 통해 가시화하였다. 그림 24는 튜브 표면에서의 응축현상을 촬영한 사진으로서 응축 현상을 직접 확인할 수 있다. 각각 직경 21.5 mm, 직경 40 mm 튜브 실험의 응축 열전달 가시화 사진이며, 두 직경의 경우 모두 4 bar의 압력조건에서 비응축성 기체가 1 bar 들어간 공기 질량분율 0.34 조건에서의 가시화 결과물이다. 위의 조건은 원자로 사고 시 격납건물내로 증기가 방출되었을 때 설계 압력 4 bar에 격납건물 내부 대기압 1 bar를 가정함으로써 선정된 조건이다. 좌측의 직경 21.5 mm 튜브 실험의 경우 응축수가 액막의 두께와 흐름의 모양이 일정하지 않고 물결치는 모습으로 시험부 하단으로 흐르는 것을 관찰할 수 있다. 이 경우 응축 액막의 두께가 μm 정도로 매우 얇

기 때문에 사진으로 확인하기에는 다소 어려움이 있으나 영상에서는 빛의 반사에 의해 튜브 표면에서의 액막의 물결치는 현상을 확인할 수가 있다. 우측의 직경 40 mm 튜브 실험의 경우 응축수가 튜브 표면에 액적의 형태로 생성이 되면서 뭉쳐져 떨어지며 물줄기를 형성해 흘러내리는 것을 볼 수 있다. 가시화 결과의 비교는 동일한 조건에서 수행된 실험임에도 튜브의 직경이 응축수의 형태와 응축수의 튜브 벽면에서의 응축수 유동에 영향을 줄 수 있음을 시각적으로 보여준다.

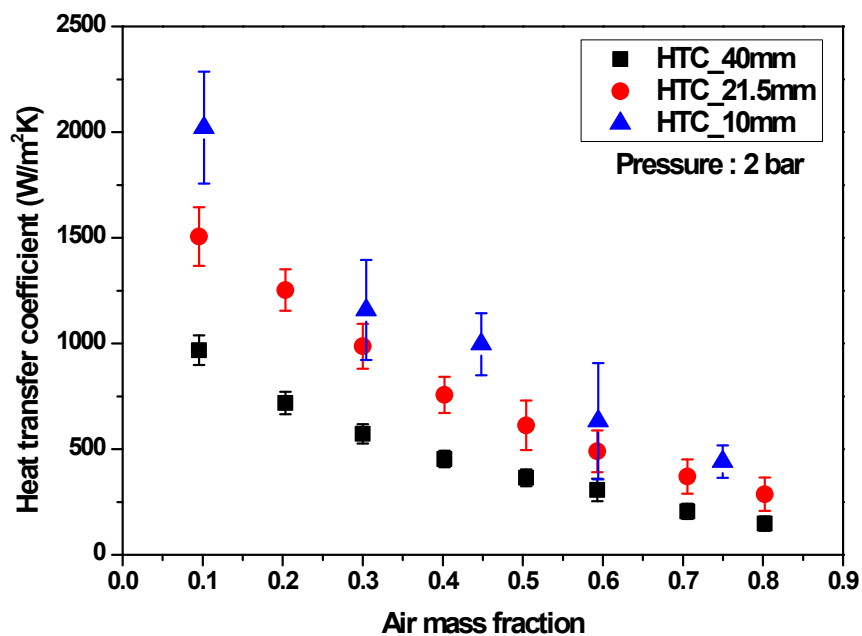


[Fig. 24] Visualization of condensation phenomenon on the tube (a) 21.5 mm O.D. tube (b) 40 mm O.D. tube

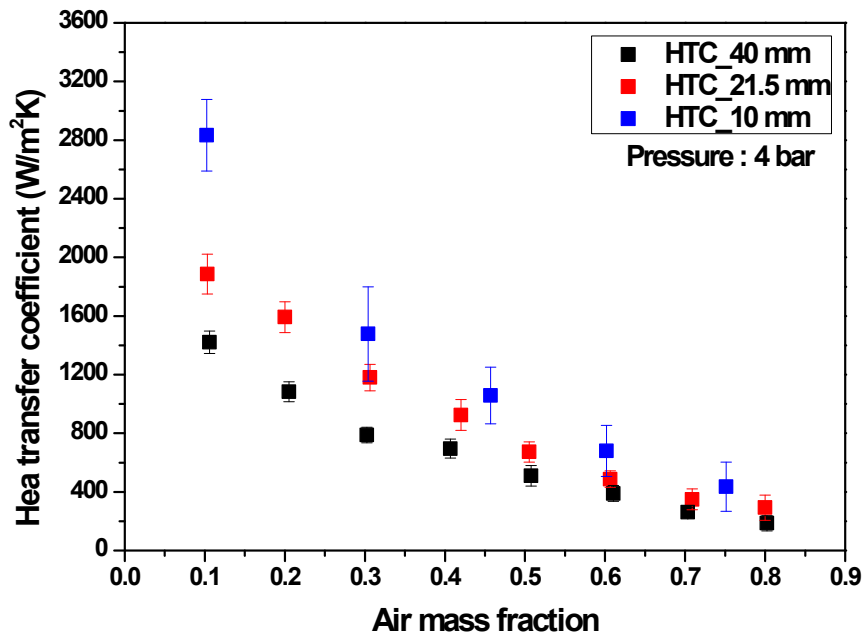
2) 직경 효과 인자 도출

그림 25와 26은 세 가지 다른 직경을 가진(직경 40 mm, 직경 21.5 mm, 직경 10 mm) 튜브를 사용한 실험에 대해 각 압력 2 bar와 4 bar에서 측정된 열전달계수의 비교 결과를 보여준다. 실험의 열전달계수는 동일한 압력과 동일한 분율, 동일한 벽면 과냉도 조건에서 얻어진 데이터를 통해 비교했다. 아래 그래프에서 직관적으로 확인할 수 있듯이, 응축튜브 표면의 곡률이 증가함에 따라 열전달계수

는 증가하는 경향을 보인다. 평균적으로 직경이 40 mm에서 직경 21.5 mm로 변할 때 열전달계수는 약 40% 증가함을 보이며, 직경 21.5 mm에서 직경 10 mm로 변할 때 열전달계수가 약 50% 증가했음을 확인하였다. 이를 통해, 튜브의 직경에 따른 곡률이 응축 열전달계수에 상당한 영향을 주는 것을 확인할 수 있다. 그러므로 증기-공기 혼합물의 응축에서의 실험적 상관식은 필수적으로 곡률효과에 관한 인자를 반영해야 한다. 이러한 직경 효과에 대한 고려가 없을 시에는 다양한 직경에서의 상관식 반영이 제한적일 수 있다.

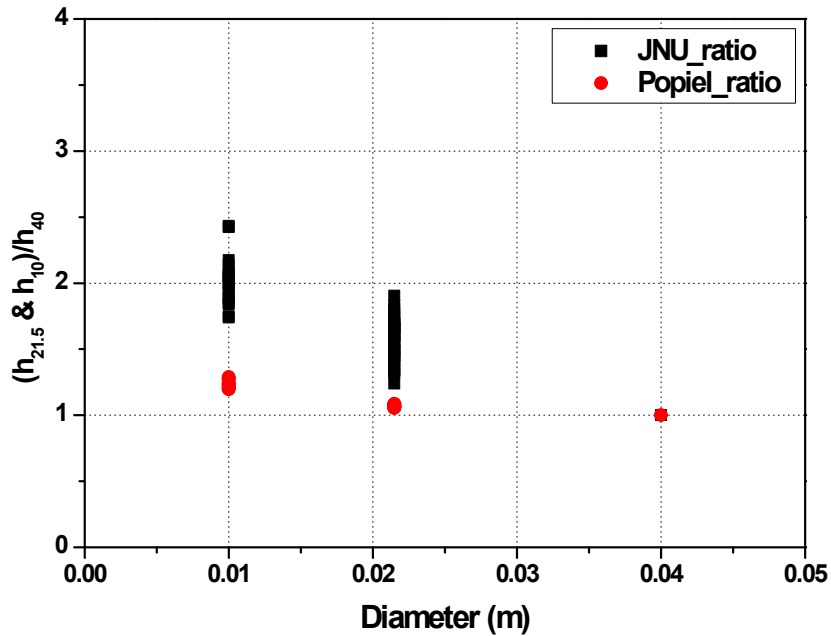


[Fig. 25] Condensation heat transfer coefficient at 2 bar with three different diameter tube



[Fig. 26] Condensation heat transfer coefficient at 4 bar with three different diameter tube

새로운 상관식을 제안하기에 앞서 기존에 직경효과에 대한 평가에 사용되었던 Popiel [10]의 상관식인 식 (2)을 이용한 열전달계수의 비를 계산해봄으로서 그 타당성을 검증하였다. 그림 27은 Popiel의 상관식과 실험값을 통해 계산한 열전달 계수의 비를 나타낸 그래프이다. 이번 연구에서는 평판에서의 Nu를 알 수 없기 때문에 각 직경 21.5 mm 일 때의 Nu 수의 비와 직경 40 mm 일 때의 Nu 수의 비를 구한 후 구해진 두 값의 비를 구함으로써 열전달계수의 비를 구하였다. 계산 결과 Popiel의 식으로 구해진 열전달계수의 비는 실험으로 얻어진 열전달계수의 비보다 전체적으로 낮은 값을 보임을 확인하였다. 왜냐하면 Popiel의 상관식은 층류 흐름 조건에서 도출된 반면에 실험에서의 조건은 Ra수를 통해 난류 조건이 형성되었음을 알 수 있었고 또한 응축으로 인한 상변화 또한 발생하고 있었다. 결과적으로 Popiel의 식은 응축 현상이 발생하는 이번 연구에서 적용하기에 적절하지 않았다. 그러므로 응축 현상을 통해 열을 제거하는 PCCS 연구에 있어서 곡률효과를 반응하여 정확하게 예측하는 상관식 또는 보정인자가 필요하게 되었다.

