



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](#)

공 학 석 사 학 위 논 문

혁신형 소형모듈원자로 내
피동보조급수계통 해석을 위한
SPACE 코드 수평관 내 응축 열전달
모델 평가



2024 년 2 월

국립부경대학교대학원

기계설계공학과

백진기

공 학 석 사 학 위 논 문

혁신형 소형모듈원자로 내
피동보조급수계통 해석을 위한
SPACE 코드 수평관 내 응축 열전달
모델 평가

지도교수 유동인

이 논문을 석사학위논문으로 제출함

2024 년 2 월

국립부경대학교 대학원

기계설계공학과

백진기

백진기의 공학석사 학위논문을 인준함

2024 년 2 월 16 일



위 원 장 공학박사 이 연 원 (인)

위 원 공학박사 김 민 희 (인)

위 원 공학박사 유 동 인 (인)

목 차

Nomenclatures.....	ii
그림 목차.....	v
표 목차.....	ix
요 약.....	x
Abstract.....	xii
1 서 론	1
2 SPACE 코드	3
2.1 SPACE 코드의 해석방법론	3
2.2 SPACE 코드의 응축열전달 모델.....	4
2.2.1 Chato-Shah 상관식.....	5
2.2.2 PAFS 모델.....	7
2.2.3 Ahn et al. (2014) 모델.....	10
2.2.4 Ahn et al. (2019) 모델.....	15
3 SPACE 코드 응축열전달 모델 검증계산	18
3.1 Purdue-PCCS 실험 검증계산	19
3.1.1 Purdue-PCCS 실험.....	19
3.1.2 Purdue-PCCS 실험 검증계산 결과.....	22
3.2 PICON 실험 검증계산.....	31
3.2.1 PICON 실험	31
3.2.2 PICON 실험 검증계산 결과.....	34
3.3 PASCAL 실험 검증계산	46
3.3.1 PASCAL 실험	46
3.3.2 PASCAL 실험 검증계산 결과	48
4 결 론.....	57
5 참고 문헌.....	59

Nomenclatures

p	압력 (Pressure) [Pa]
x	건도 (Quality) [–]
g	중력 가속도 (Gravitational accerlation) [$\text{m} \cdot \text{s}^{-2}$]
D	수평관 내부 지름 (Diameter of the tube) [m]
u	관 방향 속도 (Velocity) [m/s]
c	비열 (Specific heat) [$\text{J} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$]
F	보정인자 (Correlation factor) [–]
r_1	관의 내부 반지름 (Inner radius of the tube) [m]
r_2	관의 외부 반지름 (Outer radius of the tube) [m]
T	온도 (Temperature) [K]
h	열전달계수 (Heat transfer coefficient) [$\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$]
h	엔탈피 (Enthalpy) [$\text{J} \cdot \text{kg}^{-1}$]
k	열전도율 (Thermal conductivity) [$\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \text{K}^{-1}$]
R_2	굽은 계면의 길이 (Interface length of the concaved surface) [m]
A	수평관 내부 단면적 (Cross-sectional area) [m^2]
S	계면의 길이 (Length of the interface) [m]
f	마찰계수 (Friction factor) [–]
Re	Reynolds number [–]
Pr	Prandtl number [–]
Eo	Eötvös number [–]
Fr	Froude number [–]
Mo	Morton number [–]
e	자연로그의 밑 (Base of the natural logarithm)
q	열전달율 (Heat transfer rate) [W]

i_{fg}	잠열 (Latent heat) [$\text{J} \cdot \text{kg}^{-1}$]
D_{hl}	액상 넓이 기준 수력직경 (Hydraulic diameter of the liquid phase) [m]
n	표본의 개수 (Number of samples)

Greek symbols

ρ	밀도 (Density) [$\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$]
μ	점도 (Viscosity) [$\text{Pa} \cdot \text{s}$]
σ	표면 장력 (Surface tension) [$\text{N} \cdot \text{m}^{-1}$]
α	기포율 (Void fraction) [–]
β	관의 기울기 (Inclination angle of the tube) [radians]
θ_0	평평한 계면 기준 성층화 각도 (Stratified angle for the flat surface) [radians]
θ_1	굽어진 계면 기준 성층화 각도 (Stratified angle with the concaved surface) [radians]
θ_2	원형으로 가정된 계면이 이루는 각도 (Concaved angle) [radians]
θ_H	열분배각도 (Heat partition angle) [radians]
π	원주율 (pi) [–]
τ	전단응력 (Shear stress) [Pa]
$ \epsilon $	절대 평균 편차 (Absolute average deviation) [%]

