



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

수직 전열관 외벽 열전달 계수
실험 데이터를 활용한
MARS-KS code 응축 모델 검증

濟州大學校 大學院

에너지 공學科

方 賢 美

2017 年 2 月

수직 전열관 외벽 열전달 계수 실험 데이터를 활용한 MARS-KS code 응축 모델 검증
方賢美 二〇一七

수직 전열관 외벽 연결달 계수
실험 데이터를 활용한
MARS-KS code 응축 모델 검증

指導教授 李 演 鍵

方 賢 美

이 論文을 工學 碩士學位 論文으로 提出함

2016 年 12 月

方賢美의 工學 碩士學位 論文을 認准함

審査委員長 朴 在 雨 ①

委 員 李 演 鍵 ①

委 員 崔 秀 錫 ①

濟州大學校 大學院

2016 年 12 月

Assessment of steam condensation model in
MARS-KS with measured HTC's
on vertical tube

Hyeon-Mi Bang

(Supervised by professor Yeon-Gun Lee)

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

December 2016

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 2016. 12

Department of Nuclear and Energy Engineering
GRADUATE SCHOOL
JEJU NATIONAL UNIVERSITY

목 차

LIST OF FIGURES	ii
LIST OF TABLES	iv
SUMMARY	v
I. 서론	1
II. 문헌 조사	3
1. 실험 연구	3
2. 해석 연구	10
III. MARS-KS code	13
1. MARS-KS 코드 내 응축 모델	13
1) 기체 영역 내 열전달	13
2) 응축 막 내 열전달	16
2. Nodalization	18
3. 예비 해석 결과	22
IV. 해석 결과	27
V. 결 론	35
REFERENCE	37
감사의 글	

LIST OF FIGURES

[Fig. 1] Schematic diagram of PCCS	1
[Fig. 2] Schematic of the MIT experiment	5
[Fig. 3] Schematic of the steam condensation experiment by Liu(2000)	6
[Fig. 4] Schematic of the experiment by Kawakubo(2009)	7
[Fig. 5] Condensation experiment facility of JNU by Lee(2017)	9
[Fig. 6] Scheme of temperature measurement in the chamber of JNU by Lee(2017)	9
[Fig. 7] Schematic of U-tube condensation experiment by Hassan and Raja(1993)	10
[Fig. 8] Gas temperature along U-tube length for U-tube test by Hassan and Raja(1993)	11
[Fig. 9] Bulk steam temperature at 4.5-bar vessel pressure for MIT test by Hassan and Raja(1993)	11
[Fig. 10] Nodalization of test facilities steam condensation experiment	20
[Fig. 11] Heat transfer coefficient along the air mass fraction at 3.0 bar for MIT experiment	23
[Fig. 12] Heat transfer coefficient along the air mass fraction at 3.0 bar for JNU experiment	23
[Fig. 13] Heat transfer coefficient of Wall subcooling effect at 4.0 bar for JNU experiment	24
[Fig. 14] Wall temperature at 3 bar of MIT experiment and MARS-KS code	24
[Fig. 15] Calculation results of MARS-KS for heat transfer coefficients from MIT experiment	29

[Fig. 16] Calculation results of MARS-KS for heat transfer coefficients from JNU experiment33

[Fig. 17] Calculation results of MARS-KS for heat transfer coefficients from JNU experiment33

[Fig. 18] Comparison of heat transfer coefficients from MIT test and JNU test at 3.0 bar34

LIST OF TABLES

<Table 1> Table 1. Steam partial pressure at 3 bar of MIT experiment and MARS-KS code	26
---------------------------------------------------------------------------------------------	----

SUMMARY

After Fukushima nuclear power plant accident, importance of passive safety systems was emphasized. Among them, the Passive Containment Cooling System (PCCS) is depressurize by steam condensation to maintain the integrity of containment in the accident such as the loss of coolant. Steam is cooled and condensed through the pipe wall which coolant flows. Steam moves to the pipe with noncondensable gas, so noncondensable gas builds up near the pipe. And it disturbed steam condensation.

In this study, two steam condensation experiments in the presence of noncondensable gas are simulated by MARS-KS code. The calculations of MARS-KS and experiment results were compared to verify the condensation model in MARS-KS code.

MARS-KS code is underestimate the heat transfer coefficient even if calculation shows a tendency like experiment. And when the result of MIT experiment and JNU experiment are compared, the calculation of code shows that MARS-KS code does not consider about geometry of experiment. As the results, condensation heat transfer model in MARS-KS code about steam condensation in the presence of noncondensable gas needs to be improved about effects of test geometry.

I. 서 론

격납건물은 원자력발전소에서 사고 발생 시 원자로 내부로부터 방출된 방사성 물질의 외부 누출을 방지하는 최종 물리적 방벽의 역할을 한다. 후쿠시마 사고 이후 피동 안전계통의 역할이 부각되면서, 격납건물의 냉각을 위해 설치된 기존의 격납건물살수계통을 대체할 수 있는 새로운 피동계통의 도입이 진행되고 있다. 우리나라에서 채택하고 있는 콘크리트 격납건물의 경우 철제 격납건물과 달리 격납건물 벽면을 통한 열전달에 한계가 있기 때문에 격납건물 내부에 별도의 열교환기를 설치하여 열전달의 향상을 도모하여 안전성을 확보하고자 한다.

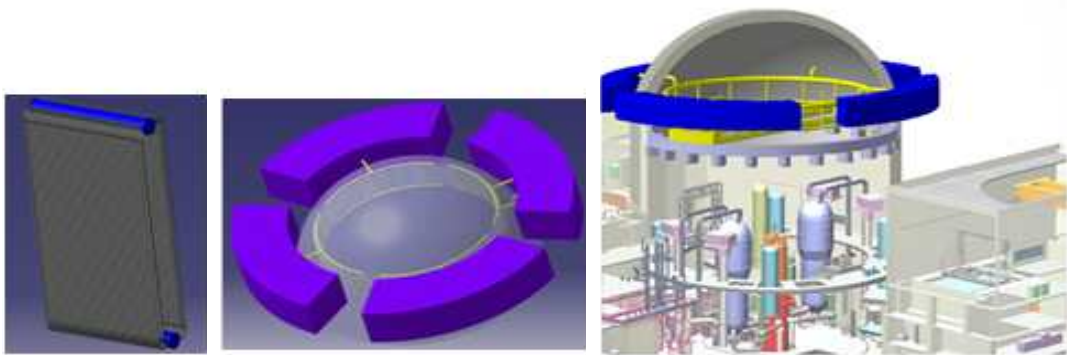
피동 격납건물 냉각계통(PCCS; Passive containment cooling system)는 사고 시에 격납건물 내부로 축적되는 증기를 냉각하여 내부 압력을 감소시켜 격납건물의 건전성을 유지시키는 계통이다. 그림 1은 PCCS의 개략도이다. 냉각재상실사고 혹은 주증기관파손사고 등의 이유로 고압의 냉각재가 격납건물 내부로 유출되어 낮은 격납건물 내부 압력으로 인해 기화되어 증기가 발생한다. 이렇게 발생한 증기의 축적으로 인해 격납건물의 압력이 높아지는 것을 방지하기 위한 방법으로 상부에 열교환기를 설치하여 발생한 증기가 냉각재가 흐르는 전열관 벽을 통해 냉각되도록 한다. 그리고 격납건물 하단에서는 원자로냉각재계통 혹은 주증기관으로부터 증기가 고속으로 방출되고, 상단에서는 증기가 전열관 외벽에서 응축되면서 대류에 의한 자연 순환으로 이어진다. 응축 현상을 통해 노심에서 발생하는 붕괴열이 격납건물 외부의 열침원으로 수송되며 제거된다.

기존 격납건물 내부에 존재하던 공기 및 metal-water reaction으로 발생한 수소, 안전주입계통에서 방출된 질소 등의 비응축성 기체가 격납건물 내부에 존재하고 있으며, 비응축성 기체는 증기가 자연 순환에 의해 전열관을 향하여 이동할 때 함께 움직인다. 전열관 주위에 도달한 비응축성 기체의 경우 전열관 벽 주변에 축적되므로, 비응축성 기체의 증가는 증기 응축 열전달의 저하로 이어진다.

많은 연구자들이 이러한 비응축성 기체 존재 시 전열관 외벽에서의 증기 응축에 대한 연구를 수행하였다. Uchida [1], Tagami [2]의 연구를 시작으로 Dehbi [3], Liu [4],

Kawakubo [5] 등이 외벽 응축 실험을 수행하였다. 또한, Hassan and Raja [6], Bang 등 [7] 등은 1 차원 해석 코드인 RELAP5/MOD3와 MARS-KS를 이용하여 실험을 모의하였다.

기존의 일차원 계통해석코드를 이용하여 PCCS의 열설계 및 성능평가를 수행하기 위해서는 수직관 외벽 응축현상의 예측모델에 대한 검증이 필수적으로 요구된다. 본 연구에서는 RELAP5를 기반으로 개발된 국내 안전해석코드인 MARS-KS 코드 [8]를 개별효과실험 모의에 적용하여, 코드 내 응축 모델을 검증하고자 한다. 이에 MIT 응축 실험 [3]과 JNU 응축 실험 [9]을 모의하였다. 노드 형태에 따른 열전달 계수의 차이를 확인하기 위하여 3 가지 방식으로 노드를 구성하여 비교함으로써 최적의 노드 구성을 제시하고, 실험결과와 코드의 예측결과를 비교함으로써 MARS-KS 코드 내 응축모델의 정확성을 평가하였다.



[Fig. 1] Schematic diagram of PCCS

(Han-Gon Kim, Enhancement of the innovative safety for development of new type of the PWR, 2013, KNS)

II. 문헌 조사

1. 실험 연구

Uchida [1]와 Tagami [2]의 실험연구는 냉각재상실사고 발생 시 격납용기 내의 응축 현상을 예측하는 데에 널리 사용되어 왔다. 두 연구자의 응축 실험은 동일한 실험 장치에서 수행되었다. Uchida는 너비 0.14 m, 높이 0.3 m인 사각 수직 평판에서 공기, 질소, 아르곤 등의 비응축성 기체와 증기 혼합물에서의 응축 열전달 계수를 구하였다. 실험은 압력 용기 내부에 1 bar의 비응축성 기체를 채운 후 증기를 공급해주는 방식으로 진행되었으며, 실험 압력은 1 ~ 2.8 bar의 범위이다. 실험에서는 냉각재의 입출구 온도와 벽면 온도, 기체 혼합물의 벌크 온도를 측정하여 평균 열속을 구하여 다음과 같은 응축 열전달 계수 상관식을 제시하였다.

$$h = 379 \left(\frac{W}{1-W} \right)^{-0.707} \quad (1)$$

여기서 W 는 비응축성 기체 질량 분율을 의미한다. Uchida의 경우는 오직 비응축성 기체의 질량 분율만을 고려하며 다른 변수들에 대한 영향을 고려하고 있지 않다.