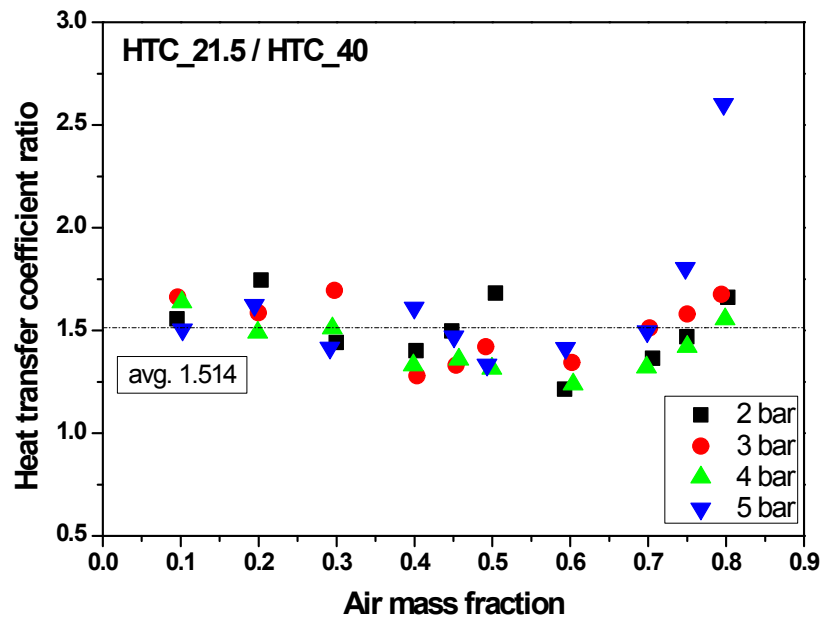


[Fig. 27] Comparison HTC ratio with Popiel correlation and JNU experiment

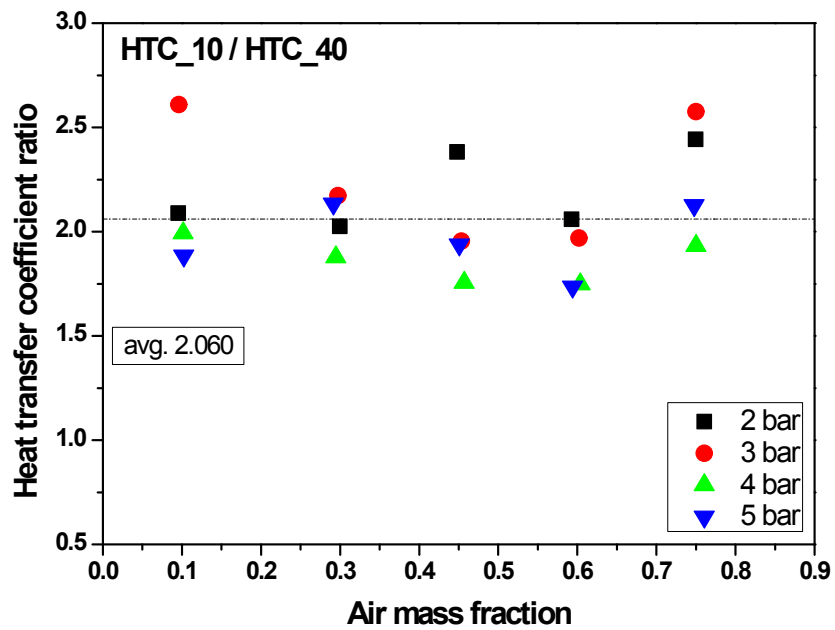
그림 28과 29은 기존에 직경 40 mm 튜브의 데이터를 활용해 만들어진 식 (20)으로 예측한 직경 40 mm 튜브에서의 열전달계수 값 대비 직경 21.5 mm와 직경 10 mm 튜브 응축 실험 결과데이터로 얻은 열전달계수의 비를 압력과 공기 질량 분율에 상관없이 모두 모아놓은 그래프이다.

$$h(40) : N_D = 890 Gr_L^{0.125} W_S^{*0.966} Ja^{-0.327} \quad (20)$$

이렇게 나온 열전달계수의 비는 그래프에서 보이듯이 공기 질량 분율과 압력에 명확한 의존성이 없이 평균적으로 하나의 상수 값에 수렴하는 경향을 가지고 있다. 이는 직경 10 mm, 21.5 mm 튜브를 사용한 두 가지 실험 데이터와의 분석에서 동일한 경향을 보인다.

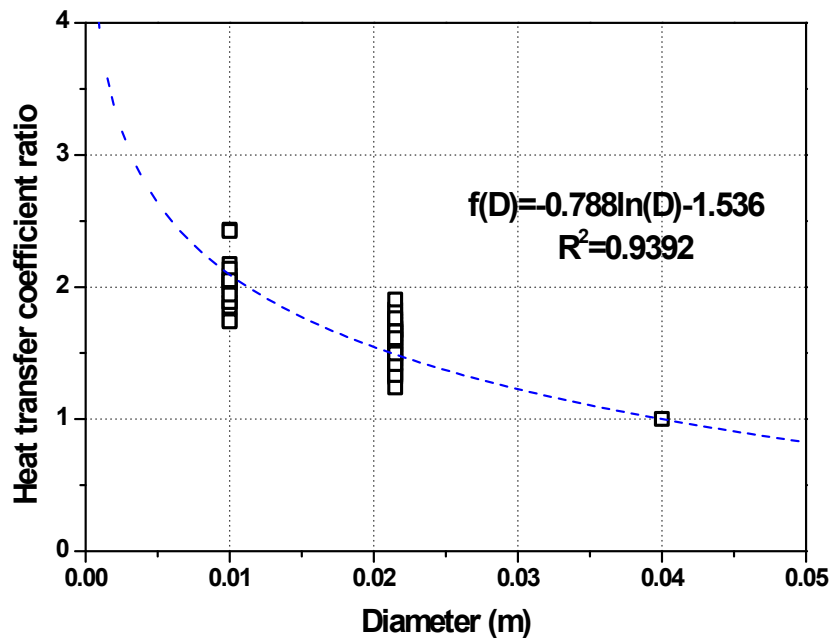


[Fig. 28] Heat transfer coefficient ratio by 21.5 mm O.D. data and 40 mm O.D. calculation



[Fig. 29] Heat transfer coefficient ratio by 10 mm O.D. data and 40 mm O.D. calculation

이렇게 정리한 열전달계수의 비를 직경에 따라 정리하게 되면 그림 30과 같이 나타낼 수 있으며 이렇게 정리된 데이터를 통해 튜브의 직경이 작아지고 튜브 표면의 곡률이 증가함에 따라 응축 열전달계수의 비율을 피팅하였을 때 로그함수의 형태로 증가함을 볼 수 있다. 직경이 감소함에 따라 증가하는 열전달계수의 변화를 잘 반영한 함수형태로서 제시된 로그함수인 $f(D) = a \ln(D) + b$ 의 형태로 나타내었을 때, 계수 a 와 b 는 각각 -0.788 , -1.536 으로 결정되며 $R^2 = 0.94$ 이다.



[Fig. 30] Ratio of HTC by diameter

이렇게 나온 직경에 관한 보정인자를 직경 40 mm 튜브 조건에서의 열전달계수를 예측할 수 있는 식 (20)의 계산결과에 곱함으로써 곡률효과를 반영한 식 (23)의 형태로 나타낼 수 있으며, 10~40 mm 범위 안에 있는 원하는 직경에서의 열전달계수를 계산해낼 수 있게 된다. 이렇게 구해진 곡률효과 보정인자는 식 (24)의 형태로 수정을 거쳐 최종적으로 적용되었다.