Subscripts

g	기체 (gas)
l	액체 (liquid)
i	기체-액체 계면 (gas-liquid interface)

<i>wg</i>	기체-벽 계면 (gas-wall interface)
<i>wl</i>	액체-벽 계면 (liquid-wall interface)
<i>w</i>	수평관 벽 (wall)
<i>wi</i>	수평관 내부 벽면 (Inner surface of the tube)
<i>wo</i>	수평관 외부 벽면 (Outer surface of the tube)
<i>P</i>	정압 (Constant pressure)
<i>upper</i>	수평관 상부 (Upper part of the tube)
<i>lower</i>	수평관 하부 (Lower part of the tube)
<i>sat</i>	포화 상태 (Saturation)
<i>crit</i>	임계 상태 (Critical state)
<i>vs</i>	기체 겉보기 (vapor superficial)
<i>pred</i>	예측값 (Prediction)
<i>exp</i>	실험 측정값 (Experiment)

그림 목차

Figure 2.1.1 SPACE 코드의 열전달 인덱스 결정 논리 [4]	4
Figure 2.2.1 PAFS 모델에서 사용되는 관 단면의 개략도	9
Figure 2.2.2 Ahn et al. (2014), Ahn et al. (2019) 모델의 관 단 면 모델링.....	11
Figure 2.2.3 Ahn et al. (2014) 모델의 3가지 유동양식 분류 ..	12
Figure 2.2.4 Ahn et al. (2014) 모델 지배방정식 인자.....	13
Figure 3.1.1 Purdue-PCCS 실험 장치의 개략도	20
Figure 3.1.2 Purdue-PCCS 검증계산의 노드 구성.....	20
Figure 3.1.3 Purdue-PCCS 검증계산 Case 1 평균 열전달계수	22
Figure 3.1.4 Purdue-PCCS 검증계산 Case 2 평균 열전달계수	23
Figure 3.1.5 Purdue-PCCS 검증계산 Case 3 평균 열전달계수	23
Figure 3.1.6 Purdue-PCCS 검증계산 Case 4 평균 열전달계수	24
Figure 3.1.7 Purdue-PCCS 검증계산 Case 5 평균 열전달계수	24
Figure 3.1.8 Purdue-PCCS 검증계산 Case 6 평균 열전달계수	25
Figure 3.1.9 Purdue-PCCS 검증계산 Case 1의 튜브 상부/하부 국소 열 전달계수 예측	27
Figure 3.1.10 Purdue-PCCS 검증계산 Case 2의 튜브 상부/하부 국소 열전달계수 예측	27
Figure 3.1.11 Purdue-PCCS 검증계산 Case 3의 튜브 상부/하부 국소 열전달계수 예측	28

Figure 3.1.12 Purdue-PCCS 검증계산 Case 4의 튜브 상부/하부 국소 열전달계수 예측	28
Figure 3.1.13 Purdue-PCCS 검증계산 Case 5의 튜브 상부/하부 국소 열전달계수 예측	29
Figure 3.1.14 Purdue-PCCS 검증계산 Case 6의 튜브 상부/하부 국소 열전달계수 예측	29
Figure 3.1.15 Purdue-PCCS 실험의 열 제거량 비교	30
Figure 3.2.1 PICON 실험 장치의 개략도	31
Figure 3.2.2 PICON 실험 검증계산의 노드 구성	32
Figure 3.2.3 PICON 검증계산 Case 1 평균 열전달계수	34
Figure 3.2.4 PICON 검증계산 Case 2 평균 열전달계수	35
Figure 3.2.5 PICON 검증계산 Case 3 평균 열전달계수	35
Figure 3.2.6 PICON 검증계산 Case 4 평균 열전달계수	36
Figure 3.2.7 PICON 검증계산 Case 5 평균 열전달계수	36
Figure 3.2.8 PICON 검증계산 Case 6 평균 열전달계수	37
Figure 3.2.9 PICON 검증계산 Case 7 평균 열전달계수	37
Figure 3.2.10 PICON 검증계산 Case 8 평균 열전달계수	38
Figure 3.2.11 PICON 검증계산 Case 1의 튜브 상부/하부 국소 열전달계수 예측	39
Figure 3.2.12 PICON 검증계산 Case 2의 튜브 상부/하부 국소 열전달계수 예측	40
Figure 3.2.13 PICON 검증계산 Case 3의 튜브 상부/하부 국소 열전달계수 예측	40
Figure 3.2.14 PICON 검증계산 Case 4의 튜브 상부/하부 국소 열전달계수 예측	41
Figure 3.2.15 PICON 검증계산 Case 5의 튜브 상부/하부 국소 열전달계수 예측	41
Figure 3.2.16 PICON 검증계산 Case 6의 튜브 상부/하부 국소 열전달계수 예측	41