Tagami는 Uchida와 같은 장치에서 정상상태 및 과도 상태에 대해 연구했다. Tagami의 실험은 수직 평판의 높이를 0.9 m로 증가시켜 진행하였다. 정상 상태 실험은 Uchida의 실험 절차와 동일하게 수행되었으며, 수직 평판의 열속, 벽면 온도, 기체 혼합물의 온도 등을 측정하였다. Tagami가 개발한 정상상태에서의 실험 상관식은 다음과 같이 나타난다.

$$h = 11.4 + 284 \left(\frac{1-W}{W} \right) \quad (2)$$

MIT 응축 실험 [3]은 압력과 벽면 과냉도, 길이, 공기 질량 분율에 대한 열전달 계수의 의존도를 확인하고자 하였다. 실험은 1.5 bar, 3.0 bar, 4.5 bar의 압력에서 수행되었다. 압력은 상온의 공기를 주입한 후 압력 용기 하단의 전열기를 이용하여 증기를 발생시켜 조절하였고 증기는 0.05 m/s 이하의 속도로 유입되었다. 실험에서 사용한 비응축성 기체는 공기이며, 공기의 질량 분율은 0.25 ~ 0.90으로 다양하게 설정되었다. 냉각재의 경우에는 자연 대류 유동 영역에 속하도록 Re 수가 1500 미만인 작은 유량을 갖도록 설정하였다. Dehbi의 상관식은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

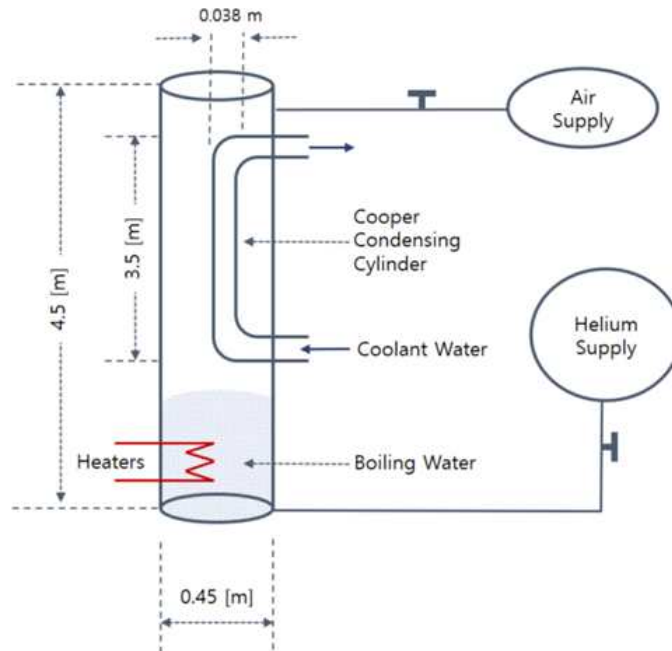
$$h = \frac{L^{0.05} [(3.7 + 28.7P) - (2438 + 458.3P) \log W]}{(T_{mix} - T_w)^{0.25}} \quad (3)$$

여기서 L 은 전열관의 길이, P 는 압력 용기 내의 압력, W 는 공기 질량 분율이며, T_{mix} 는 기체 혼합물의 온도, T_w 는 벽면에서의 온도를 의미한다.

그림 2는 MIT 실험장치의 개략도이다. 실험 장치는 높이 4.5 m, 직경 450 mm인 스테인리스강 압력 용기 내부와 압력 용기 내부에 설치된 높이 3.5 m, 직경 38 mm인 구리 전열관으로 이루어져 있다. 압력 용기의 경우는 완전 단열되어 있으므로 오직 전열관을 통해서만 열전달이 이루어진다. 구리 관의 수평 부분은 구리 관을 지지해주는 역할을 하며, 구리 관의 수직 부분에서만 열전달이 이루어지기 때문에 이 부분 또한 단열되어 있다. 증기는 하단에 위치한 36 kW의 열용량을 갖는 전열기를 이용하여 물을 기화시킴으로써 공급된다. 전열기는 항상 수위 아래에 잠겨 있다.

열전대는 3.5 m의 전열관을 0.58 m의 동일한 간격의 6 개의 영역으로 나누어 각 영역에 설치되었으며, 이를 통해 높이에 따른 냉각재 온도를 측정한다. 이외에도 벽의 온도, 공기-증기 혼합물의 온도를 측정하기 위해 열전대가 설치되었다. 냉각재의 온도를 측정하는 열전대는 구리 벽에 수평으로 삽입되어 있다. 그

리고 공기-증기 혼합물의 온도를 측정하는 열전대의 끝은 경계층으로부터 충분히 떨어져 있다. 구리 전열관의 벽면 온도를 측정하는 열전대는 구리 벽 위에 설치하여 그 위를 0.15 mm의 작은 사각형의 구리 조각으로 덮었다. 각 구리 조각들은 은납 처리를 하여, 온도를 정확하게 측정할 수 있도록 하였다.

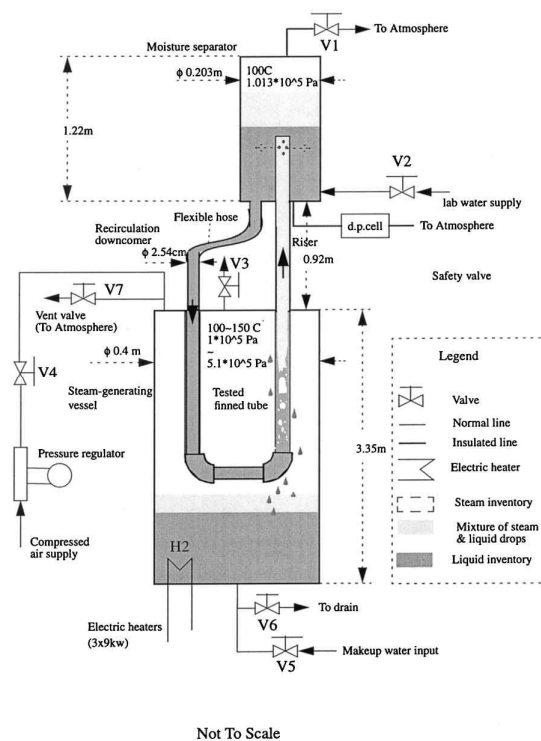


[Fig. 2] Schematic of the MIT experiment

Liu [4]는 Dehbi의 냉각재가 단상 상태에서 수행된 연구에서 발생하는 실험 오차를 줄이기 위해 시험부에서 냉각재의 비등을 허용하여 축방향으로 온도가 일정한 조건에서 데이터를 얻었다. 이에 순환하는 냉각재를 포화 상태와 유사하게 유지시켜 냉각재 비등으로 인한 냉각재의 수위 변화를 측정하여 열전달율을 계산하였다. 실험은 압력 2.48 ~ 4.55 bar, 공기 물분율 0.3 ~ 0.65의 범위에서 수행되었다. 이때, 공기의 농도는 정상 상태 조건과 이상 기체 법칙을 사용하여 벌크 영역에서의 압력과 국부 온도를 이용하여 계산한다. Liu의 상관식은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$h = 55.635 X_s^{2.344} P_t^{0.252} dT^{0.307} \quad (4)$$

식 (4)에서 h 는 평균 응축 열전달 계수이며, X_s 는 증기의 물 분율, P_t 는 전체 압력, dT 는 벽면 과냉도이다. 그림 3은 실험에서 사용된 실험장치의 개략도이다. 높이 3.4 m, 직경 400 mm인 탄소강 압력 용기 내부에 높이 2 m, 직경 38 mm인 수직 구리관을 설치하였다.



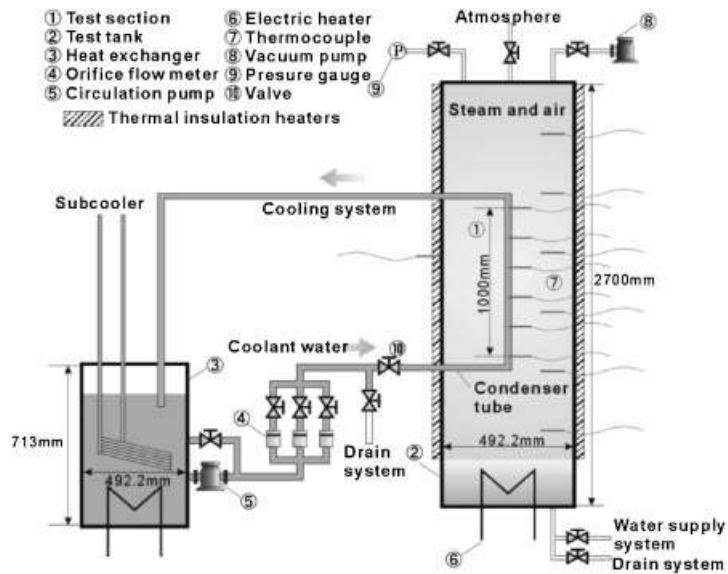
[Fig. 3] Schematic of the steam condensation experiment by Liu(2000)

Kawakubo [5]는 Dehbi와 Liu의 실험에서 열전달 계수에 대한 벽면 과냉도 영향이 다르다는 것에 주목하였다. 이에 실험에서 벽면 과냉도를 제어하여 동일한 벽면 과냉도를 갖는 경우 다른 변수들에 대한 영향을 파악하거나 다른 변수들을 고정시킨 후 벽면 과냉도를 변화시켜가며 벽면 과냉도의 영향을 파악하였다. 실험은 공기의 물분율 0 ~ 50 %, 시스템 압력 2 ~ 4 bar, 벽면 과냉도 50 K 이

하인 조건에서 수행되었다. 다음은 Kawakubo가 실험을 통해 도출한 상관식이다.

$$h_i = \min \left[0.33 X_{air}^{-0.8} \Delta T^{0.25}, X_{air}^{-1} \Delta T^{-0.2 X_{air}^{-0.25}} \right] \cdot (P+0.5) \quad (5)$$

식 (5)에서 X_{air} 는 공기의 물분율이며, ΔT 는 벽면 과냉도이다. 그림 4는 Kawakubo의 실험 장치를 나타낸 것이다. 실험 장치는 높이 2.7 m, 직경 500 mm인 압력 용기 내부에 길이 1.2 m, 내경 10 mm인 전열관으로 구성되었다.



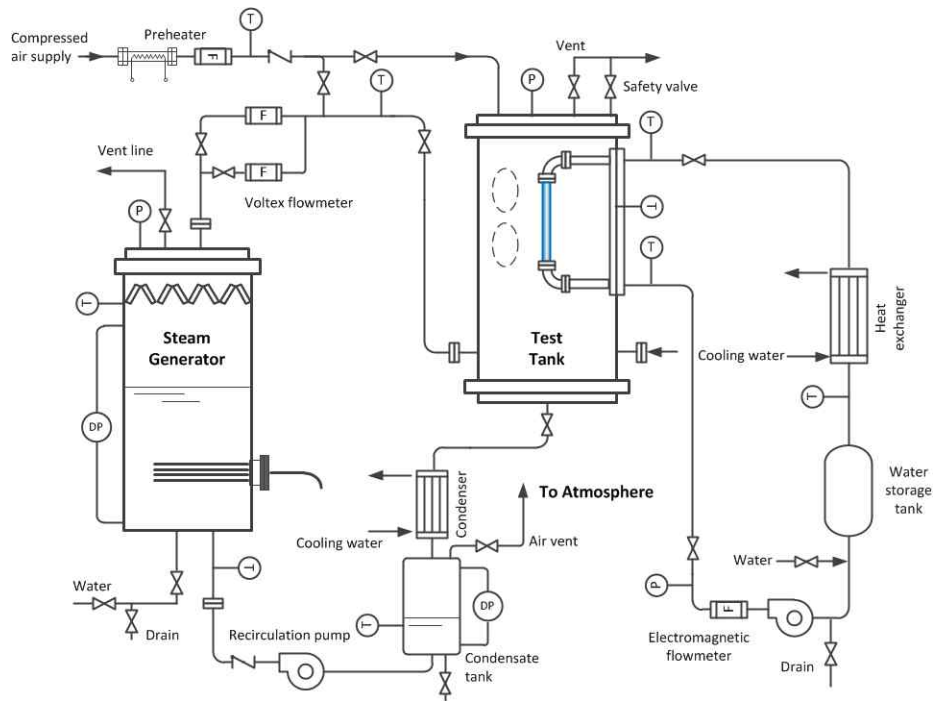
[Fig. 4] Schematic of the experiment by Kawakubo(2009)