$$f(D) = -0.788 \ln(D) - 1.536 \quad (21)$$

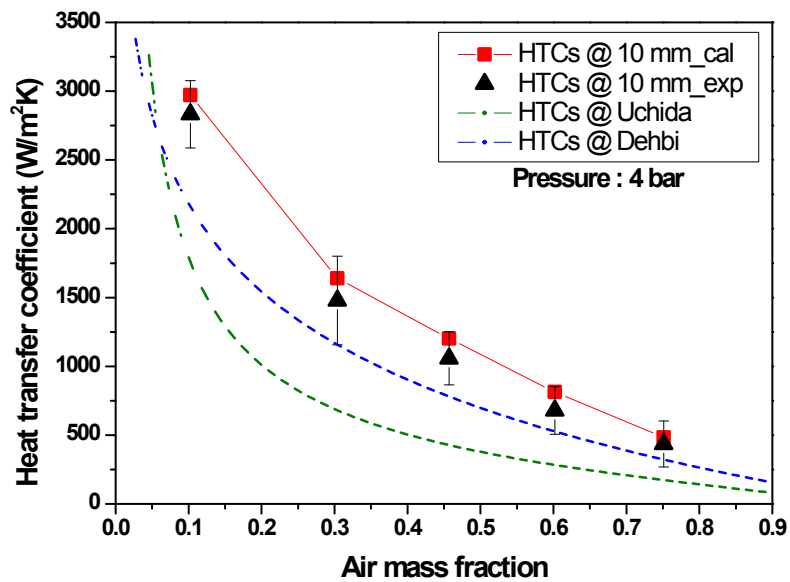
$$h(D) = h(40) \times f(D) \quad (22)$$

$$N_{D_{fmd}} = N_{D_{Lec}} \cdot \zeta \quad (23)$$

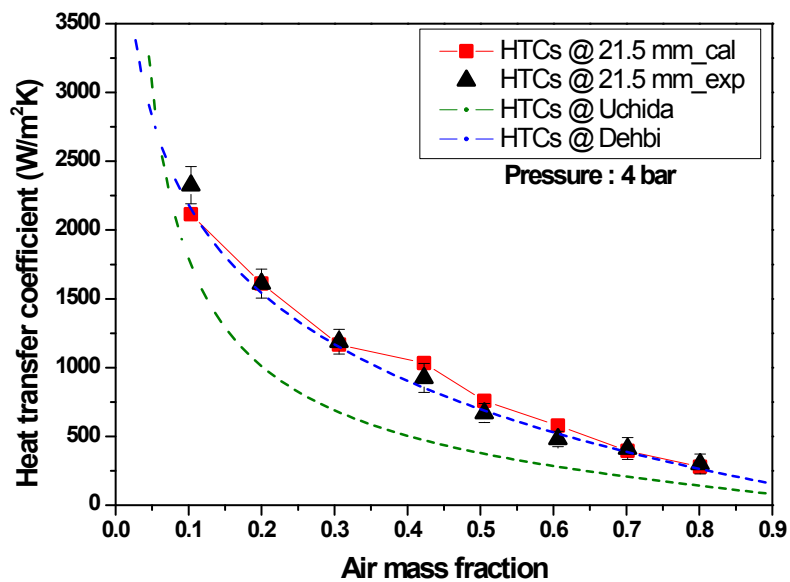
$$\zeta : D \cdot f(D) = -1.536D(1 + 0.513 \ln(D)), D[m] \quad (24)$$

3) 기존의 상관식과 새로운 상관식으로 예측한 열전달계수의 비교

다음 그림 31과 32는 기존의 열전달계수 계산에 사용되어지는 상관식인 Uchida와 Dehbi의 상관식을 통해 계산한 열전달계수와 곡률효과를 반영한 보정인자를 통해 계산한 열전달계수의 비교를 나타낸 그래프이다. 제안된 곡률효과 보정인자를 반영한 열전달계수 예측 상관식으로 4 bar 조건에서 직경 10 mm 튜브와 21.5 mm 튜브에서의 열전달계수를 계산했을 때, 실험값과 유사하게 직경 21.5 mm 튜브에서의 열전달계수는 8.7%, 직경 10 mm 튜브에서의 열전달계수는 12%의 오차를 보여주며 실험값으로부터 평균적으로 약 10 %의 오차가 있음을 확인할 수 있다. 이는 직경효과를 반영한 상관식이 실험데이터와 상당히 유사한 예측을 해내며 보정인자의 개발을 계산에 반영함에 따라 예측 정확도를 향상시키는 것을 의미한다. 반면에, Dehbi와 Uchida의 상관식은 직경에 상관없이 동일한 열전달계수를 예측하는 것을 볼 수 있다. 직경 21.5 mm 튜브에 대한 열전달계수 계산에서 Dehbi의 상관식 결과와 상당히 유사한 결과값을 예측하는 것을 볼 수 있으나 그렇다고 Dehbi의 상관식이 직경에 따른 곡률효과를 반영한다는 것을 의미하는 것은 아니다. 왜냐하면, Dehbi의 상관식은 직경 10 mm 튜브와 21.5 mm 튜브에서 동일한 열전달계수를 결과값으로 예측하기 때문이다.

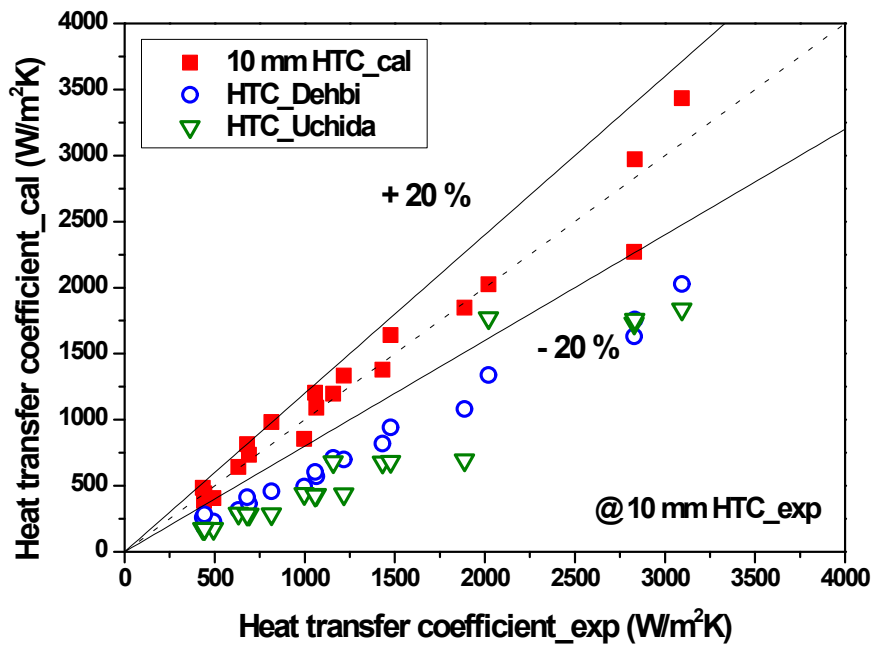


[Fig. 31] Comparison between experimental data and calculated results by 10 mm O.D. tube

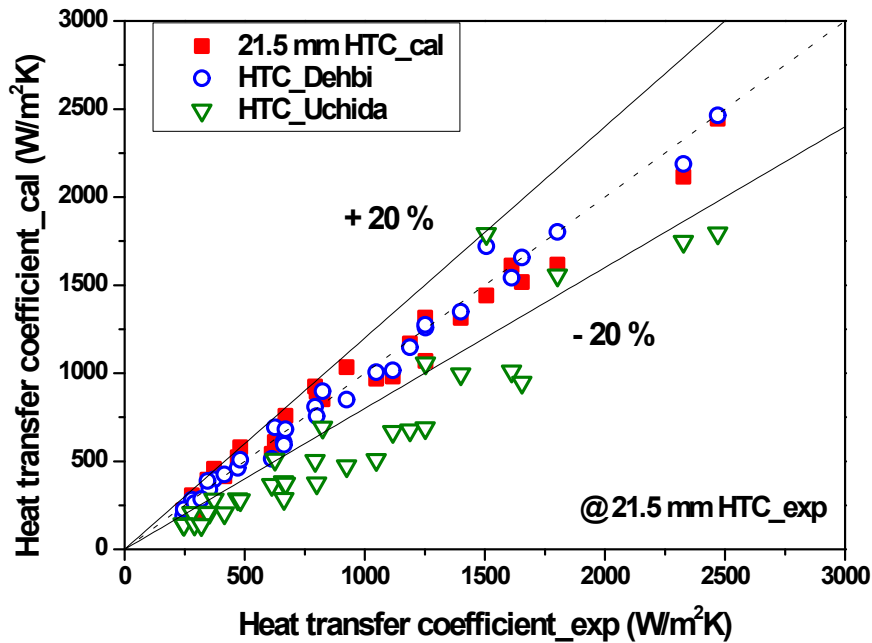


[Fig. 32] Comparison between experimental data and calculated results by 21.5 mm O.D. tube

아래의 그림 33과 34에서 볼 수 있듯이, 실험 결과를 모든 압력 및 공기 질량 분율에서 계산된 결과와 비교해 보았을 때, 모든 데이터가 평균적으로 약 9.2 %의 오차를 가지며 20 %의 오차 범위 안에 있음을 확인했다. 반면에 전체적으로 Dehbi와 Uchida의 상관식을 사용해 수행한 계산은 실험데이터와 상당한 오차를 만들어 내는 것으로 판명되었다. 결과적으로 곡률 효과를 반영한 보정인자가 직경의 변화에 따른 열전달계수의 변화를 잘 반영하고 있음을 알 수 있고, 열전달계수의 계산 시 곡률 효과에 대한 고려가 실험값에 유사한 높은 정확도를 가진 결과를 도출할 수 있다.