수 예측	42
Figure 3.2.17 PICON 검증계산 Case 7의 튜브 상부/하부 국소 열전달계	
수 예측	42
Figure 3.2.18 PICON 검증계산 Case 8의 튜브 상부/하부 국소 열전달계	
수 예측	43
Figure 3.2.19 PICON 검증계산의 열 제거량 비교	44
Figure 3.2.20 성층류 구간에 대한 각 모델별 PICON 검증계산 국소 열	
전달계수 비교	45
Figure 3.3.1 PASCAL PCHX의 개략도	47
Figure 3.3.2 PASCAL 실험 검증계산의 노드 구성	47
Figure 3.3.3 PASCAL 검증계산 Case 1 (200 kW) 평균 열전달	
계수	49
Figure 3.3.4 PASCAL 검증계산 Case 2 (300 kW) 평균 열전달	
계수	49
Figure 3.3.5 PASCAL 검증계산 Case 3 (540 kW) 평균 열전달	
계수	50
Figure 3.3.6 PASCAL 검증계산 Case 4 (750 kW) 평균 열전달	
계수	50
Figure 3.3.7 PASCAL 검증계산 Case 1 (200 kW)의 튜브 상부/하부 국소 열전달	
계수 예측	52
Figure 3.3.8 PASCAL 검증계산 Case 2 (300 kW)의 튜브 상부/하부 국소 열전달	
계수 예측	52
Figure 3.3.9 PASCAL 검증계산 Case 3 (540 kW)의 튜브 상부/하부 국소 열전달	
계수 예측	53
Figure 3.3.10 PASCAL 검증계산 Case 4 (750 kW)의 튜브 상부/하부 국소 열전	
달계수 예측	53
Figure 3.3.11 PASCAL 검증계산의 열 제거량 비교	54

Figure 3.3.12 성층류 구간에 대한 각 모델별 PASCAL 검증계산 국소 열전달계 수 비교	55
--	----



표 목차

Table 3.1.1 Purdue-PCCS 실험 검증계산 케이스 종류.....	21
Table 3.2.1 PICON 실험 검증계산 케이스 종류	33
Table 3.2.2 성층류 구간에 대한 PICON 검증계산 국소 열전달계수 예측 능력	45
Table 3.3.1 성층류 구간에 대한 PASCAL 검증계산 국소 열전달계수 예측 능력	56



혁신형 소형모듈원자로 내 피동보조급수계통 해석을 위한 SPACE 코드 수평관 내 응축 열전달 모델 평가

백진기

부경대학교 대학원 기계설계공학과

요 약

소형모듈원자로는 기존 대형 상용원자로를 소형화시켜 경제적이고 실용적인 형태의 새로운 원자로이다. 현재 개발중인 혁신형 소형모듈원자로(iSMR)의 경우 이전에 없던 새로운 원자로인 만큼 안전성을 검증하고 엄격한 설계인가를 통과하는 것이 중요하다. SPACE(Safety and Performance Analysis Code for Nuclear Power Plants) 코드는 한국수력원자력(주)가 주관하고 한국전력기술(주), 한국원자력연구원이 공동으로 참여하여 개발되었으며, 원자로 내에서 발생하는 다양한 열수력 현상을 모의할 수 있는 원자력 안전해석코드이다. 혁신형 소형모듈원자로의 설계를 모의하기에 앞서 SPACE 코드는 다양한 검증과정을 통해 열수력 해석 능력을 충분히 평가하여야 한다.

본 논문에서는 선행연구의 내용을 바탕으로 기존 SPACE 코드에 존재 하던 수평관 응축 열전달 모델에서 간소화되어 있던 부분을 수정하고 새로운 상관식을 도입하였다. 수정된 코드의 예측 성능을 확인하기 위하여 저유량/저압에서의 증기 응축을 실험한 Purdue-PCCS, PICON 실험 데이터를 인용하여 검증계산을 진행하였다. 또한 고유량/고압에서의 증기 응축을 실험한 PASCAL 실험에 대한 검증계산을 진행하여 다양한 응축 열전달

모델 검증이 이루어질 수 있도록 하였다. 각 검증계산의 결과를 통해 각 실험 범위에서의 기존 모델과 수정된 모델의 응축 열전달계수 예측 성능과 특성을 분석하였다.