제주대 응축 실험 [9]은 두 가지로 구성되어 수행되었다. 먼저 비응축성 기체 분율과 압력에 따른 응축 열전달 계수를 측정하기 위해 실험은 2, 3, 4, 5 bar의 일정한 압력을 유지한 채 수행되었다. 원자로 격납건물의 설계 압력이 4 bar이며, 원전 사고 발생 시 원자로에 의해 격납건물이 설계압력 이상으로 가압되는 보수적인 조건을 적용하고자 5 bar까지의 실험을 수행하였다. 실험에서 사용된 비응축성 기체는 공기로, 공기 질량 분율은 0.1 ~ 0.8 로 다양하게 설정되었다. 이때 벽면 과냉도의 경우는 약 40 K으로 고정시켰다. 다른 실험은 벽면 과냉도

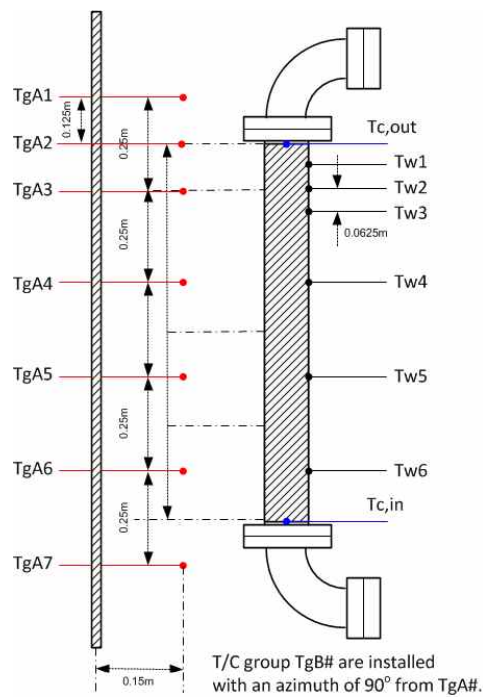
에 따른 응축 열전달 계수를 측정하기 위한 실험으로, 공기의 분압은 1 bar로 유지한 상태에서 총 압력 2 bar와 4 bar에서 수행되었다. 이때, 벽면 과냉도는 19 K ~ 70 K으로 다양하게 설정하였다.

그림 5는 제주대의 응축 실험 장치를 나타낸 것이다. 증기 발생기는 높이 1.85 m, 직경 800 mm로 내부에 설치된 최대 출력이 120 kW인 전열기를 이용하여 증기를 생산하고 압력 용기에 공급한다. 압력 용기는 높이 1.95 m, 직경 609 mm인 스테인리스강 압력 용기이다. 압력 용기의 설계 압력은 10 bar로, 실험 중 사고를 막기 위해 압력 용기의 압력이 6 bar가 되면 상부의 안전밸브가 열리도록 설계되어 있다.

압력 용기 내부 기체 혼합물의 온도를 측정하기 위해 압력 용기 벽면에 7 개의 열전대로 구성된 2 그룹의 열전대를 설치하여 압력 용기에 높이에 따른 온도를 측정하였다. 이 때 그룹들의 방위각 간격은 90°이다. 전열관은 압력 용기와 같이 스테인리스 강으로 구성되어 있으며, 유효 열전달 길이 1 m, 외경 40 mm, 두께 5 mm로, 유효 열전달 길이 이외의 영역을 단열재로 감싸 별도의 열전달이 일어나지 않도록 하였다. 냉각재의 온도는 전열관 벽면을 관통하여 내부 냉각재 채널에 설치한 열전대를 통해 측정하였으며, 냉각재의 온도 변화를 관측하기 위해 냉각재의 입출구와 높이에 따라 6 군데에 열전대를 설치하였다. 그림 6은 압력 용기와 수직 전열관에 설치된 열전대의 위치를 나타낸 것이다.



[Fig. 5] Condensation experiment facility of JNU by Lee(2017)

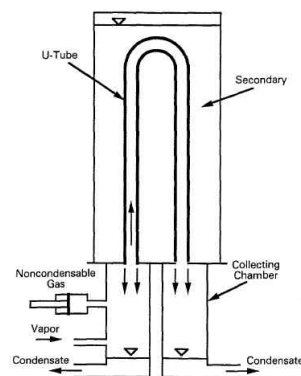


[Fig. 6] Scheme of temperature measurement in the chamber of JNU by Lee(2017)

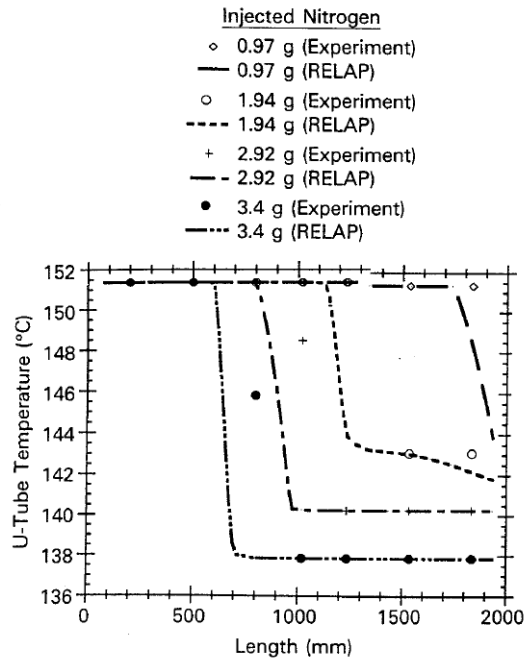
2. 해석 연구

HASSAN과 RAJA [6]는 증기 발생기의 U자 관 실험과 MIT 응축 실험을 RELAP5/MOD3 코드를 이용하여 모의하였다. U자 관 실험은 증기 발생기의 U자 관에서 발생하는 현상을 파악하기 위한 실험이다. 실험 장치는 그림 7과 같이 설계되었다. U자 관은 스테인리스 강으로 구성되었으며, 길이 2.055 m, 두께 1.5 mm, 내경 19 mm이다. 실험에서 사용된 비응축성 기체는 질소로, 실험은 질소가 없는 증기만 존재할 때 정상상태에 도달하면 질소를 주입하여 새로운 정상 상태에 도달했을 때의 열전달 계수를 구하였다. 모의한 다른 실험은 앞서 설명한 실험 논문 중 MIT에서 수행한 응축실험이다.

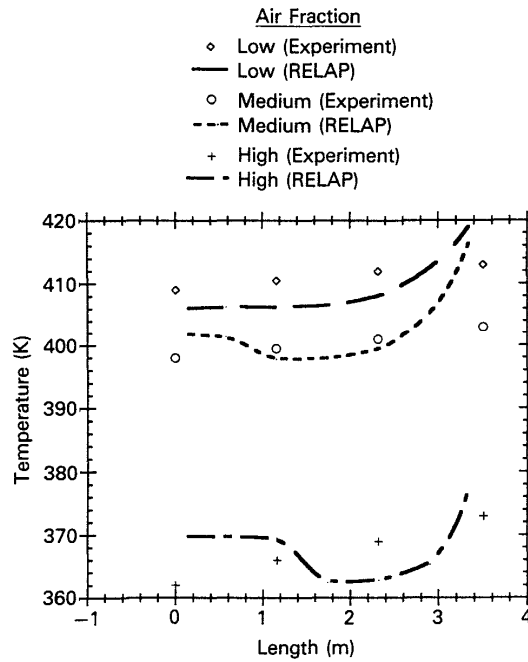
U자관 실험을 모의했을 때, 실제 실험에서 주입된 질소의 질량보다 코드는 낮은 질량을 계산하였으며, 그림 8에서 나타내었듯이 U자 관 내부의 기체 온도가 실험과 차이나는 것을 확인하였다. MIT 실험의 모의에서 압력 용기 하단에서 증기가 공급된다. 이에 증기가 공급되는 하단 영역에서 증기 온도는 실험과 유사하지만 상단 부분에서는 실험과 결과가 다른 것을 그림 9를 통해 확인할 수 있었다. 두 실험을 모의한 결과, 코드가 실제 실험과 다른 기체 조성을 예측하는 것을 확인할 수 있었다.



[Fig. 7] Schematic of U-tube condensation experiment
by Hassan and Raja(1993)



[Fig. 8] Gas temperature along U-tube length for U-tube test by Hassan and Raja(1993)



[Fig. 9] Bulk steam temperature at 4.5-bar vessel pressure for MIT test by Hassan and Raja(1993)

Bang 등 [7]은 비응축성 기체 존재 시 수직관에서 증류 유동에 대한 MARS-KS 코드의 응축 열전달 예측 능력과 적용성을 연구하였다. 이에 다음의 표 1과 같은 조건에서 수행된 Goodykoontz, Siddique, Kuhn, Park, Lee의 실험들을 모의하여 비교하였다. MARS-KS 코드에서 비응축성 기체 존재 시에 액체-기체 경계 온도를 계산하기 위해 Colurn-Hougen [10] 확산 방식을 이용한다. 액체-기체 경계에서 증기 응축으로 인한 열전달은 응축액을 통한 열전달과 동일하다. 에너지 보존 법칙으로부터 경계에서 압력과 온도를 계산할 수 있다. 이때, 응축액을 통한 열전달은 증류일 때는 Nusselt 모델 [11]이 적용되고 난류일 때는 Shah 모델 [12]이 적용된다. 하지만, MARS-KS 코드에서 최종적으로 열전달 계수를 계산할 때 두 모델 중 큰 값을 갖는 모델을 적용한다.

Goodykoontz의 실험과 Lee의 실험을 모의하였을 때 다른 실험들을 모의한 결과와는 다른 경향을 갖는 것을 확인하였다. Shah 모델을 보면 전열관의 수력 직경이 열전달 계수 계산에 영향을 미치는 것을 확인하였으며, 난류가 아닌 증류 조건에서도 Shah 모델이 적용되는 것을 확인하였다. 동일한 레이놀즈 수를 가지는 경우 관 직경이 감소할수록 계면 전단 응력은 증가한다. 그리고 열전달 계수는 계면 전단응력의 영향을 받는 것을 확인하였다. 따라서 전단응력을 고려하기 위해 무차원의 전단응력을 새로운 상관식에 적용하였다. 수정된 상관식을 적용하는 경우 응축액 막 내에서의 열전달은 증가하지만, 기체 혼합물 내에서 열전달이 더 감소하게 되므로, 기존 MARS-KS 코드가 계산한 열전달 계수보다 낮게 예측하였다.

III. MARS-KS code

1. MARS-KS 코드 내 응축 모델

MARS-KS 코드는 비응축성 기체 존재 시 증기 응축모델로서 Colburn - Hougen 모델 [10]을 채택하고 있다. 벽면과 기체혼합물의 벌크 영역 사이의 열전달은 두 가지로 나눌 수 있다. 하나는 벽면에서 충분한 거리인 벌크 영역에서 액체-기체 경계로의 열전달이다. 그리고 나머지는 벽면에서 증기가 응축되어 생성되는 응축 막을 지나는 열전달이다. 이에, 두 가지의 경우에 대해 MARS-KS 코드가 적용하고 있는 응축 모델에 대해 정리하였다.