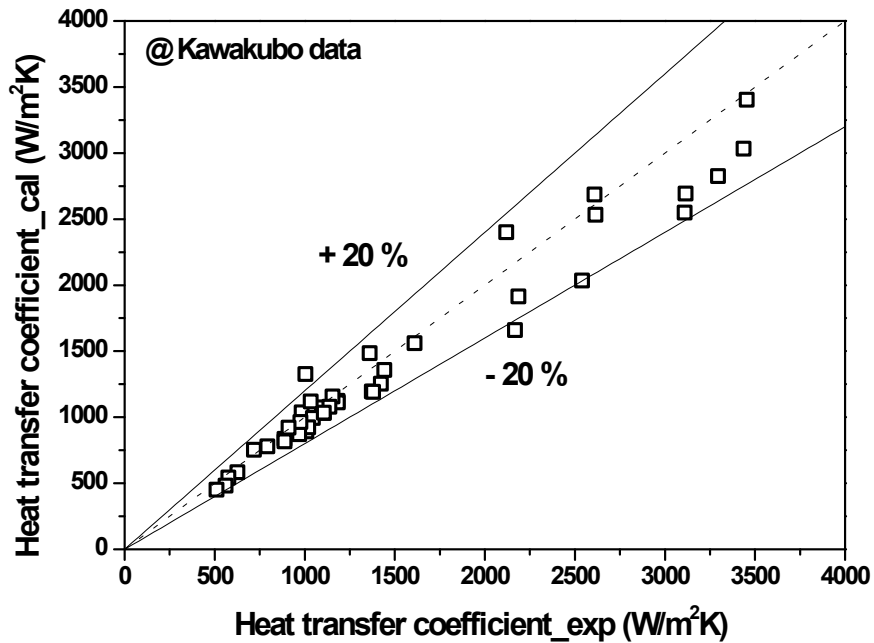
[Fig. 33] Comparison between experimental data and calculated results by 10 mm O.D. in all data



[Fig. 34] Comparison between experimental data and calculated results by 21.5 mm O.D. in all data

4) 개발된 직경효과 보정인자 독립검증

보정인자의 추가적인 신뢰성을 확보를 위해 독립적인 실험데이터인 Kawakubo의 데이터 [6]와 검증을 해보았다. 그림 35는 Kawakubo의 데이터와 곡률효과를 반영한 상관식으로 계산한 열전달계수의 비교를 나타낸 그래프이다. Kawakubo의 실험 장치는 제주대학교 실험 장치와 매우 유사한 사양을 가지고 있으며 길이 1 m, 직경이 12 mm인 튜브가 사용되었다. Kawakubo의 실험 데이터와 보정인자를 반영한 열전달계수의 예측값의 평균 오차는 9% 이고 모든 예측값이 $\pm 20\%$ 오차범위 내에서 Kawakubo 데이터와 잘 맞는다는 것을 보여주고 있다. 이는 제안된 보정인자를 반영한 상관식이 독립적인 실험 데이터와 꽤 정확한 예측값을 계산해낸다는 것을 의미한다.



[Fig. 35] Comparison between experimental data of Kawakubo and calculated results with correction factor

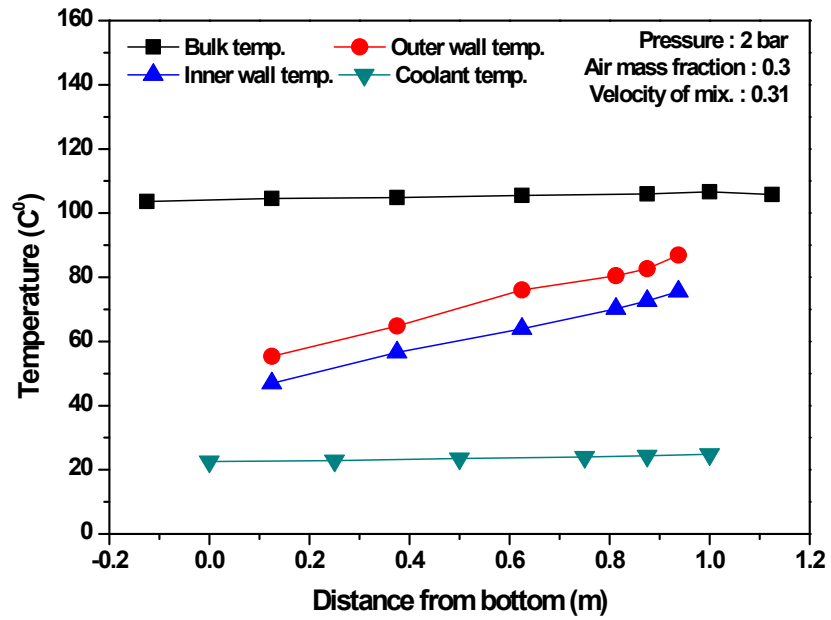
이를 통해 제주대학교 실험뿐만 아니라 다른 실험데이터에도 곡률효과 보정인자를 반영한 상관식이 적용가능하다는 것을 알 수 있으며, 개발된 보정인자를 통해 수직 튜브에서의 응축 열전달계수를 구할 때 합리적인 정확도로 예측할 수 있음을 확인하였다.

2. 강제대류 조건 시 단일 튜브 응축열전달 실험

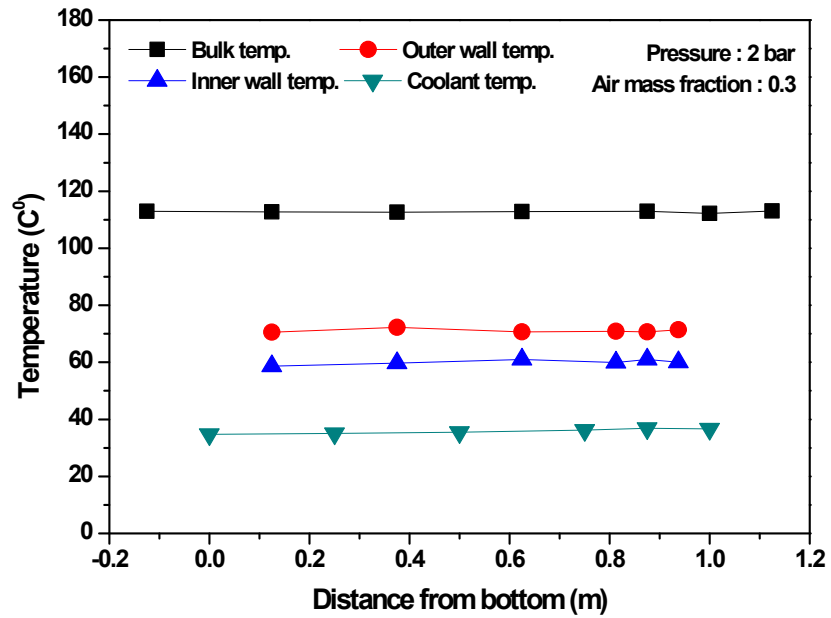
1) 높이에 따른 온도 분포

그림 36과 37은 2 bar 압력조건에서 공기 질량 분율 0.3인 두 실험에서의 시험부 내부의 높이에 따른 온도분포를 나타내고 있다. 시험부 내부에서 기체조성분포를 알기 위하여 축방향의 위치에 따라 열전대를 설치하였다. 그림 36은 이번에

수행된 강제대류 조건에서의 온도 분포이며 그림 37은 기 수행된 자연대류 조건의 온도 분포이다. 시험부 상단에서 주입되는 증기-공기 혼합기체에 의해 시험부 내부에는 하향 유동이 생성되고 그에 따라 높이에 따라 다른 온도분포가 드러난다. 이런 온도 변화의 영향성은 기존의 내벽 응축 연구에서도 동일하게 확인할 수 있다. 내벽응축의 경우 Hasanein의 연구에서 bulk온도 또한 벽면온도와 마찬가지로 감소하는 것을 볼 수 있는데 이는 관 내벽에서의 응축이므로 시험부 하단으로 갈수록 증기가 응축하여 그로 인해 비응축성 기체인 공기가 응축 표면에 축적되어 열전달을 방해하기 때문이다. 하지만 본 연구의 외벽에서의 응축에서는 벽면에서의 온도는 높이에 따라 시험부 내부 온도가 크게 변화하지 않는데 시험부 내부에서의 이러한 공기의 영향이 자연대류 조건에서의 실험만큼 강제대류 실험에서 지배적이지 않은 이유는 혼합기체를 시험부 상단에서 하단으로 흘러가게 함으로서 공기가 열전달 경계층에 쌓이지 않도록 지속적으로 제거되기 때문이다. 자연대류의 경우, 그림 37과 같이 높이에 따른 벽면온도의 변화가 거의 없는 반면에 강제대류 조건의 경우, 높이에 따른 벽면온도는 시험부 상단과 하단에서 약 35 K 온도 차이를 보여준다. 시험부의 벌크 온도는 거의 변화가 없는 반면 벽면 온도만이 큰 변화를 갖는 것을 통해 강제대류 조건에서 벽면에서의 경계층 양상이 자연대류 조건에서와는 확연히 다르다는 것을 알 수 있다. 높이에 따른 벽면온도와 시험부 내부 온도가 일정함에 따라 평균 열전달계수만을 구했던 자연대류 조건에서의 실험과는 다르게 벽면 온도가 일정하지 않은 이번 실험에서는 높이에 따른 국부 열전달계수 또한 계산함으로서 그 변화를 평가하였다.