Assessment of the condensation heat transfer model in horizontal
tubes on SPACE code for PAFS of iSMR

Jin Gy Baek

Mechanical Design Engineering,
The Graduate School,
Pukyong National University

Abstract

The small modular reactor is a new multi-purposed nuclear reactor concept that miniaturizes existing reactors into a single container. One of the small modular reactors is the iSMR, which is under development in Korea. The safety verification of the new reactor design is crucial for nuclear power plant permission. SPACE (Safety and Performance Analysis Code for Nuclear Power Plants) is one of the nuclear safety analysis codes that can simulate various phenomena when the reactor runs. Before running the design of the iSMR through the code, A decent verification for thermal and hydraulic prediction models in the code is necessary.

In this study, the simplified parts of the horizontal in-tube condensation heat transfer model existing in the SPACE code were modified, and un-simplified models were implemented into the code based on previous research. The condensation models in the SPACE code were verified using experimental data from Purdue-PCCS and PICON tests, which examined steam condensation at low steam flow

and pressure. Another validation for the PASCAL experiment, which tested steam condensation at high steam flow and pressure, was also conducted to validate various experimental ranges. The calculation result showed the prediction performance of each condensation heat transfer model.



1 서론

소형모듈원자로는 기존 대형 상용원자로를 소형화시킴과 동시에 안정성과 생산성, 경제성을 향상시킨 차세대 원자로이다. 소형모듈원자로는 기존 화력발전소를 대체할 수 있으며, 원자로에서 발생하는 열을 지역 주거지 난방 또는 해수담수화, 수소생산 등의 플랜트 등 산업 공정열에 활용할 수 있어 다방면으로 응용할 수 있는 장점이 있다. 특히 최근 전 세계적으로 대두된 탄소중립 달성에 기여할 수 있을 것으로 기대된다.

국내에서는 소형모듈원자로를 개발하며 2012년 한국원자력연구원(KAERI)에서는 SMART 원자로 [1]에 대한 표준설계인가를 획득하였으며, 최근 전 세계적으로 대두된 중소형 원자로 수출 시장에 뛰어들기 위하여 혁신형 소형모듈원자로(iSMR) 개발에 착수하였다.

새로운 원자력 발전소를 건설 및 운영하는 경우 안정성에 대한 보장이 특히 중요하다. 이에 따라 새로운 원자력 발전소는 설계 단계에서부터 엄격한 기준의 설계인가를 통과하는 것이 필수적이다. 인가를 취득하기 위해서는 다방면으로 원자력발전소의 사고대처 능력과 안정성을 충분히 평가하여야 하며, 이에 따라 원자력 사고 상황을 예측할 수 있는 다양한 원자력 안전해석코드가 개발되어 활용되고 있다. 이러한 안전해석코드들은 발전소를 이루는 각 계통의 특성을 충분히 반영한 실험을 통해 충분한 검증이 이루어져야 하며, 열수력적 특성을 모사할 때 일정 수준의 정확도가 보장되어야 한다.

iSMR은 소형모듈원자로로서 갖는 특징과 각종 구조의 상이함으로 인해 기존 안전해석코드에서 주로 검증된 대형 상용원자로의 양상과는 다른 문제의 발생 가능성이 존재한다. 따라서 기존 안전해석코드를 iSMR의 검증에 활용하기 위해서는 iSMR의 열수력적 구동 범위와 특성을 충분히 고려한 새로운 검증과 개선 작업이 이루어져야 한다.

본 논문의 구성은 다음과 같다.

2 장에서는 선행연구 조사를 통해 SPACE 코드에서 사용하는 해석 방법론과 응축 열전달계수를 예측하는 상관식과 모델을 파악하였다. 선행연구에서 개선시킨 내용을 바탕으로 개선사항을 SPACE 코드에 추가하여 응축 열전달계수 예측 능력을 향상시켰다.