1) 기체 영역 내 열전달

액체-기체 경계에서 y 만큼 떨어진 위치에서 비응축성 기체의 molar flux (J_a)는 다음 식처럼 나타낼 수 있다.

$$J_a = \tilde{J}y_a + D_{AG}\tilde{c}\frac{d\tilde{y}_a}{dy} = 0 \quad (6)$$

여기서 J_a 는 비응축성 기체의 molar flux이다. 액체-기체 경계로부터 거리 y 인 위치에서 경계로 비응축성 기체가 이동하는 양과 경계에서 확산되어 오는 양은 동일하다. \tilde{J} 는 경계 방향으로 향하는 혼합물의 molar flux이며, \tilde{y}_a 는 비응축성 기체의 몰 분율, D_{AG} 는 확산 계수, \tilde{c} 는 전체 몰 농도이다. 증기의 molar flux (J_g)는 비응축성 기체의 molar flux와 동일한 방법으로 나타낼 수 있다.

$$J_g = \tilde{J}y_g + D_{AG}\tilde{c}\frac{d\tilde{y}_g}{dy} \quad (7)$$

J_g 는 증기의 molar flux이며, \tilde{y}_g 는 증기의 몰 분율이다. 증기의 molar flux는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$J_g = \tilde{J}y_a - D_{AG}\tilde{c}\frac{d\tilde{y}_a}{dy} \quad (8)$$

이에 식 (6)과 (8)에서 J 를 소거하면 식 (9)로 나타낼 수 있다.

$$J_g = -D_{AG}\tilde{c}\frac{d\tilde{y}_a}{dy} \left[\frac{\tilde{y}_g}{\tilde{y}_a} + 1 \right] \quad (9)$$

위 식 (9)를 경계면 ($y=0$)에서 확산층의 가장자리($y=\delta_M$)까지 적분을 하면 식 (10)과 같이 나타낼 수 있다.

$$J_g = \frac{D_{AG}\tilde{c}}{\delta_M} \ln \left[\frac{1-\tilde{y}_{gi}}{1-\tilde{y}_{go}} \right] \quad (10)$$

이 때 \tilde{y}_{gi} 는 경계에서 증기의 몰 분율이고 \tilde{y}_{go} 는 벌크 영역에서 기체 혼합물의 증기 몰분율이다. 이때, D_{AG}/δ_M 은 다음 식과 같이 질량 전달 계수(h_m)로 나타낼 수 있다.

$$h_m = \frac{D_{AG}}{\delta_M} \quad (11)$$

식 (10)은 mass condensation flux (j_g)로 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$j_g = h_m \rho_g \ln \left[\frac{1 - \tilde{y}_{gi}}{1 - \tilde{y}_{go}} \right] \quad (12)$$

j_g 는 증기의 mass condensation flux이며, ρ_g 는 증기의 밀도이다.

기체혼합물의 경계층에서 발생하는 열전달은 두 가지로 구성된다. 이들은 잠열과 현열에 의한 열전달로서, 확산층을 통한 대류 열전달과 액체-증기 경계에 도달한 증기의 응축으로 인한 열전달이다. 응축 열전달은 다음의 식처럼 나타낼 수 있다.

$$q_g'' = h_m \frac{dT}{dy} + j_g c_{pg} (T - T_{gi}) \quad (13)$$

q_g'' 는 기체 영역에서 열속을 나타내며, c_{pg} 는 증기의 비열, T_{gi} 는 경계층에서 증기의 온도이다. 식 (12)로부터 식 (13)은 다음의 식과 같이 나타낼 수 있다.

$$q_g'' = h_m h_{fg} \rho_g \ln \left(\frac{1 - \frac{P_{gi}}{P}}{1 - \frac{P_{go}}{P}} \right) + h_g' (T_{go} - T_{gi}) \quad (14)$$

위 식에서 h_{fg} 는 포화 증기와 포화 물의 엔탈피 차이, P_{gi} 는 경계에서 증기 압력, P_{go} 는 벌크 영역에서 증기의 압력이며, h_g' 는 증기의 열전달 계수, T_{go} 는 벌크 영역에서 증기의 온도를 나타낸다. 하지만, MARS-KS 코드 내에서 현열전달을 고려하지 않으므로, MARS-KS 코드에서는 다음의 식을 사용한다.

$$q_g'' = h_m h_{fg} \rho_g \ln \left(\frac{1 - \frac{P_{gi}}{P}}{1 - \frac{P_{go}}{P}} \right) \quad (15)$$

이와 같은 모델은 Colburn-Hougen 모델 [10]이라고 하며, MARS-KS 코드에서 비응축성 기체가 존재할 때 벌크 영역의 기체 혼합물에서 경계로의 열전달을 계산할 때 적용한다.

앞서 식 (11)에서 정의한 질량 전달 계수의 경우 물질 전달이 오로지 분자 확산에 대해서만 일어나며, 확산이 일어나는 실제 경계의 두께를 확실히 알고 있어야 적용할 수 있다. 하지만 실제 경계의 두께를 알지 못하기 때문에 열 · 물질 전달 사이의 상사성을 이용하여 열전달 계수 h_g 로부터 물질 전달계수를 다음과 같이 구할 수 있다.

$$h_m = \left(\frac{h_g}{\rho_g c_{pg}} \right) \left(\frac{\text{Pr}}{\text{Sc}} \right)^{2/3} \quad (16)$$

Pr은 Prantl 수, Sc는 Schmidt 수이다.

2) 응축 막 내 열전달

벽면에서 증기가 응축되어 생성된 응축 막을 통한 열전달은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$q_f'' = h_f (T_i - T_w) \quad (17)$$

q_f'' 는 응축 막에서 열속이며, h_f 는 응축 막에서의 열전달 계수, T_i 와 T_w 는 각각 경계와 벽면에서의 온도이다. MARS-KS 코드의 경우, h_f 는 응축 막이 층류일 때 Nusselt model [11]을 적용하고 난류의 조건을 만족하면 Shah model [12]을 적용한다. 하지만, 실제 MARS-KS 코드에서 열전달 계수를 계산할 때 두 모델

중 큰 값의 열전달 계수를 계산하는 모델을 적용한다.

Nusselt model에서 응축 막을 지나 전달되는 열전달 계수를 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$h_{Nusselt} = \frac{k_f}{\delta_M} \quad (18)$$

이 때 k_f 는 응축되는 물의 열전도도이고 δ_M 는 응축 막의 두께이다. 응축 막의 두께는 다음의 식으로 구할 수 있다.

$$\delta_M = \left(\frac{3\mu_f \Gamma}{g\rho_f \nabla \rho} \right)^{\frac{1}{3}} = \left(\frac{3\mu_f^2 Re_f}{4g\rho_f \nabla \rho} \right)^{\frac{1}{3}} = 0.9086 \left(\frac{\mu_f^2 Re_f}{g\rho_f \nabla \rho} \right)^{\frac{1}{4}} \quad (19)$$

여기서 μ_f 는 응축액의 점성이며, Γ 는 단위 너비 당 유속이고 g 는 중력 가속도, ρ_f 는 응축액의 밀도, $\nabla \rho$ 는 증기와 응축액의 밀도 차, 그리고 Re_f 는 응축액의 Reynolds 수이다.

Shah model [12]은 막응축과 기화 사이의 유사성을 이용한 모델로, Shah model에서 열전달 계수는 다음과 같이 나타낸다.

$$h_{Shah} = h_s \left(1 + \frac{3.8}{Z^{0.95}} \right) \quad (20)$$

여기서 h_s 는 응축액 표면에서의 열전달계수이며, Z 는 응축열전달에 대한 상관 매개 변수로 다음과 같이 정의된다.

$$Z = \left(\frac{1}{x} - 1 \right)^{0.8} P_{red}^{0.4} \quad (21)$$

x 는 건도, P_{red} 는 감소된 벌크 압력(= $P/P_{critical}$)을 나타낸다. 식 (20)에서 나온 표면 열전달 계수 h_s 는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$h_s = h_L(1-x)^{0.8} \quad (22)$$

여기서 h_L 은 아래와 같이 Dittus-Boelter 식으로 계산되는 열전달 계수이다.

$$h_L = 0.023Re_f^{0.8}Pr_f^{0.4} \frac{k_f}{D_h} \quad (23)$$

여기서 D_h 는 수력 직경이다.

벌크 영역의 기체 혼합물에서 액체-기체 경계로의 열전달과 응축액 막에서의 열전달은 동일하다는 조건을 만족하도록 반복 계산을 하여 벽면온도와 열속을 구한다. 본 연구에서는 계산을 통하여 얻은 열속과 벽면 과냉도의 비로 다음의 응축 열전달 계수를 구하였다.

$$h_{cond} = \frac{q''}{(T_{go} - T_w)} \quad (24)$$

2. Nodalization

응축 실험을 모의할 때, 노드 형태에 따른 열전달 계수 차이를 확인하기 위하여 그림 10과 같이 3 가지의 방식으로 노드를 구성하였다. 먼저, 압력 용기를 12 개의 체적을 갖는 PIPE로 설정한 (a)와 단일체적으로 설정한 (b)의 경우 입구와 출구에 TMDPVOL(Time-dependent volume)을 연결하였다. TMDPVOL을 연결

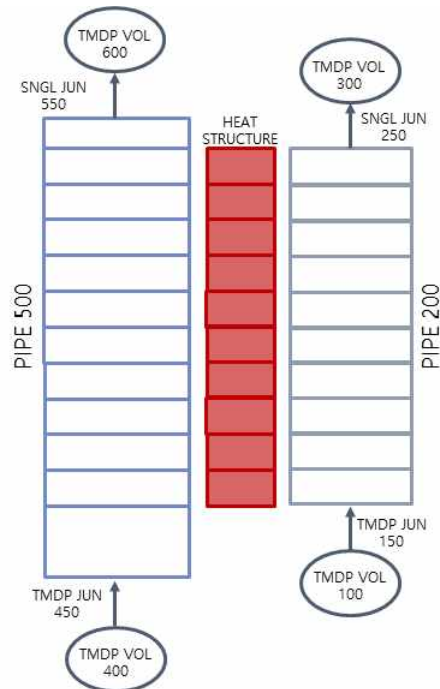
하여 압력용기 내부에서 공기-증기 혼합물이 출입하도록 설정하였다. 입구 측 TMDPVOL을 이용하여 혼합물의 조건을 설정하였고, 출구 측 TMDPVOL을 이용하여 압력 용기의 압력이 일정하도록 하였다. 이때 사용한 공기-증기 혼합물의 유량은 실험에서 구한 열전달 계수와 벽면 과냉도를 이용하여 전열관을 통한 순 열전달 양을 계산함으로써 산출하였다. 하지만, JNU 실험을 모의 중 단일 체적을 갖는 경우에 출구에 기체 혼합물의 유량이 감소하여 압력 용기 내의 압력이 상승한 상태에서 정상 상태가 잡히는 경우가 발생하였다. 따라서 기존에는 출구 쪽 TMDPVOL과 압력 용기의 연결을 위해 SNGLJUN(Single junction)을 사용했지만 이 경우에는 압력 용기 내의 압력을 유지하기 위해서 TMDPJUN(Time-dependent junction)을 적용하였다. 그리고 TMDPJUN에 control variable을 사용하여 압력 용기의 압력에 따라 출구에서의 혼합물의 유량이 달라지도록 설정하였다.