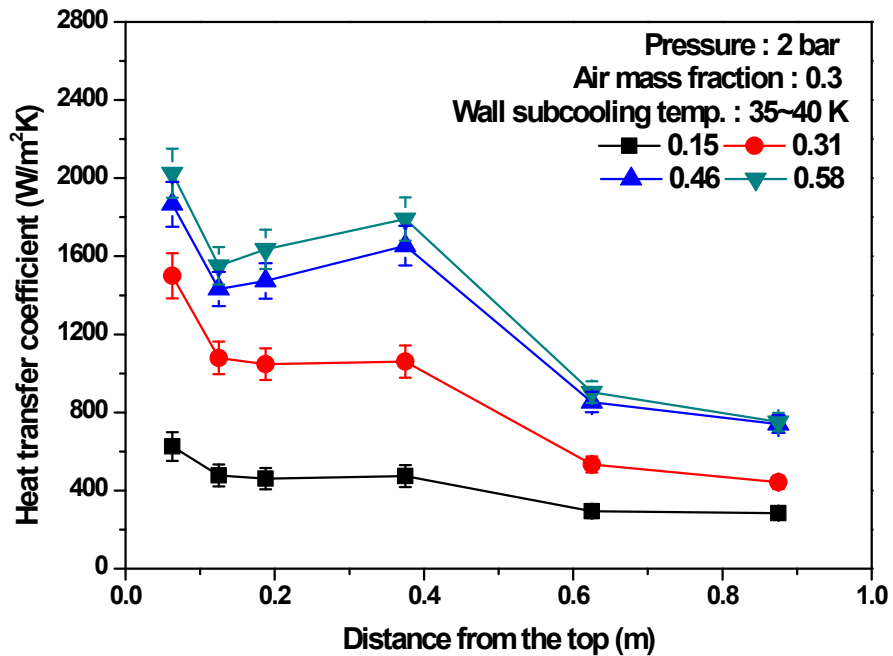
[Fig. 36] Distribution of temperature under forced convection condition



[Fig. 37] Distribution of temperature under natural convection condition

2) 높이에 따른 국소 열전달계수 분포

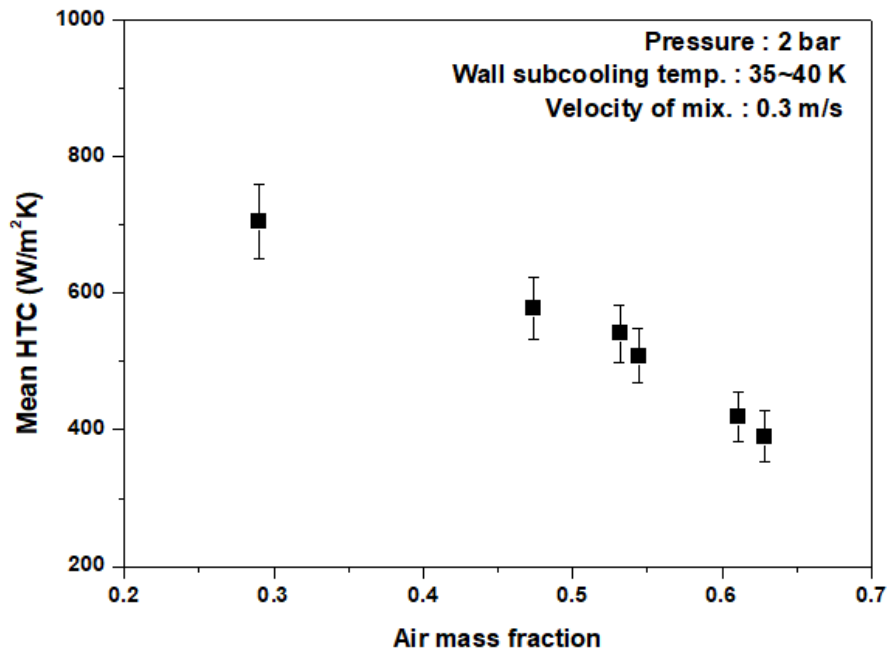
그림 38은 2 bar 압력조건에서 공기 질량 분율을 0.3으로 맞추고 벽면 과냉도를 35~40 K로 맞춘 유속이 다른 4개의 실험에 대한 높이에 따른 국부 열전달계수를 나타낸 것이다. 유동의 진행 방향에 따라 열전달계수가 시험부 상단에서 높고 하단으로 가면서 낮아지며 어떤 값으로 수렴해 가는 것을 확인할 수 있다. 이에 대해서 2가지 정도의 분석을 해볼 수가 있는데, 그 중 첫 번째로 발달 유동에 대한 부분이다. 시험부 상단에서는 아직 완전히 발달되지 않은 유동이 발생하게 된다. Saraireh [34] 또는 한국원자력연구에서 CFD코드 개발을 위해 수행된 연구 [35]에 따르면, 시험부 입구영역에서 발달유동을 고려한 경우 계산되는 열유속이 높게 나옴을 확인한 바 있다. 이에 따라, 입구영역에서 혼합기체가 완전히 발달하기 전인 유동을 가지며 입구효과가 지배적이기 때문에 그로 인해 열전달이 잘 되어 열전달계수가 높은 값을 가지는 것으로 판단된다. 이는 강제대류 조건에서 수행된 실험케이스를 가진 COPAIN test [22]에서도 동일하게 확인할 수 있다. 두 번째로, sweeping 효과를 생각해볼 수 있다. 일반적으로 비응축성 기체를 포함한 혼합기체의 응축의 경우 벽면에서 증기가 응축되고 축적된 공기가 열전달의 저하를 야기하지만, 이와 같은 강제대류 실험의 경우 상부에서 쏟아지는 혼합기체가 증기의 응축으로 인해 쌓일 수 있는 튜브 표면에서의 비응축성 가스를 제거하며 열전달을 향상시키는 역할을 한다. 이는 Sparrow [21]에서 강제대류 조건 시 경계층에서의 비응축성 기체의 영향이 자연대류 조건에서보다 약하다는 연구 결과를 뒷받침하는 결과로 볼 수 있다. 하단부로 향할수록 혼합기체는 입구영역에서의 불안정한 유동을 벗어나 점점 안정된 유동을 가지며 유동에 의한 영향이 일정해져 튜브 벽면에서의 경계층에 점차 쌓이는 공기와 제거되지 못해 두꺼워진 응축수 막에 의해 열전달이 일정한 값으로 수렴되어지는 것으로 판단할 수 있다. 전체적으로 열전달계수는 속도가 클수록 상단과 하단에서의 변화하는 폭이 큼을 확인할 수 있는데, 이런 열전달계수의 변화는 시험부 상단에 비해 하단부에서 약 50~70 %까지 감소되는 것으로 보인다. 또한, 혼합기체의 속도가 증가함에 따라 열전달계수 또한 증가함을 그래프를 통해 볼 수 있다.



[Fig. 38] Distribution of heat transfer coefficient according to height and velocity of mixture

3) 공기 질량 분율 영향 평가

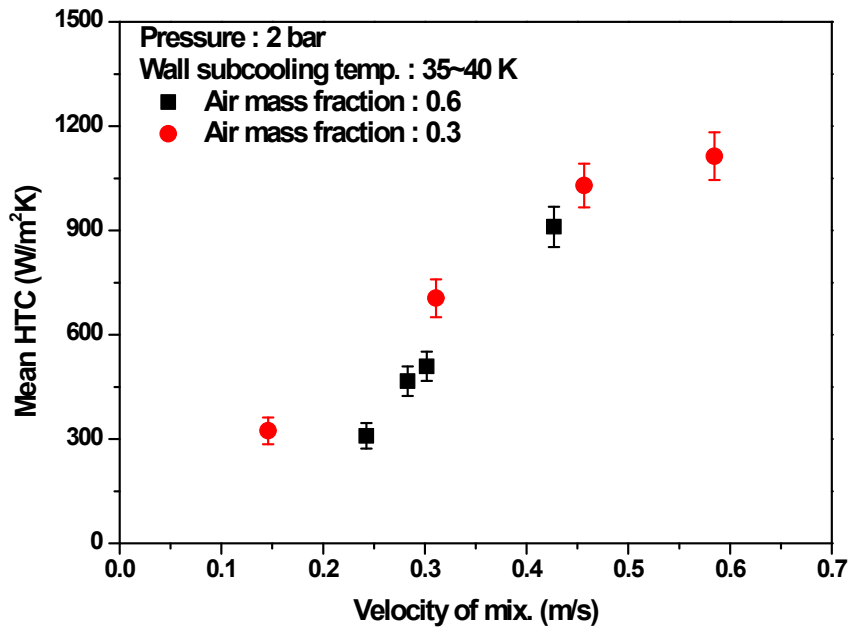
다음 그림 39는 시험부 입구 공기 질량 분율에 따른 평균 응축 열전달계수의 변화를 나타내고 있다. 압력과 벽면 과냉도의 범위, 혼합기체의 속도를 동일하게 한 조건에서 영향 평가가 진행되었다. 기존의 비응축성 기체 존재 시의 실험적 혹은 이론적 연구에서의 트렌드와 유사한 경향으로 공기 질량 분율이 높을수록 열전달계수가 낮아짐을 확인할 수 있었으며 본 연구에서는 그 변화가 선형적인 감소를 가짐을 볼 수 있다. 이는 자연대류 조건에서의 외벽 응축 연구인 제주대학교의 연구 [8]와 Dehbi [4] 등의 연구에서 얻어진 결과와 유사한 결과가 강제 대류 조건에서의 실험에서도 확인할 수 있다.