3 장에서는 실험 데이터를 통해 SPACE 코드에 탑재된 수평관 내 응축 열전달계수 예측 모델을 검증한다. 각기 다른 압력과 유량 범위에서 시행된 실험을 채택하여, Purdue-PCCS 실험과 PASCAL 실험에 대한 검증을 수행하였다. 각 실험의 시험부를 구성하는 수평관 응축 열교환기를 SPACE 코드의 입력체계를 통해 간소화하여 모사하였으며, 계산 결과를 통해 각 응축 열전달계수 예측 모델의 정확성을 확인하였다.

본 논문은 소형모듈원자로의 피동냉각시스템이 작동하여 잔열을 제거할 경우 주로 일어나는 수평관 내부의 응축열전달에 대한 SPACE 코드 내부 모델의 정확도를 개선하는 것을 목표로 한다. 우선 SPACE 코드에 탑재된 기존 모델의 특성과 문제점을 파악하기 위해 상대적으로 낮은 증기 유량과 압력 조건에서 이루어진 PICON 실험과 Purdue-PCCS 실험에 대한 검증 계산을 수행하였다. 또한 상대적으로 높은 증기 유량과 압력 조건에서 이루어진 PASCAL 실험에 대한 검증계산을 수행하여 다양한 범위에서 SPACE 코드의 응축열전달 모델에 대한 검증이 이루어질 수 있도록 하였다. 계산 결과에서 나타난 기존 SPACE 코드에 사용된 수평관 응축 모델의 문제점을 파악하고, SPACE 소스 코드 내부의 보조방정식을 수정하여 수평관 내 응축열전달 해석 역량의 향상을 도모하였다.

2 SPACE 코드

SPACE 코드는 원자력발전소 설계에 적용하기 위해 개발된 열수력 과도현상 분석 코드로, 2006년부터 한국수력원자력(주)가 주관하고 한국전력 기술(주), 한국원자력연구원이 공동으로 참여하여 개발되었다 [2].

2.1 SPACE 코드의 해석방법론

SPACE 코드는 원자로 내에서 발생하는 다양한 열수력 현상을 모의하기 위하여 2상-3유동장 지배방정식을 기반으로 열수력 현상을 모의한다 [3]. 이는 기체, 액체의 두 상에 대해 기체, 액체, 액적(비연속적인 액체 상)으로 분리하여 운동량을 해석하는 형태이다. 계면마찰, 상간 열전달 등 상 간의 상호작용은 상황에 맞는 적절한 보조방정식을 적용하여 계산된다.

해당 지배방정식은 SPACE 코드에서 제공하는 격자에 대해 이산화(Discretize)되며, 계산을 통해 근사해를 구하게 된다. SPACE는 자체적인 엇갈림 격자(Staggered Mesh)를 사용하여 시스템을 모사한다. 이는 가상의 체적을 갖는 기본 단위인 셀(CELL)과, 가상의 체적들을 잇는 페이스(FACE)의 집합으로 구성된다. SPACE 코드에서는 이를 통해 파이프 등의 열수력 요소들을 1차원으로 간소화시켜 해석을 수행할 수 있다.

SPACE 코드는 지배방정식에서 계산된 각 상의 정보를 이용하여 열전달 모드를 결정하고, 그에 따라 각 열전달 모드에 맞는 보조방정식을 사용하여 열전달계수를 계산한다. SPACE 코드는 각 열전달 모드에 대해 여러 가지의 상관식 옵션을 제공하며, 탑재된 상관식 중 해석에 사용할 상관식을 사용자가 임의로 결정할 수 있다.

SPACE 코드에서 사용되는 열전달 모드의 결정 논리는 다음과 같다 [4].