(c)의 경우와 같이 압력 용기의 입구측에 TMDPVOL을 연결하여 순수 증기를 공급하는 형태의 노드를 설정하였다. 이 경우 공기-증기 혼합물이 들어 있는 압력 용기의 노드 형태에 따라 계산 결과가 달라진다. 공기-증기 혼합물이 들어 있는 압력 용기가 PIPE로 구성되어 있는 경우에는 기존에 압력 용기 내부에 혼합되어 있는 공기-증기 혼합물 하단으로 증기가 유입되어 공기가 상단으로 밀려나는 현상을 확인할 수 있다. 실제 실험에서는 높이에 따라 기체의 조성이 크게 차이나지 않기 때문에, 압력 용기를 높이에 따라 구분하지 않고 단일 체적으로 구성하였다. 이 경우에는 압력 용기 내부에 공기-증기 혼합물이 들어있는 상황에서 열전달이 일어난다면 공기의 경우는 별도의 출구가 없기 때문에 초기에 들어있는 양이 일정하게 유지되지만, 증기의 경우에는 전열관 벽면에서 응축되어 분압이 변화한다. 이때, 응축되는 증기로 인해 변화하는 압력 용기 내부의 압력이 일정하게 유지되도록 TMDPJUN에서 control variable을 이용하였다. 실험에서 적용된 압력을 기준으로 하여 코드 내 압력 용기의 압력이 기준보다 낮아지는 정도에 따라 하단에서 유입되는 증기의 유량이 변화하도록 설정하였다.

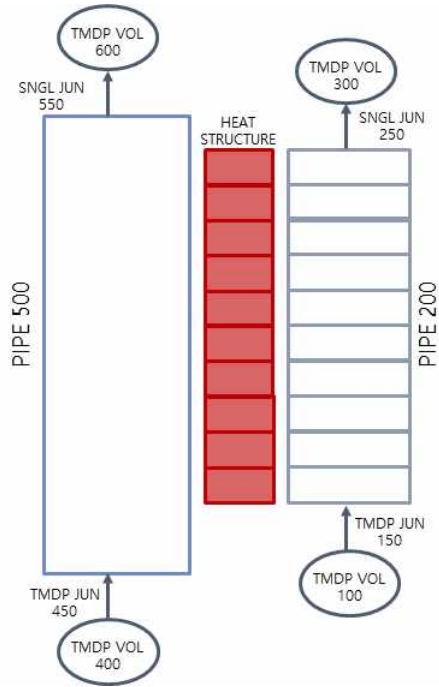
냉각재가 흐르는 전열관은 노드의 형태보다는 냉각재의 조건에 따른 변화가 압력 용기 내 응축 열전달에 큰 영향을 주기 때문에 일정한 형태의 노드를 유지하였다. 전열관은 10 개의 체적으로 이루어진 PIPE로 구성하였으며, PIPE의 입

구와 출구에 TMDPVOL을 연결하여 냉각재의 유량과 압력을 설정하였다. 공기-증기 혼합물이 들어있는 압력 용기와 전열관 사이를 열구조물로 연결하여 기체 혼합물과 냉각재 사이에 응축 열전달이 이루어지도록 설정하였다.

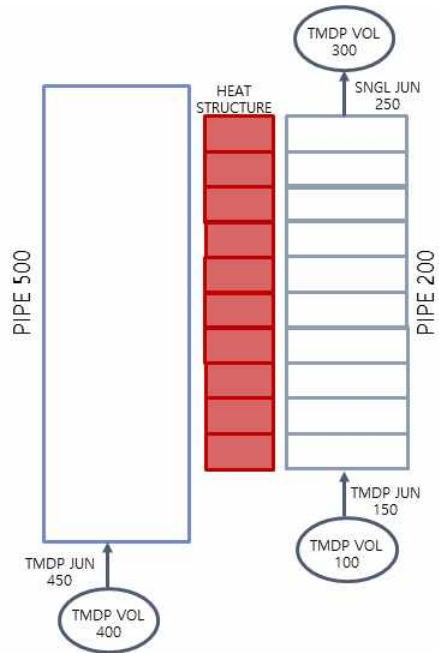
MARS-KS 코드를 이용하여 실험을 모의할 때 혼합물의 온도를 공기 질량 비율을 이용하여 구한 증기 분압에서의 포화 온도를 적용하였다. 실험에서 적용한 냉각재의 조건을 적용한 계산 결과에서는 정상 상태에 도달하지 못하거나 실험과 다른 벽면 과냉도를 갖는 경우가 있기에 실험조건과 동일한 벽면 온도에서 정상상태가 형성될 수 있도록 냉각수의 입구 온도와 유량을 제어하였다.



(a) Multi node pressure vessel



(b) Single node pressure vessel



(c) Single node pressure vessel without outlet

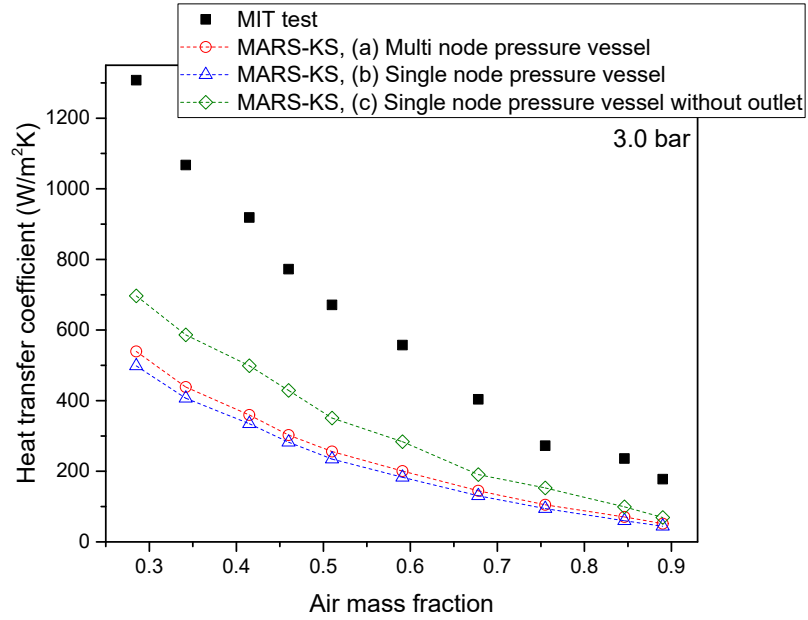
[Fig. 10] Nodalization of test facilities

steam condensation experiment

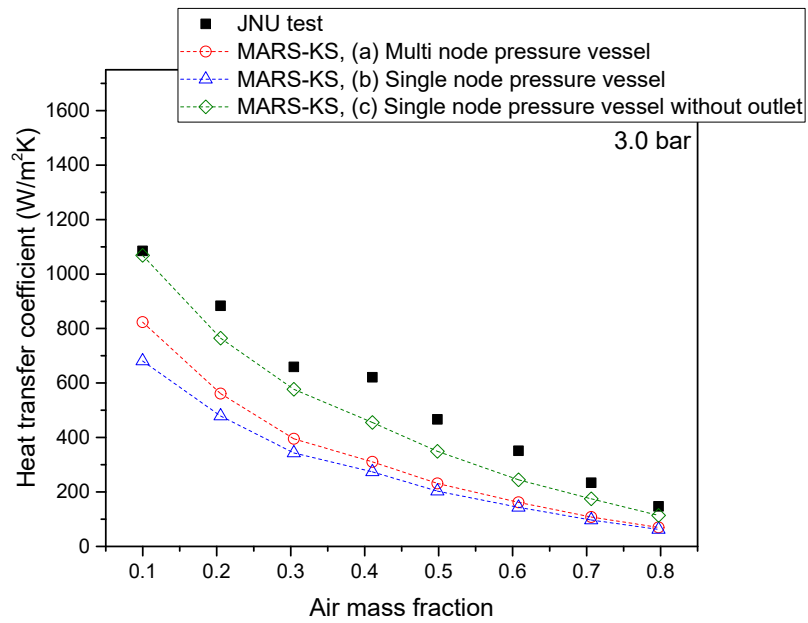
3. 예비 해석 결과

노드 구성에 따른 코드 계산 결과를 그림 11 ~ 13으로 나타내었다. 그림을 보면, 노드의 구성 형식에 따라 코드 계산 결과가 다른 것을 확인할 수 있다. MIT 응축 실험의 경우 각 노드 간 열전달 계수의 차이가 최대 40 %에 이르며, JNU 응축 실험에서 비응축성 기체와 압력에 따른 열전달 계수에 대한 실험의 경우에는 최대 57 %, 벽면 과냉도에 따른 열전달 계수 실험의 경우 최대 62 %까지 차이나는 것을 확인하였다. MARS-KS 코드가 노드별로 열전달 계수를 상이하게 예측하는 이유를 확인하기 위하여 각 노드를 적용하였을 때 정상 상태에서의 벽면 온도와 증기 분압을 살펴보았다.

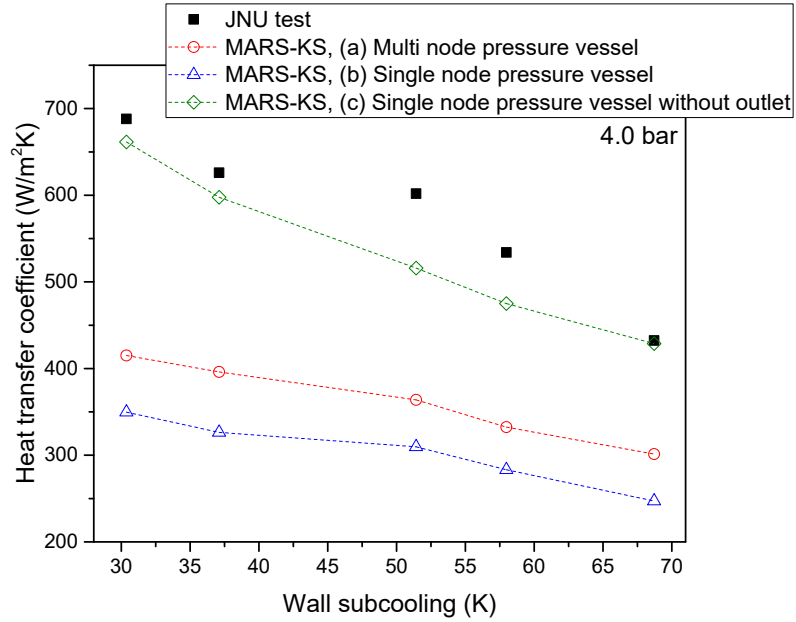
그림 14는 MIT 응축 실험에서 전열관 높이에 따른 벽면 온도 해석결과를 나타낸 것이다. 전체 압력 3 bar에서 공기 질량 분율이 0.341, 0.591, 0.846일 때의 벽면 온도이다. 실험에서 적용한 냉각재 조건을 코드에서 동일하게 설정하지 못하였기 때문에, 실험 데이터와 MARS-KS 코드로 구한 높이에 따른 벽면 온도 변화폭은 다르다. 하지만 실험과 코드 결과에서 얻은 평균 벽면 과냉도는 동일하다. 즉, 실험에서 얻은 전열관 외벽 평균온도와 코드에서 얻은 평균 벽면온도는 동일하다. 다음 표 1은 정상 상태에 도달했을 때 노드별 증기 분압을 나타낸 것이다. 압력 용기 내부 기체 혼합물에서 증기는 응축되어 감소한다. 노드 (a)와 노드 (b)의 경우 기체 혼합물이 일정한 유량으로 압력 용기에 유입된 후 증기가 전열관 외벽에서 응축되면서 증기 분압이 감소된 채로 정상 상태에 도달하기 때문에 실험과 다른 증기 분압을 가진다. 하지만, 노드 (c)의 경우에는 압력 용기의 압력에 따라 입구에서 증기의 주입 유량을 지속적으로 조절하기 때문에 실험과 동일한 증기 분압이 유지된다. 이에 실험과 동일한 기체 조성을 갖는 노드 (c)를 이용하여 얻은 결과와 실험으로 얻은 열전달 계수를 비교하였다.