[Fig. 39] Effect of air mass fraction to heat transfer coefficient

4) 공기 질량 분율에 따른 속도 영향 평가

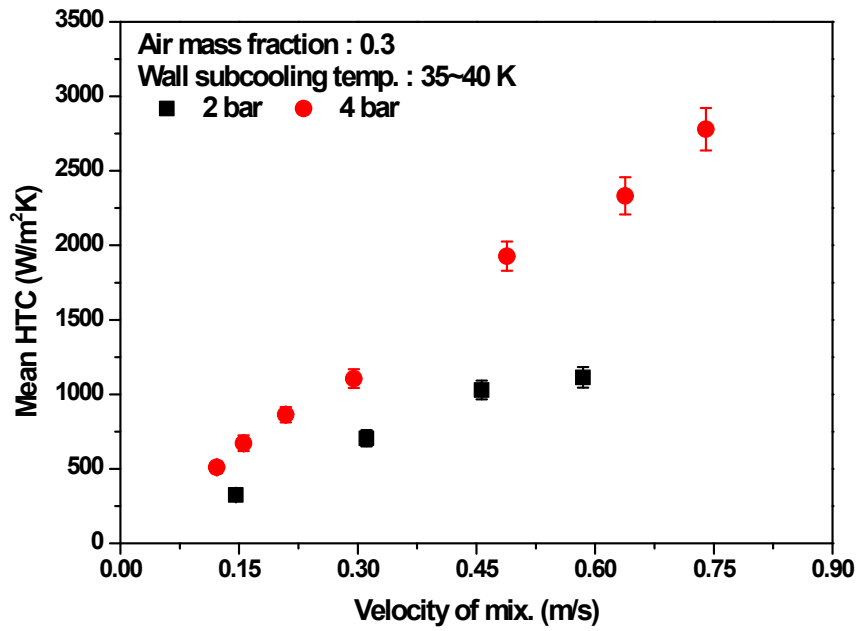
그림 40은 0.3과 0.6 두 공기 질량 분율 조건에서 속도 변화에 따른 평균 응축 열전달계수를 비교한 그래프이다. 보이는 그래프에서 두 가지 분율 조건에서 모두 혼합기체의 속도가 증가함에 따라 열전달계수 또한 증가하는 것을 확인할 수 있다. 주어진 데이터들만의 경향으로 보았을 때 혼합기체의 속도가 빨라질수록 두 분율 조건에서의 속도에 따른 열전달계수 차이가 줄어드는 것을 볼 수 있는데, 이를 통해 응축튜브 벽면을 흐르는 혼합기체의 속도가 더욱 빨라질 경우에 혼합기체의 속도가 입구에서의 공기 질량 분율이 열전달계수에 미치는 영향보다 더 큰 효과를 미칠 수 있을 것이라 예상할 수 있다. 이는 튜브 벽면을 흐르는 혼합기체의 조성보다 튜브 벽면을 지나는 기체의 속도가 열전달에 있어 더 큰 영향을 미칠 수 있음을 의미한다.



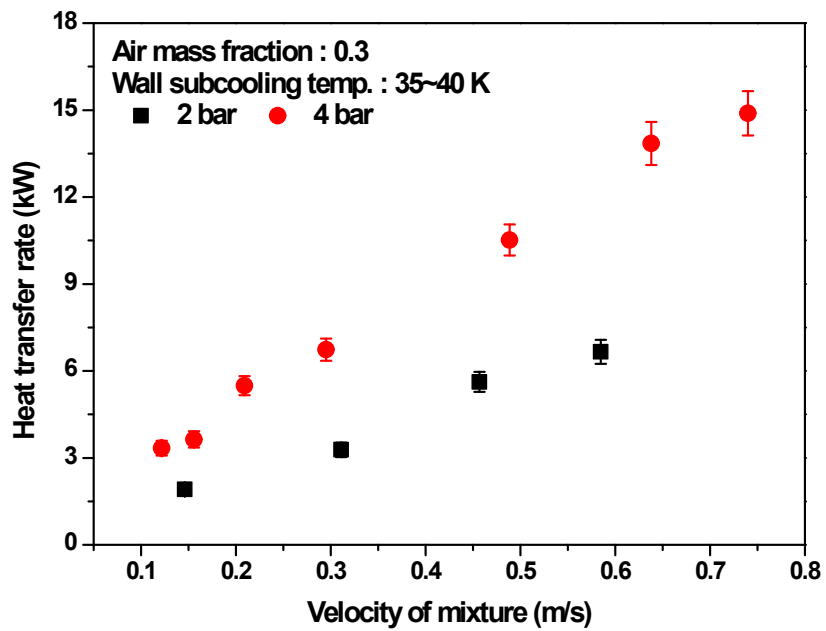
[Fig. 40] Effect of mixture velocity to heat transfer coefficient at different air mass fraction

5) 압력에 따른 속도 영향 평가

그림 41과 42는 두 압력 조건에서 속도 변화에 따른 평균 응축 열전달계수와 열전달률을 비교한 그림이다. 두 압력 조건인 2 bar와 4 bar에서 모두 혼합기체의 속도가 증가함에 따라 열전달계수가 증가하는 것을 확인할 수 있었고 압력이 높을수록 전체적으로 열전달계수가 높게 나왔다. 이는 압력이 높아질수록 열전달계수가 높게 나오는 이유는 증기밀도의 증가로 인해 열전달이 잘 되기 때문인 것으로 생각해 볼 수 있다. 이러한 경향은 열전달률에 대한 그래프에서도 동일하게 확인할 수 있다.



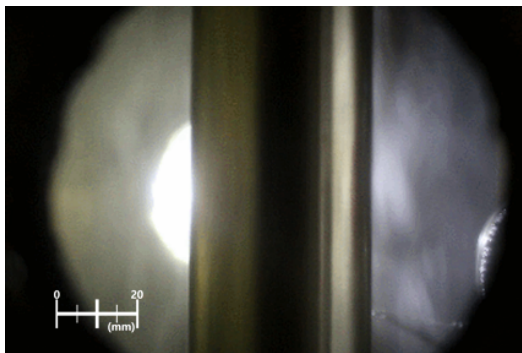
[Fig. 41] Effect of velocity to heat transfer coefficient at different pressure



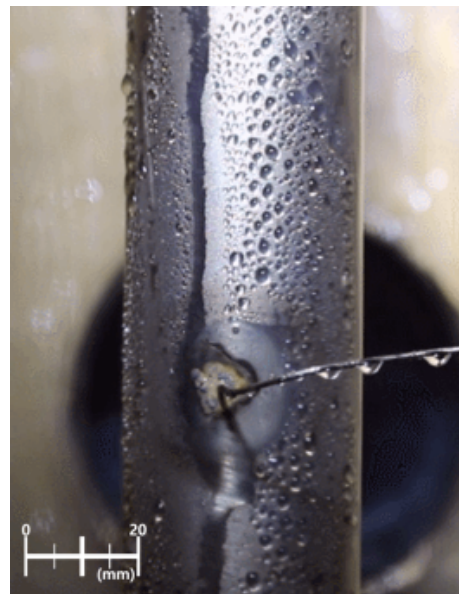
[Fig. 42] Effect of velocity to heat transfer rate at different pressure

6) 자연대류 및 강제대류 조건에서의 응축 액막 가시화

그림 43은 자연대류 및 강제대류 조건에서 응축튜브 벽면에서 일어나는 응축 현상을 가시화한 영상의 일부를 캡처한 사진이다. 그림 (a)와 (b)는 각각 강제대류 자연대류 조건에서의 가시화 자료이며 조건은 두 실험 모두 4 bar 공기 질량 분율 0.34로 설정이 되었다. 동일한 실험 조건을 가지고 있는 두 실험임에도 불구하고 응축튜브 벽면에서의 응축현상에 큰 차이를 보이는 것을 확인할 수 있다. 왼쪽 (a)그림에서 보이는 강제대류 조건의 실험인 경우 튜브 주위로 내려오는 공기-증기 혼합기체에 의해 생성된 응축수가 시험부 상단에서부터 흘러 내려와 흘러내리는 막 형태의 응축수가 관찰되는 반면, 오른쪽 (b)그림에서 보이는 자연대류 조건의 실험인 경우 튜브 벽면에 생성되고 자연적으로 뭉쳐져 흘러내리는 적 형태의 응축수가 관찰되는 것을 볼 수 있다. 이러한 응축수 형태의 차이는 강제대류로 인한 혼합기체가 응축 표면 경계층의 유동에 영향을 줄 수 있으며 열전달에 있어 차이를 만드는 원인이 됨을 보여준다.