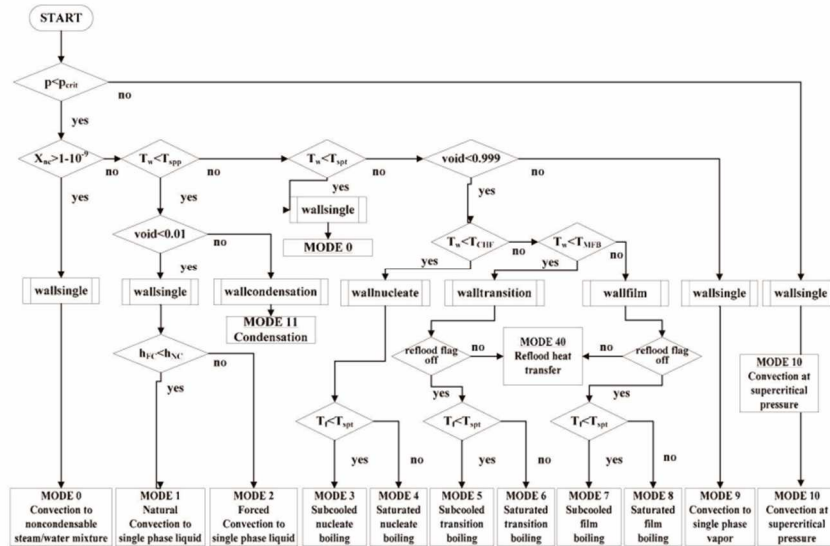


Figure 2.1.1 SPACE 코드의 열전달 인덱스 결정 논리 [4]

SPACE 코드의 열구조체에서 열전달 모드가 응축 열전달로 선정된 경우, 사용자의 입력에 따라 여러 가지 모델 사이에서 응축 열전달계수 결정 방식을 선택할 수 있다. 입력 체계에서 구성된 격자의 정보가 수평관으로 판별될 경우, 수평관 내의 응축 열전달계수 예측에 사용되는 모델이 사용된다.

2.2 SPACE 코드의 응축열전달 모델

응축 열전달을 정확하게 예측하기 위하여 다양한 선행연구가 이루어졌다. Nusselt(1916) [5]는 수직 평판 위에서 일어나는 층류 막응축에 대하여 여러 가정을 통해 이론적으로 모델링하였다. Chato(1960) [6]는 수평관 내부에서 일어나는 하부 응축수 축적의 효과를 고려하여 Nusselt 상관식을 보정하는 인자를 제안하였다. Shah(1979) [7]는 다양한 유체와 실험 데이터를 종합하여 액막의 난류 유동을 포함하는 응축 열전달에 대한 일반

적인 상관식을 제안하였다. Rosson & Meyer (1965) [8]는 Reynolds number와 Gallilei number에 기반하여 상부/하부를 포괄하는 평균적인 응축 열전달계수를 계산할 수 있는 모델을 제안하였다. Dobson & Chato [9]는 수평 성층각(Wetted wall angle)을 이용하여 응축수가 축적되는 수평관의 하부 열전달계수를 분리하여 예측하는 방법을 제안하였다. Ahn et al.(2014) [10]는 냉매 응축 위주로 개발된 기존 수평관 내 응축열전달 상관식을 대체할 수 있는 증기 응축에 관한 새로운 상관식을 제시하였다.

SPACE 코드에 도입된 수평관 응축열전달 예측 모델은 상하 비대칭적인 액막의 분포로 인한 열전달계수의 변화에 초점을 맞추어 개발되었다.

본 연구에서는 SPACE 코드에서 사용되는 보조방정식 중 응축 열전달 계수 예측에 사용되는 모델을 분석하고, 각 응축 열전달계수 예측 모델의 결과를 실험 결과와 비교하여 검증하였다.

2.2.1 Chato-Shah 상관식

Chato (1960) [6]는 수평관의 내부표면에서의 층류 막응축에 적용할 수 있도록 Nusselt (1916) 상관식을 개량하였다. 이 상관식은 수직 평판에 대해 이론적으로 유도된 Nusselt 상관식에 대해 보정인자 F를 도입하여 [11]수평관 바닥면에 고인 수위를 보정한다. (식 (1))

$$h_c = F \left[\frac{g \rho_l i_{fg} k_l^3 (\rho_l - \rho_g)}{D_h \mu_l (T_{sat} - T_w)} \right]^{\frac{1}{4}} \quad (1)$$

Chato는 수평 성층각이 120° 일 때를 기준으로 하여 F의 값으로 0.296을 제시하였다.

Shah(1979) [7]의 상관식은 난류유동을 포함하는 응축 액막 열전달에

대한 상관식이다. 해당 상관식은 다양한 유체로 수행된 광범위한 실험으로 검증되었으며 다음과 같이 표현된다.

$$h_c = h_{sf} \left(1 + \frac{3.8}{Z^{0.95}} \right) \quad (1)$$

$$h_{sf} = h_l (1 - x_e)^{0.8} \quad (2)$$

$$Z = \left(\frac{1}{x_e} - 1 \right)^{0.8} p_{red}, \quad p_{red} = p/p_{crit} \quad (3)$$

$$h_l = 0.023 \text{Re}_l^{0.8} \text{Pr}_l^{0.4} \left(\frac{k_l}{D_{hl}} \right) \quad (4)$$

$$\text{Re}_l = \frac{\rho_l u_l D_{hl}}{\mu_l} \quad (5)$$

Shah 상관식은 수평 및 수직관에 모두 적용할 수 있으며, 적용 범위는 다음과 같다.