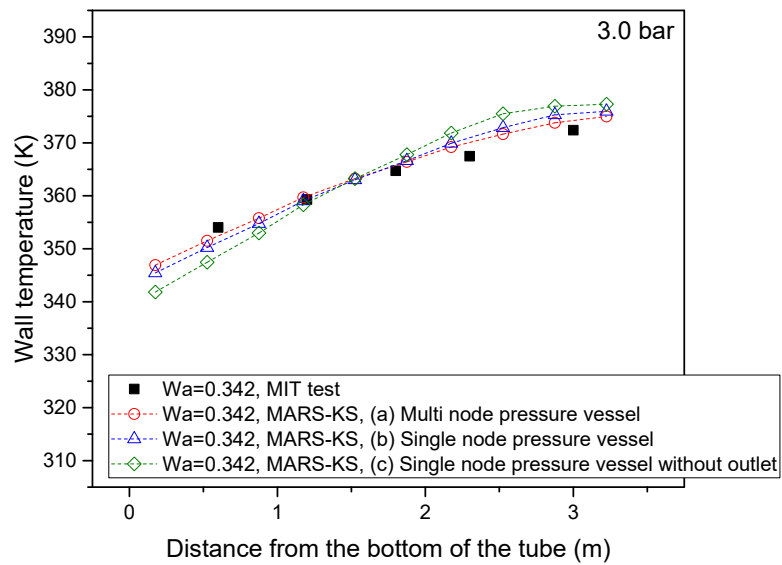
[Fig. 11] Heat transfer coefficient along the air mass fraction at 3.0 bar for MIT experiment



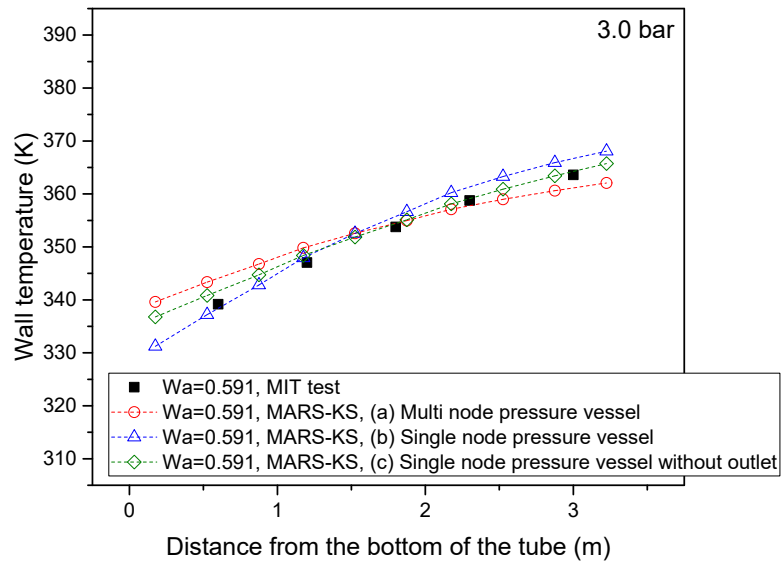
[Fig. 12] Heat transfer coefficient along the air mass fraction at 3.0 bar for JNU experiment



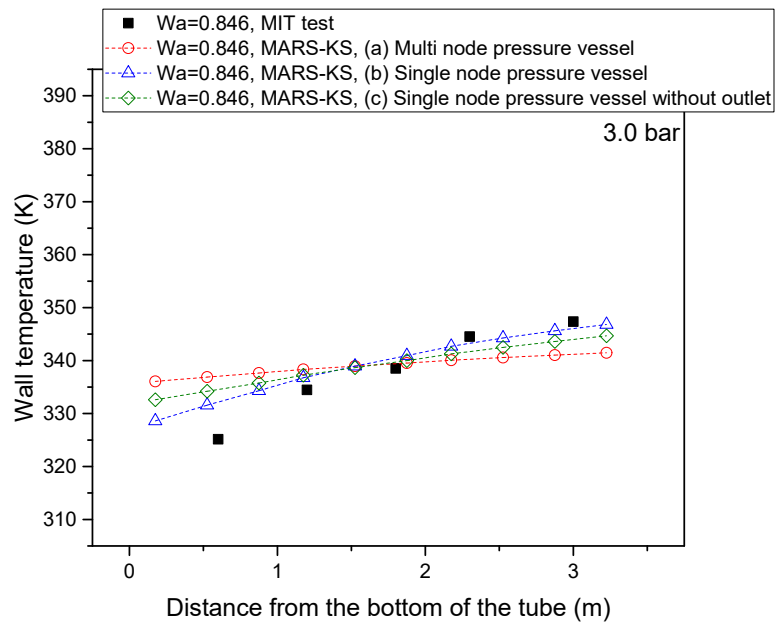
[Fig. 13] Heat transfer coefficient of Wall subcooling effect at 4.0 bar for JNU experiment



(a) Wall temperature along the tube at air mass fraction 0.342



(b) Wall temperature along the tube at air mass fraction 0.591



(c) Wall temperature along the tube at air mass fraction 0.846

[Fig. 14] Wall temperature at 3 bar of MIT experiment and MARS-KS code

Table 1. Steam partial pressure at 3 bar of MIT experiment and MARS-KS code

Air mass fraction (%)	Steam partial pressure (bar)			
	MIT test	MARS-KS code		
		(a) Multi node pressure vessel	(b) Single node pressure vessel	(c) Single node pressure vessel without outlet
0.285	2.44	2.28	2.20	2.43
0.342	2.30	2.11	2.04	2.30
0.415	2.11	1.91	1.84	2.11
0.460	1.99	1.77	1.71	1.98
0.510	1.84	1.64	1.57	1.84
0.591	1.60	1.39	1.34	1.60
0.678	1.32	1.14	1.07	1.31
0.755	1.04	0.87	0.82	1.04
0.846	0.69	0.59	0.56	0.69
0.890	0.50	0.44	0.41	0.50

IV. 해석 결과

그림 15 ~ 16은 각 MIT 응축 실험과 JNU 응축 실험에서 압력 별 공기 질량 분율에 따른 열전달 계수와 MARS-KS 코드로 구한 열전달 계수를 나타낸 것이다. 그림에서 실험에서 얻은 열전달 계수와 MARS-KS 코드 결과 모두 압력 증가에 따라 증가하며, 공기 질량 분율이 증가할수록 감소하는 경향을 갖는 것을 확인할 수 있다. MARS-KS 코드의 계산에서 압력이 증가함에 따라 열전달 계수가 증가하는 것은 MARS-KS 코드 내에 응축 열전달에 적용되는 Colburn-Hougen 모델로부터 설명할 수 있다. 식 (14)와 같이 증기응축에 의한 열속은 증기의 밀도에 비례한다. 압력이 증가하면 질량 전달 계수는 소폭 감소하긴 하지만, 증기 밀도가 크게 상승하면서 기체 혼합물 영역에서의 열속이 증가하므로 열전달 계수가 증가하는 경향을 보인다. 그리고 공기와 같은 비응축성 기체의 경우 액체-증기 경계에 축적되어 열전달을 방해하는 저항으로 작용하므로, 비응축성 기체의 분율이 증가하면 응축 열전달은 감소한다.

코드의 예측 결과와 실험데이터의 비교 결과, MIT 실험의 경우는 평균 48 %, 최대 61 % 까지 코드가 실험보다 열전달 계수를 낮게 예측하였고, 압력과 공기 질량에 따른 열전달 계수에 대한 JNU 실험에서는 평균 21 %, 최대 40 %까지 낮게 예측하였다.

JNU 응축 실험에서 벽면 과냉도의 영향을 평가하기 위한 실험에서의 열전달 계수와 MARS-KS 코드 예측 값의 비교 결과를 그림 17에서 보여주고 있다. 그림을 보면 벽면 과냉도가 증가함에 따라 열전달 계수가 감소하는 것을 경향을 확인할 수 있다. 이 실험에서 동일한 압력과 공기의 질량 분율에 의해 기체 혼합물의 온도는 고정되어 있기 때문에 벽면 온도와 증기의 포화 온도 차이인 벽면 과냉도는 벽면 온도에 의해 결정된다. 벽면 과냉도의 증가는 벽면 온도가 감소하는 것을 의미하며, 이는 액체-증기 경계의 온도가 감소로 이어진다. 이에 따라 벽면 근처에서 증기의 분율이 감소하며, 상대적으로 비응축성 기체의 분율이 증가하게 된다. 따라서 동일한 기체 조성을 가질 때, 벽면 과냉도의 증가는 비응축

성 기체 질량 분율이 증가할 때와 동일한 경향성을 갖는다. 코드 해석결과, MARS-KS 코드가 벽면 과냉도에 따른 열전달계수 변화의 경향성은 잘 예측하나, 계산값과 실험값 사이에는 15 %의 오차가 존재한다.

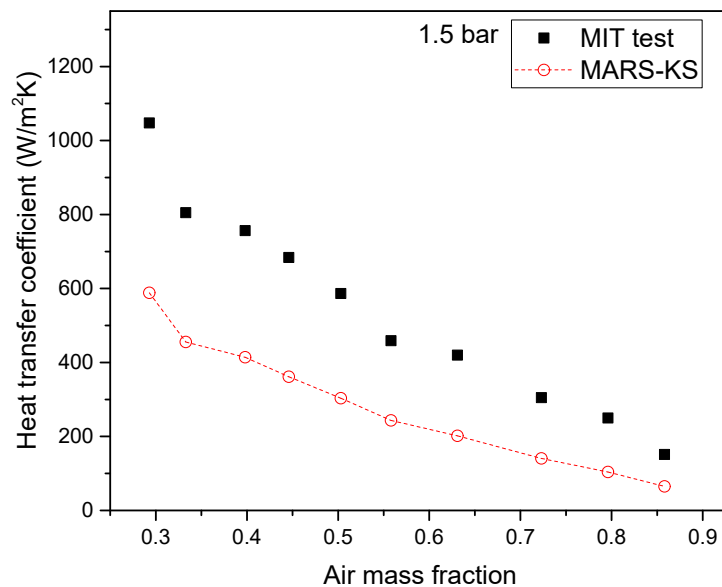
MIT 응축 실험과 JNU 응축 실험을 통해 얻은 열전달 계수들과 MARS-KS 코드 예측값들 간의 오차가 실험에 따라 다른 것으로 나타났다. 이의 원인을 파악하기 위해 동일한 기체 조성을 갖는 조건에서 두 실험에서 얻은 열전달 계수들을 비교하였다. 그림 18은 3 bar에서 수행된 MIT 응축 실험과 JNU 응축 실험에서 공기 질량 분율에 따라 측정된 열전달 계수와 MARS-KS 코드의 계산 결과를 나타낸 것이다. MIT 실험의 경우 MARS-KS 코드가 실험보다 50 % 낮게 열전달 계수를 예측하였다. JNU 실험의 경우 코드가 실험보다 20 % 낮게 예측하였다. MIT 실험이 JNU 실험보다 실험으로 열전달 계수는 32 % 높은 값을 갖는다. 코드 계산 결과 MIT 실험은 JNU 실험보다 10 % 높은 열전달 계수를 갖는다.