(a)



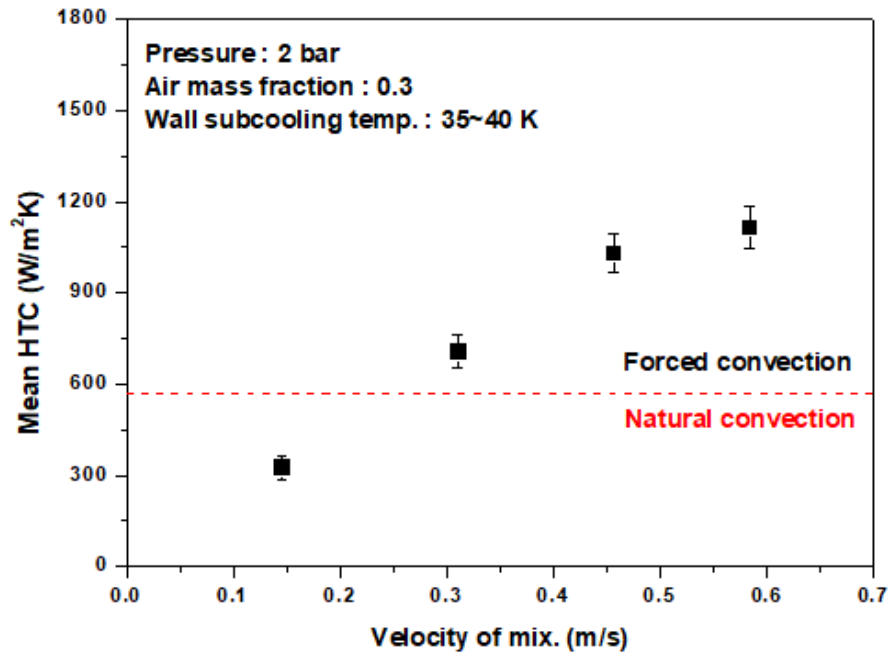
(b)

[Fig. 43] Visualization of condensation phenomenon on the tube (a) Forced (b) Natural @ 40 mm O.D. tube

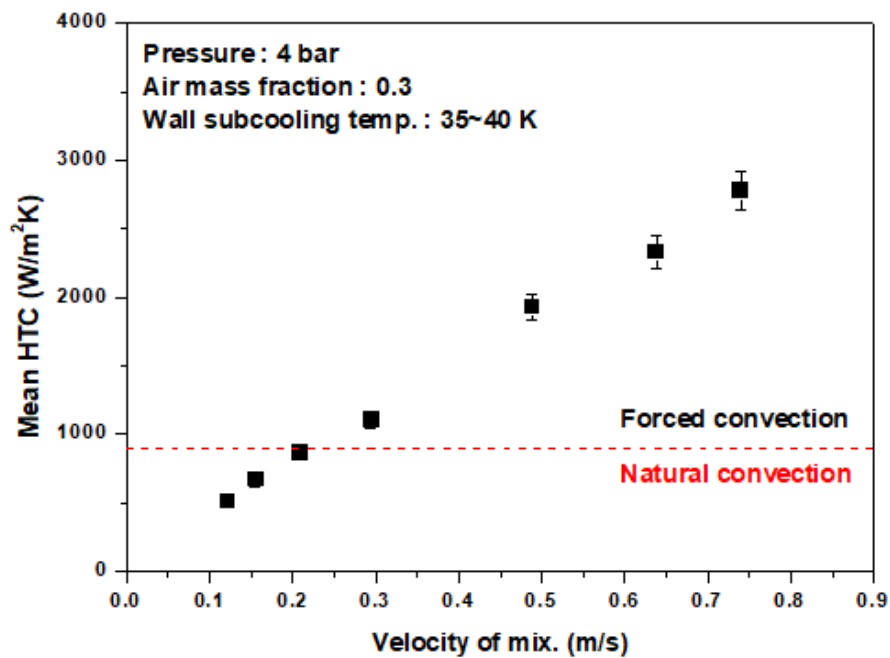
7) 자연대류 및 강제대류에서의 열전달계수 비교

그림 44는 제주대학교에서 기 수행된 직경 40 mm 튜브의 자연대류 조건 실험의 데이터와 이번에 수행된 동일한 직경의 강제대류 조건 실험 데이터의 비교해 나타낸 것이다 [8]. 그래프에 나타낸 빨간 선이 자연대류 조건에서의 데이터 값을 보여준다. 압력조건 2, 4 bar에서의 데이터들로 비교가 진행되었으며 실험을 통해 기체혼합물의 속도를 제어했을 때 속도가 빨라질수록 열전달이 강화되는 것을 확인할 수 있었다. 강제대류의 경우 앞서 본 사진에서와 같이 혼합기체가 튜브 표면을 흐르면서 응축수의 물결치는 현상을 강화시키며 열전달 단면적을 증가시켜 열전달을 강화한다. 그리고 그렇게 만들어지는 turbulence에 의한 열전달 증가할 수 있다. 그러므로 그래프에서 보이는 바와 같이 자연대류 조건에서의 열전달계수보다 강제대류 조건에서 큰 열전달계수들이 관찰이 된다. 하지만 두 그래프의 실험 결과에서 볼 수 있듯이 자연대류 조건에서의 열전달계수보다 강제대류 조건에서의 열전달계수가 낮은 경우가 관찰되는데 이는, 실험에서 혼합기체의 속도가 매우 낮게 제어되었기 때문에 자연대류 조건에서의 유동보다도 낮은 속도로 실험이 된 것으로 판단해볼 수 있다.

이런 비교를 통해 기존의 자연대류 조건에서의 실험뿐만 아니라 강제대류 조건에서 증기의 속도가 응축 열전달에 미치는 영향을 고려한 실험적 혹은 분석적 연구가 진행되어야 하며 증기의 속도를 고려한 보정인자를 열전달 예측에 고려할 수 있다면 더 정확한 예측이 가능할 것으로 예상된다.



(a)



(b)

[Fig. 44] Comparison of results with natural and forced convection

VII. 결론

본 연구에서는 피동격납건물냉각계통 수직 튜브의 직경에 따른 곡률효과를 알아보기 위한 수직관 벽면 응축 열전달계수의 비교가 이루어졌다. 이를 통해 일반적인 상관식에 곡률효과를 반영할 수 있는 보정인자를 구하기 위한 분석이 진행되었다. 이를 위해 공통적으로 길이가 1 m 인 직경이 다른(40 mm, 21.5 mm, 10 mm) 세 개의 단일 응축튜브를 통해 얻어낸 열전달계수를 활용하였다. 압력, 공기 질량 분율, 그리고 벽면 과냉도가 잘 제어되어 수행되어진 실험으로 얻어진 응축 열전달계수를 통해 직경이 달라짐에 따라 변화한 곡률 효과를 반영한 보정인자를 도출하였다. 도출한 보정인자는 직경에 대한 로그함수로 표현되며, 이를 반영한 상관식과 기존의 상관식인 Uchida와 Dehbi의 상관식으로 구한 열전달계수와 실험을 통해 얻어진 열전달계수를 비교하여 곡률효과가 반영된 상관식이 열전달계수를 실험값과 더 정확하게 예측해냄을 확인하였다. 그리고 추가적인 신뢰성을 확보하기 위하여 Kawakubo의 실험결과와 비교하여 보정인자로 계산한 열전달계수와 오차가 낮다는 것을 보여주어 다른 실험데이터에도 곡률효과 보정인자를 반영한 상관식이 적용가능하다는 것을 보여주었다.

또 하나의 실험에 대한 분석으로 길이가 1 m이며 직경이 40 mm 인 응축튜브를 사용한 강제대류 조건에서의 튜브 외벽 응축 열전달 실험이 수행되었다. 실험은 다양한 압력과 기체 질량 분율에서의 속도 영향평가를 목표로 하여 진행되었으며 속도가 열전달에 미치는 영향에 대한 분석이 집중적으로 수행되었다. 실험을 통해 튜브 표면에 흐르는 공기-증기 혼합기체의 속도에 따라 다른 열제거량을 가질 것이라는 결과를 얻었다. 그 결과, 혼합기체의 속도가 증가함에 따라 열전달계수 및 열전달률이 증가하는 것을 확인하였다. 본 연구를 통해 격납용기 내부에 형성된 튜브 표면을 흐르는 자연대류 유동장의 세기에 따라 PCCS가 다른 열 제거 성능을 보일 것이라 예측할 수 있다.

이 후의 연구에서는 이번에 수행된 강제대류 조건에서의 벽면 응축 열전달 데이터와 결과를 코드를 통해 검증해 볼 수 있을 것이고, 중대사고 시에 발생하는

수소를 대신해 헬륨을 사용하여 공기보다 훨씬 가벼운 기체가 열전달에 미치는
영향에 대한 연구가 진행될 예정이다.