- 압력 (MPa) : 0.07~18.0
- 질량 유속 (kg/s-m²) : 11~4000
- 증기 질량 건도 : 0.0~1.0
- 관 내경 (m) : 0.0028~0.04

SPACE 코드에서 사용하는 Chato-Shah 상관식은 Shah 상관식에 의해 계산한 결과와 Chato 상관식의 계산결과를 비교하여 더 큰 값을 사용한다.

Chato-Shah 상관식은 SPACE 코드의 기본(Default) 응축 열전달 상관식으로 지정되어 있다. 따라서 SPACE 코드는 사용자가 따로 응축 열전달 결정 논리를 선택하지 않았을 경우, 기본적으로 Chato-Shah 상관식을 이용하여 응축 열전달계수를 예측한다.

2.2.2 PAFS 모델

Bae et al. [12]는 Ahn et al. [10]에서 개발된 수평관에 대한 1차원 분리유동 지배방정식 기반 응축 열전달계수 예측 모델을 SPACE 코드에 통합하였다. 이 모델은 완전한 수평관 또는 경사각이 3° 이내인 유사 수평관에 대해 사용 가능하다. PAFS 모델은 수평관의 성층화로 인해 관 하부에 존재하는 수위의 효과를 고려하여, 수평관의 바닥면과 상부의 열전달계수를 각각 다르게 계산한다. 수평관의 상부에서는 막응축의 효과가 지배적일 것으로 가정하여 기체 레이놀즈 수를 통해 추가적으로 보정한 Nusselt 막응축 상관식(식 (6))을 사용한다. 반면 수평관의 하부에서는 액체 단상 유동의 효과가 지배적일 것으로 가정하여 관내 순수 액체 난류 유동에 관한 상관식인 Dittus-Boelter 상관식(식 (7))을 사용한다. [13]

$$h_{\text{upper}} = h_{\text{Nu}} = 0.729 \left[1 + 8.7 \times 10^{-4} \text{Re}_g^{0.57} \right] \left[\frac{g \rho_l i_{fg} k_l^3 (\rho_l - \rho_g)}{D \mu_l (T_{\text{sat}} - T_w)} \right]^{\frac{1}{4}} \quad (6)$$

$$h_{\text{lower}} = h_{\text{conv}} = 0.023 \text{Re}_l^{0.8} \text{Pr}_l^{0.4} \left(\frac{k_l}{D_{hl}} \right) \quad (7)$$

각 상의 Reynolds Number와 Prandtl Number는 다음과 같이 계산된다.

$$\text{Re}_g = \frac{\rho_g u_g D_{hg}}{\mu_g} \quad (8)$$

$$\text{Re}_l = \frac{\rho_l u_l D_{hl}}{\mu_l} \quad (9)$$

$$\text{Pr}_g = \frac{c_{Pg} \mu_g}{k_g} \quad (10)$$

$$\text{Pr}_l = \frac{c_{Pl} \mu_l}{k_l} \quad (11)$$

PAFS 모델은 수평관 내부의 상황을 예측하여 열전달계수를 분배한다. 이때 SPACE 코드의 Mishima & Ishii 의 임계속력 조건 [14]에 기반한 분류를 사용하여 환상류(Annular flow)와 성층류(Stratified flow)를 구분한다. 분류된 유동양식이 환상류일 경우 상부와 하부의 열전달계수를 모두 Nusselt 상관식으로 사용한다. 성층류인 경우 상부는 보정된 Nusselt 상관식(식 (6)), 하부는 Dittus-Boelter 상관식 [13] (식 (7))을 사용한다.