두 실험에서 사용된 압력 용기와 전열관의 형상이 다르다. MIT 응축 실험에서 사용된 전열관의 길이는 3.5 m, JNU 실험에서 사용된 전열관의 길이는 1.0 m로서 전자의 실험에서 사용된 전열관의 길이가 3.5 배 길다. 이에 동일한 기체 조성을 이루고 있을 때 두 실험 장치 내부 기체 혼합물의 Grashof 수는 전열관의 길이가 긴 MIT 응축 실험이 JNU 실험보다 큰 값을 갖는다. Grashof 수는 부력과 점성의 비이므로, 동일한 기체 조성일 때 Grashof 수가 크다는 것은 부력에 대한 영향이 커, 보다 강한 자연대류 유동이 발생함을 의미한다. 또한 MIT 응축 실험에 사용된 압력 용기는 JNU 실험에서 사용된 압력 용기보다 단면적이 훨씬 작아, 용기 내부에서 기체혼합물의 자연대류 유속이 훨씬 클 것으로 유추할 수 있다. 즉, 실험 장치 내의 자연 순환은 MIT 응축 실험의 경우가 JNU 응축 실험보다 강하게 이루어진다.

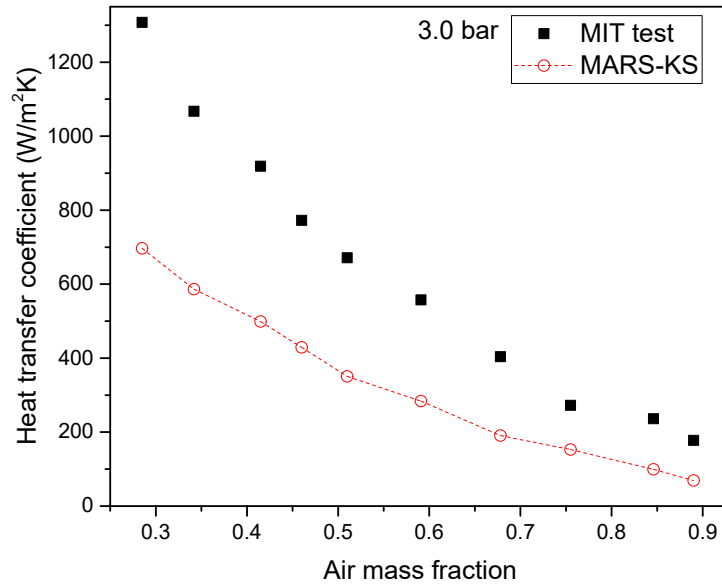
응축 표면을 지나가는 기체혼합물의 축방향 속도가 크면 응축 액막 주변에 축적되는 비응축성 기체를 휩쓸어 가는 효과가 커지기 때문에, 비응축성 기체에 의해 열속이 감소하는 정도가 상대적으로 작아진다. 또한 기체혼합물의 자연대류 유속이 커지면서 응축 액막과 기체혼합물 사이의 경계면에서 발생하는 wavy 효과가 커지고, 기체 경계층에서의 난류가 강해지기 때문에 결과적으로 열전달율이

상승한다. 따라서 MIT 실험에서 얻은 열전달 계수가 JNU 실험을 통해 얻은 열전달 계수 보다 높은 값을 갖는다. 하지만 MARS-KS 코드로 두 실험을 모의하였을 때, 기체 조성이 동일한 경우 코드는 동일한 값의 열전달 계수를 예측하였다. 이는 MARS-KS 코드 내 응축 모델을 보면 설명할 수 있다. 식 (14)에서 확인할 수 있는 바와 같이, 응축 모델에 사용된 변수들은 기체 조성에 대한 변수들이며, 실험 장치의 구조 혹은 이에 따른 자연대류 세기의 변화를 반영할 수 있는 변수가 적용되어 있지 않다.

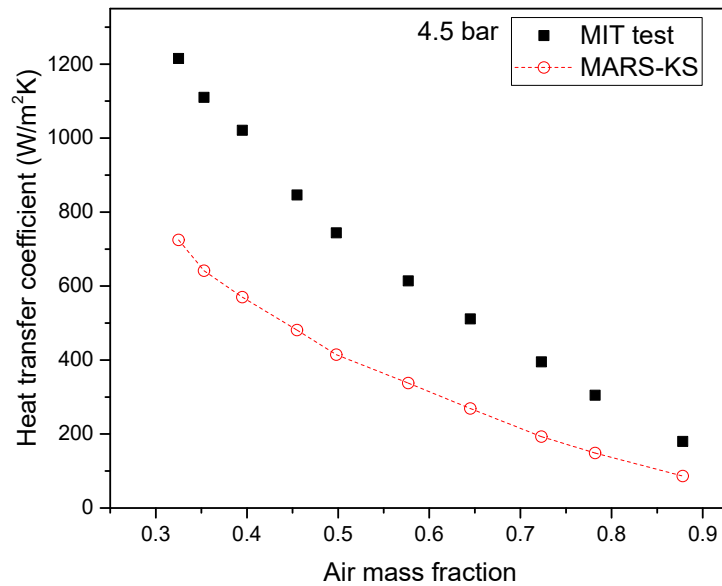
결론적으로, MARS-KS 코드는 자연대류 조건 하 수직관 외벽응축 현상의 열전달계수를 상당히 낮게 예측하는 경향성을 보이며, 실험장치의 형상에 따른 자연대류 세기의 영향을 반영하지 못하고 있다. 따라서 추후 MARS-KS 코드를 실제 PCCS의 과도해석에 적용하기 위해서는 내부의 응축모델이 개선되어야 하며, 특히 전열관의 길이 등에 따른 자연대류 세기의 영향을 반영할 수 있는 실험상 관식 혹은 기구학적 모델이 적용되어야 할 것이다.



(a) Heat transfer coefficient versus the air mass fraction at 1.5 bar

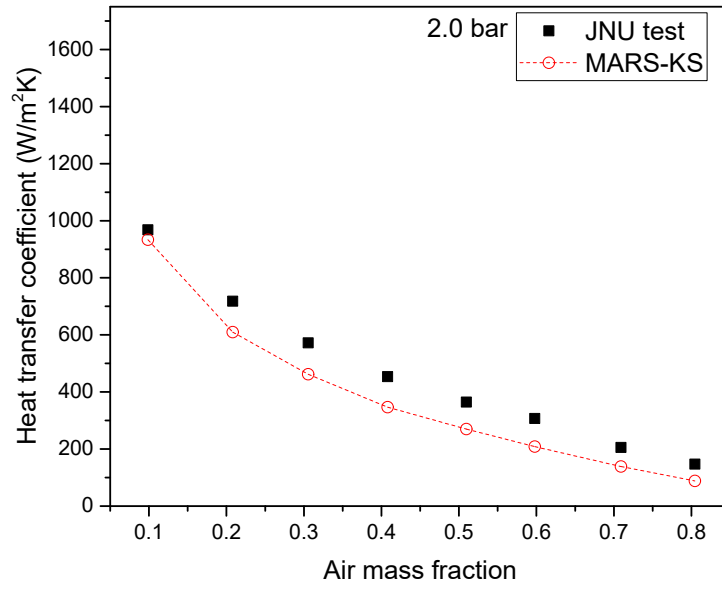


(b) Heat transfer coefficient versus the air mass fraction at 3.0 bar

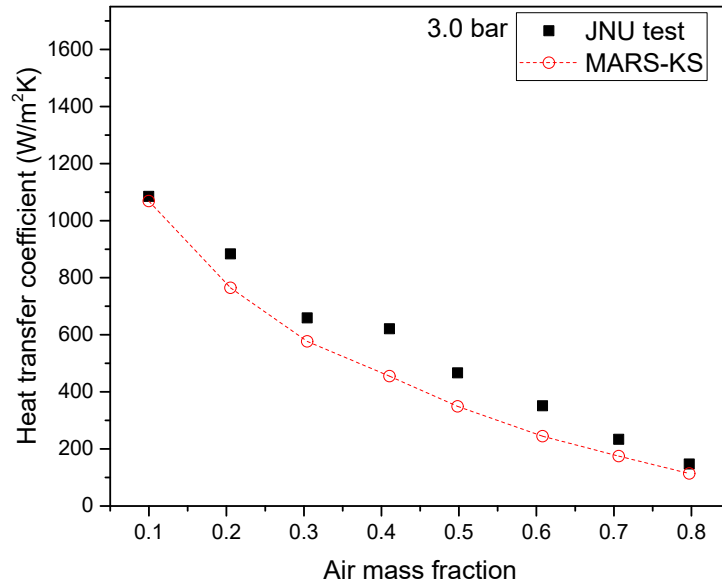


(c) Heat transfer coefficient versus the air mass fraction at 4.5 bar

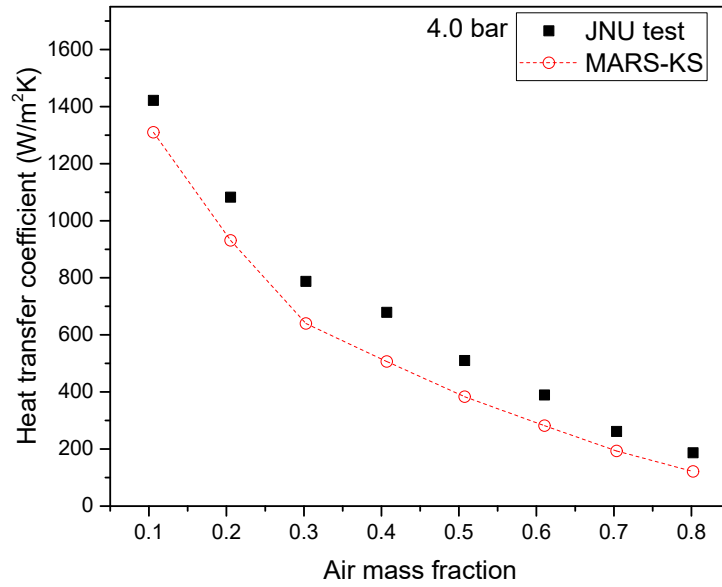
[Fig. 15] Calculation results of MARS-KS for heat transfer coefficients from MIT experiment



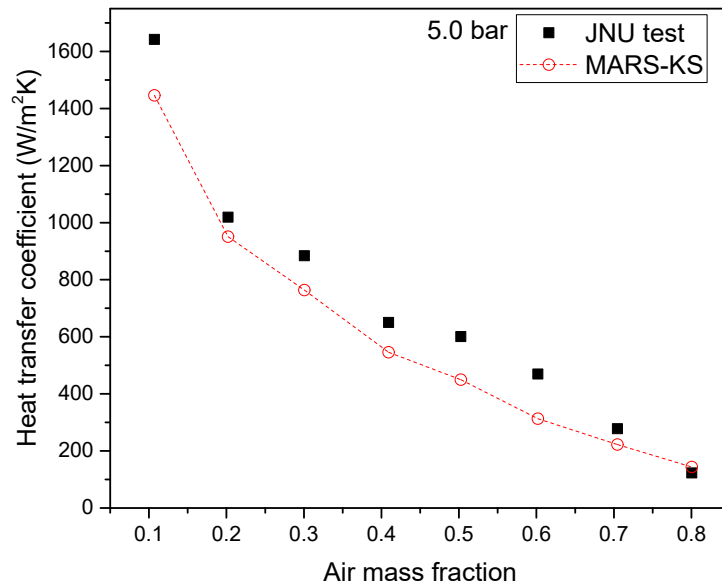
(a) Heat transfer coefficient versus the air mass fraction at 2.0 bar