REFERENCE

- [1] H. Ha, S. Lee, H. Kim, “Optimal design of passive containment cooling system for innovative PWR,” Nuclear Engineering and Technology, 49, 941–952, 2017
- [2] H. Uchida, A. Oyama, Y. Togo, “Evaluation of post-incident cooling systems of light-water power reactors,” Proceedings of the Third International Conference on the Peaceful Uses of Atomic Energy, Geneva August 31 - september 9, 1964
- [3] T. Tagami, “Interim report on safety assessment and facilities establishment project for June 1965,” No. 1, Japanese Atomic Energy Agency, Unpublished work, 1965
- [4] A. A. Dehbi, “The effects of noncondensable gases on steam condensation under turbulent natural convection conditions,” Ph. D thesis, MIT, USA, 1991
- [5] H. Liu, N. E. Todreas, M. J. Driscoll, “An experimental investigation of a passive cooling unit for nuclear power plant containment,” Nuclear Engineering and Design, 199, 243–255, 2000
- [6] M. Kawakubo, M. Aritomi, H. Kikura, T. Komeno, “An experimental study on the cooling characteristics of passive containment cooling systems,” Journal of Nuclear Science and Technology, 46, 339–345, 2009
- [7] J. W. Kim, Y. G. Lee, H. K. Ahn, G. C. Park, “Condensation heat transfer

characteristic in the presence of noncondensable gas on natural convection at high pressure,” Nuclear Engineering and Design, 239, 688–698, 2009

[8] Y. G. Lee, Y. J. Jang, D. J. Choi, “An Experimental Study of Air–Steam Condensation on the Exterior Surface of a Vertical Tube under Natural Convection Conditions,” International Journal of Heat and Mass Transfer, 104, 1034–1047, 2017

[9] T. Cebeci, “Laminar free convective heat transfer from the outer surface of a vertical slender circular cylinder,” Proceedings of 5th Int. Heat Transfer Conference, Tokyo, Japan, 1974

[10] C. O. Popiel, “Free convection heat transfer from vertical slender cylinders: a review,” Heat Transfer Engineering, 29, 521–536, 2008

[11] B. G. Jeon, D. Y. Kim, C. W. Shin, H. C. NO, “Parametric Experiments and CFD Analysis on Condensation Heat Transfer Performance of Externally Condensing tubes,” Nuclear Engineering and Design, 293, 447–457, 2015

[12] I. K. Huhtiniemi and M. L. Corradini, “Condensation in the presence of noncondensable gases,” Nuclear Engineering and Design, 141, 429–446, 1993

[13] M. H. Anderson, L. E. Herranz, M. L. Corradini, “Experimental analysis of heat transfer within the AP600 containment under postulated accident conditions,” Nuclear Engineering and Design, 185, 153–172, 1998

- [14] J. Su, Z. Sun, G. Fan, M. Ding, “Experimental study of the effect of non-condensable gases in steam condensation over a vertical tube external surface,” *Nuclear Engineering and Design*, 262, 201–208, 2013
- [15] A. Dehbi, “A generalized correlation for steam condensation rates in the presence of air under turbulent free convection,” *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 86, 1–15, 2015
- [16] J. C. de la Rosa, L. E. Herranz, J. L. Munoz-Cobo, “Analysis of the suction effect on the mass transfer when using the heat and mass transfer analogy,” *Nuclear Engineering and Design*, 239, 2042–2055, 2009
- [17] L. E. Herranz, M. H. Anderson, M. L. Corradini, “A diffusion layer model for steam condensation within the AP600 containment,” *Nuclear Engineering and Design*, 183, 133–150, 1998
- [18] J. Malet, E. Porcheron, J. Vendel, “Filmwise condensation applied to containment studies: conclusions of the TOSQAN air-steam condensation tests,” *The 11th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics*, Avignon, France, October 2–6, 2005
- [19] A. P. Colburn, O. A. Hougen, “Design of cooler Condensers for Mixtures of Vapors with Non-condensing gases,” *Industrial and Engineering Chemistry*, 26, 1178–1182, 1934
- [20] F. Votta and C. A. Walker, “Condensation of vapor in the presence of noncondensing,” *A. I. Ch. E. Journal*, 4, 413–417, 1958
- [21] E. M. Sparrow, W. J. Minkowycz, M. Saddy, “Forced convection

condensation in the presence of noncondensables and interfacial resistance,”
International Journal of Heat and Mass Transfer, 10, 1829–1845, 1967

[22] P. Bazin and P. Castelli, Final report: COPAIN program, Technical report,
CONT-DABASCO (99) P010, 1999

[23] P. K. Sharma, B. Gera, R. K. Singh, and K. K. Vaze, “Computational
fluid dynamics Modeling of steam condensation on nuclear containment wall
surfaces based on semiempirical generalized correlations,” Science and
Technology of Nuclear Installations, 7 page, 2012

[24] E. Bicer, “Capability of MARS-KS on predicting wall condensation in the
presence of non-condensable gases,” Transactions of the Korean Nuclear
Society Autumn Meeting, Geongju, Korea, October 27–28, 2016

[25] S. Z. Kuhn, V. E. Schrock, P. F. Peterson, “An investigation of
nondensation from steam-gas mixtures flowing downward inside a vertical
tube,” Nuclear Engineering and Design, 177, 53–69, 1997

[26] M. Siddique, “The effects of noncondensable gases in steam condensation
under forced convection conditions,” Ph. D thesis, MIT, USA, 1992

[27] H. A. Hasanein, “Steam condensation in the presence of noncondensable
gases under forced convection conditions,” Ph. D thesis, MIT, USA, 1994

[28] S. M. Oh, S. T. Revankar, “Experimental and theoretical investigation of
film condensation with noncondensable gas,” International Journal of Heat and
Mass Transfer, 49, 2523–2534, 2006

- [29] K. Y. Lee and M. H. Kim, “Experimental and empirical study of steam condensation heat transfer with a noncondensable gas in a small-diameter vertical tube,” Nuclear Engineering and Design, 238, 207–216, 2008
- [30] Y. J. Jang, D. J. Choi, S. Kim, D. W. Jerng and Y. G. Lee, “Development of an empirical correlation for condensation heat transfer coefficient on a vertical tube in the presence of a noncondensable gas,” Transactions of the Korean Society of Mechanical Engineers - B, 42(3), 187–196, 2018
- [31] F. P. Incropera and D. P. Dewitt, T. L. Vergman, A. S. Lavine, “Principles of heat and mass transfer” , Seventh edition International Student Version, P.137, 2013
- [32] P. F. Peterson, “Theoretical basis for the Uchida correlation for condensation in reactor containments,” Nuclear Engineering and Design, 161, 301–306, 1996
- [33] J. G. Collier and K. R. Thome, “Convective boiling and condensation” , Third edition Oxford University Press, P.439–445, 1994
- [34] M. Saraireh, J. D. Li and G. Thorpe, “Modelling of heat and mass transfer involving vapour condensation in the presence of non-condensable gases,” 17th Australasian Fluid Mechanics Conference, Auckland, New Zealand, 5–9 December, 2010
- [35] C. W. Lee and H. G. Jo, Report: Development and validation of CUPID-MARS heat structure coupled simulation method for analysis of wall film condensation in the presence of NC gas, Seoul National University, Nuclear Safety Technology Analysis Report, 2017

감사의 글

대학원의 꿈을 품고 처음 제주도를 찾았던 순간을 기억합니다. 그 때까지는 앞으로의 시간이 얼마나 많은 인내와 노력으로 지나와야 할 길인지 알지 못했습니다. 하지만 돌이켜보면 짧지 않았던 2년의 시간동안 포기해야 했던 것들과 선택하지 못한 것들보다는 얻은 것들과 앞으로의 청사진들을 그려볼 수 있어 의미 있는 시간이었습니다. 다시 만나지 못할 좋은 인연들을 만난 것은 더 말할 것도 없고요. 난생 처음 제주도에 발을 들여 시작하게 된 대학원 2년의 시간을 보냄에 있어 부족한 세계 힘을 주신 분들에게 감사의 마음을 전하고자 합니다.

먼저 본 논문을 완성하기까지 여러 방면으로 지도해주셨던 이연건 교수님께 감사의 말씀을 드리고 싶습니다. 부족한 지식과 경험에 어설프고 서툴렀던 연구였음에도 믿고 맡겨주셔서 그 믿음을 바탕으로 이렇게 성장할 수 있었습니다. 또한, 저의 논문심사를 맡아주시고 소중한 충고와 진심어린 조언을 해주셨던 박재우 교수님과 최수석 교수님께도 감사의 말씀을 드립니다. 항상 실험실에 계셔서 힘들 때나 즐거울 때나 함께하며 선배로서 친한 형으로서 진심어린 도움을 주셨던 영준이형, 지금은 외국에 계시지만 아무것도 모를 때 부드러운 모습으로 실험을 이끌어 나가셨던 이보안 박사님, 항상 주말 늦은 시간까지 열심이었고 응원을 아끼지 않았던 연하와 수연이, 실험 파트너이자 매순간 먹을 것들을 챙겨주었던 잔병치레가 많은 내 친구 윤기, 그 외에도 학사 일처리에 많은 도움을 준 경윤이와 제원이형, 대학원 생활을 하며 알게 된 유쾌하고 좋은 형님들인 영민이형님과 종근이형님, 곧 일본으로 떠나는 대학원 동기 병일이형이랑 대학원 학생회를 같이 이끌어주었던 주영이, 그리고 마지막으로 일일이 나열하기엔 너무 많아 다 언급할 수 없지만 타지에서 온 저를 친한 형같이 때론 친구같이 대해준 우리 열수력 실험실 학부생친구들 모두모두 감사드립니다.

마지막으로 항상 제가 하는 결정들을 지지해주시고 응원해주는 우리 사랑하는 가족들에게 감사의 말씀을 드립니다. 그 사랑과 믿음에 보답하는 사람이 되겠습니다.

미처 다 언급하지 못했지만 진심으로 감사드립니다.