(b) Heat transfer coefficient versus the air mass fraction at 3.0 bar

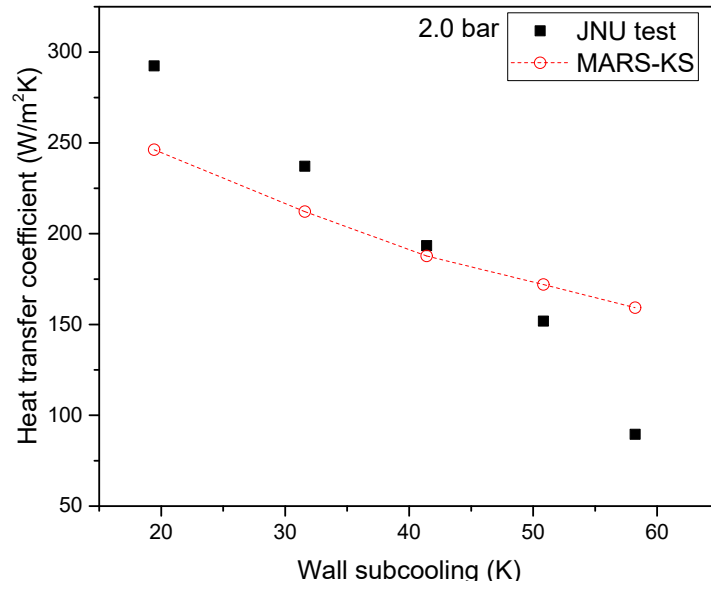


(c) Heat transfer coefficient versus the air mass fraction at 4.0 bar

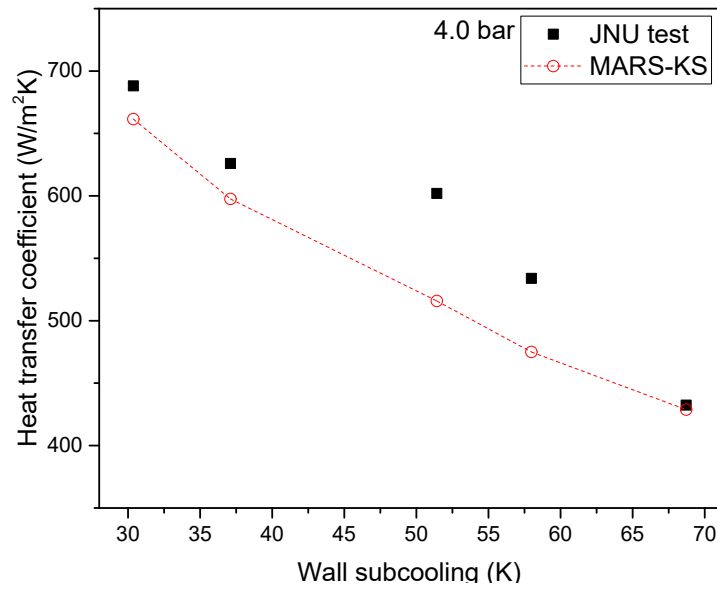


(e) Heat transfer coefficient versus the air mass fraction at 5.0 bar

[Fig. 16] Calculation results of MARS-KS for heat transfer coefficients from JNU experiment

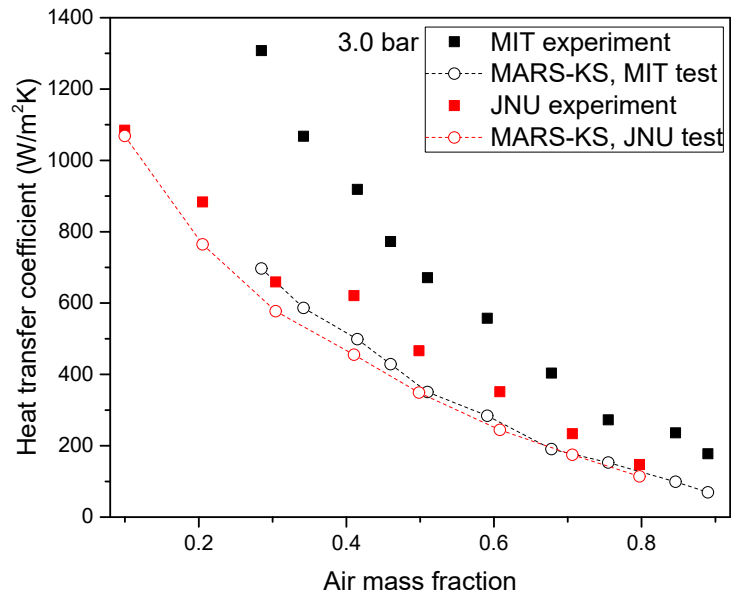


(a) Heat transfer coefficient versus the wall subcooling at 2.0 bar



(b) Heat transfer coefficient versus the wall subcooling at 4.0 bar

[Fig. 17] Calculation results of MARS-KS for heat transfer coefficients from JNU experiment



[Fig. 18] Comparison of heat transfer coefficients from MIT test and JNU test at 3.0 bar

V. 결 론

수직 전열관에서의 응축 열전달 계수를 측정한 실험 데이터를 기반으로 하여 MARS-KS 코드 내 응축 모델을 검증하기 위해 MIT 응축실험과 JNU 응축실험을 모의하였다. 먼저 자연대류 조건 하 외벽응축 현상을 모의하기 위한 최적의 노드를 도출하기 위해 압력 용기를 3 가지 방법으로 구성하여 예비해석을 수행하였다. 예비해석 결과를 바탕으로 압력 용기는 단일 노드로 모의하고, 용기 내 압력을 일정하게 유지할 수 있도록 주입 증기유량을 제어하는 방식을 채택하였다.

MARS-KS 코드는 실험과 마찬가지로 코드 계산 결과로 얻은 열전달 계수는 압력이 증가하면 증가하고, 공기 질량 비율이 증가하면 감소하는 경향을 확인하였다. 그리고 동일한 기체 조성을 갖는 경우에 벽면 과냉도가 증가하면 열전달 계수가 감소하는 경향을 예측할 수 있음을 확인하였다. 하지만, MIT 응축 실험의 경우 MARS-KS 코드가 실험보다 평균 48 % 낮게 열전달 계수를 예측하였다. JNU 실험 중 공기 질량 비율에 따른 열전달 계수에 관한 실험의 경우 코드가 실험보다 평균 20 % 낮게 예측하였다. 이 결과를 통해 MARS-KS 코드가 실험보다 보수적인 계산을 하는 것을 확인하였다.

MIT 응축 실험과 JNU 응축 실험의 비교를 통해, 전열관의 길이 등 실험장치의 형상에 따라 자연대류 유속이 변화할 경우 기체조성이 동일한 경우라도 열전달 계수가 크게 차이남을 파악하였다. 하지만 MARS-KS 코드가 기체 혼합물의 조성이 동일한 경우에 대해 모의하였을 때 예측한 열전달 계수가 거의 동일한 것으로 나타났다. 이는 MARS-KS 코드 내 응축 모델에서는 기체 혼합물의 조성을 고려하는 반면, 실험 장치의 형상에 대한 영향을 고려하지 않는 것을 의미한다.

MARS-KS 코드의 경우 1 차원 해석 코드이기 때문에 내부에서 일어나는 유동의 변화를 직접 모의할 수 없다는 한계를 갖고 있다. 이에 자연대류에 대한 영향을 간접적으로 고려하기 위한 별도의 인자가 추가될 필요가 있다. 이러한 자연

대류의 정도를 판단하는 Grashof 수의 경우 동일한 기체 조성이 동일하다면 전 열관 길이에 대해 영향을 받는다. 따라서 Grashof 수를 변수로 하는 실험 상관식 혹은 지구학적 모델의 개발을 통해 자연대류 조건 하 외벽응축 현상에 대한 MARS-KS 코드의 예측성능을 개선할 수 있을 것으로 판단된다. 추후 기체혼합물의 자연대류 유동장에 의한 영향을 연구하고 이를 통해 MARS-KS 코드의 응축모델을 개선할 예정이다.

REFERENCE

[1] 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

[2] T. Tagami, "Inter Report on Safety Assessment and Facilities Establishment Project for June 1965", No. 1, Japanese Atomic Energy Agency, Unpublished work, 1965

[3] A.A. Dehbi, "The effects of Noncondensable Gases on Steam Condensation under Turbulent Natural Convection Conditions", Ph. D thesis, MIT, USA, 1991

[4] H. Liu, N. E. Todreas, M. J. Driscoll, "An experimental investigation of a passive cooling unit for nuclear plant containment", Nuclear Engineering and Design, 199, 243-255, 2000

[5] 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

[6] Y.A. Hassan, L.A. Raja, "Analysis of Experiments for Steam Condensation in the Presence of Noncondensable Gases Using the RELAP5/MOD3 code", Nuclear Technology, 104, 76, 1993

[7] Y.S. Bang, J.H. Chun, B.D. Chung, G.C. Park, "Improvements of

condensation heat transfer models in MARS code for laminar flow in presence of non-condensable gas”, Nuclear Engineering and Technology, 41, 2009

[8] Thermal Hydraulic Safety Research Department, “MARS Code Manual Volume I: Code Structure, System Models, and Solution Methods”, Korea Atomic Energy Research Institute, 2007

[9] 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

[10] A.P. Colburn, O.A. Hougen, “Design of Cooler Condensers for Mixtures of Vapors with Noncondensing Gases”, Industrial and Engineering Chemistry, 26, 1178-1182, 1934

[11] W. Nusselt, “Die Oberflächenkondensation des Wasserdampfes”, Zeitschrift des Vereines Deutscher Ingenieure 60, 541 - 546, 1916

[12] M.M. Shah, “A General Correlation for Heat Transfer during Film Condensation Inside Pipes”, International Journal of Heat and Mass Transfer, 22, 547-556, 1979

감사의 말

길게 느껴지던 2 년이라는 기간이 빠르게 지나 어느 덧 이 글을 적고 있습니다. 지도 교수님과 선배들, 그리고 친구 등 많은 분들의 걱정과 염려 속에 대학원 생활을 하였습니다. 지난 대학원 생활 동안 우울해 하는 일도, 짜증을 내는 일도 많았지만 사소한 일에도 감사하고 기뻐할 수 있게 되었습니다. 종종 방향을 잡지 못하고 휘청거릴 때 마다 격려와 위로의 말을 건네준 고마운 분들께 감사의 말을 전합니다.

먼저 저를 지도하면서 많이 답답한 일이 많으셨을 텐데 끝까지 아낌없는 격려와 지도를 해주신 이연건 교수님께 진심으로 감사드립니다. 또한 저의 논문을 심사를 맡아주시고, 소중한 충고와 조언을 해주셨던 박재우 교수님, 최수석 교수님께도 깊은 감사를 드립니다.

항상 후배 말에 귀기울여주시고 조언을 해주시는 이보안 박사님, 혼자서 헤매고 있을 때 조언을 해주신 영준이 오빠, 지금은 옆에 없지만 많은 도움을 주셨던 우연이 오빠, 장난쳐도 웃으며 받아주는 운기 오빠, 학부 때부터 함께 지내며 친구로서 항상 걱정해주고 격려해준 연하, 항상 웃으며 기운나게 해준 수연이, 이제 막 대학원 생활을 시작하는 지웅이 오빠에게도 감사의 말을 전합니다. 그리고 그동안 잘 따라준 실험실 학부생인 형남이, 동협이, 승현이, 귀현이에게도 고마움을 전합니다.

항상 사랑으로 키워주시고 믿음을 주신 부모님께 감사의 말씀을 드립니다. 새로운 시작을 준비하는 언니 가족과 동생, 그리고 곁에서 도움을 아끼지 않은 친구들과 지인 분들께도 감사의 마음을 전합니다. 감사합니다.