일반적으로 SPACE 코드의 경우와 같은 1차원 격자로 구성된 코드에서는 관의 상부와 하부에서의 열전달을 따로 고려할 수 없다. 하지만 상술한 성층류일 때의 열전달계수 계산 방식을 SPACE 코드에 적용하기 위해서는 관 상부와 하부의 열전달을 분리하여 계산할 필요가 있다. 따라서 하나의 관 외부 벽면 온도와 상부와 하부에서 계산된 두 개의 열전달계수를 이용하여 전도열전달을 매개로 한 에너지 평형식이 추가적으로 도입되었다. 이 식(식 (12), 식 (13))을 이용하여 계산된 두 개의 관 내부 벽면 온도는 계산 중 지속적으로 갱신된다.

$$\frac{k_w}{r_1 \ln\left(\frac{r_2}{r_1}\right)} (T_{wi,upper} - T_{w,o}) = h_{upper} (T_{sat} - T_{wi,upper}) \quad (12)$$

$$\frac{k_w}{r_1 \ln\left(\frac{r_2}{r_1}\right)} (T_{wi,lower} - T_{w,o}) = h_{lower} (T_l - T_{wi,lower}) \quad (13)$$

응축열전달로 인해 증기에서 제거된 총 열량을 구하기 위해서는 수평관의 상부와 하부에서 계산된 열량을 적절히 분배하는 과정이 필요하다. PAFS 모델에서는 수평 성층각(Wetted angle)을 통해 관 상부와 하부의 각 열전달계수가 차지하는 비율을 분배한다. 유동 양식이 성층류이고, 기체-액체 계면이 평평하다고 가정할 경우 수평 성층각과 기포율의 관계는 기하학적으로 다음과 같이 나타난다.(식 (14))

$$\alpha = \frac{2\theta_1 - \sin 2\theta_1}{2\pi} \quad (14)$$

반복계산을 통해 기포율로부터 수평 성층각을 수치적으로 계산할 수 있다. 하지만 모델 내에서 반복계산을 수행하는 것은 계산 시간을 비효율적으로 증가시킬 수 있으므로, 해당 방정식의 해를 적절히 근사하는 식을 활용하는 것이 편리하다. [15] (식 (15))

$$\begin{aligned} \theta_0 = & \pi(1 - \alpha) + \left(\frac{3\pi}{2}\right)^{\frac{1}{3}} \left[1 - 2(1 - \alpha) + (1 - \alpha)^{\frac{1}{3}} - \alpha^{\frac{1}{3}} \right] \\ & - \frac{1}{200} (1 - \alpha)\alpha[1 - 2(1 - \alpha)][1 + 4((1 - \alpha)^2 - \alpha^2)] \end{aligned} \quad (15)$$

위 식으로부터 도출된 수평 성층각을 통해 각 상과 접하는 계면의 길이 (식 (16), 식 (17))를 계산하며, 이를 통해 단면에서 각 상이 차지하는 면적(식 (19), 식 (20))을 통해 각 열전달계수의 분배에 직접 활용된다.

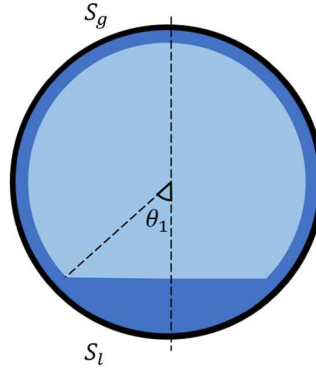


Figure 2.2.1 PAFS 모델에서 사용되는 관 단면의 개략도

$$S_g = \theta_1 D \quad (16)$$

$$S_l = (\pi - \theta_1) D \quad (17)$$

$$X = \frac{S_g}{S_l + S_g} \quad (18)$$

$$A_g = AX \quad (19)$$

$$A_l = A(1 - X) \quad (20)$$

이를 기반으로 각 상의 열전달율을 따로 산출하고 SPACE 코드의 지배 방정식에 대입하여 계산을 진행한다. 유동 양식이 환상류인 경우 $X = 1$ 로 계산하여 상부와 하부가 모두 Nusselt 상관식으로 계산된다. 유동 양식이 성층류인 경우 상부는 Nusselt, 하부는 Dittus-Boelter 상관식을 사용하여 계산된다.

- 유동 양식이 환상류일 경우 :

$$q_g = h_{\text{upper}} A (T_{\text{sat}} - T_l) \quad (21)$$

$$q_l = h_{\text{upper}} A (T_l - T_{wi, \text{upper}}) \quad (22)$$

- 유동 양식이 성층류일 경우 :

$$q_g = h_{\text{upper}} A_g (T_{\text{sat}} - T_{wi, \text{upper}}) \quad (23)$$

$$q_l = h_{\text{lower}} A_l (T_l - T_{wi, \text{lower}}) \quad (24)$$

2.2.3 Ahn et al. (2014) 모델

기존 SPACE 코드에 탑재되어 있던 PAFS 모델의 경우 Ahn et al. [10] 모델에서 고려된 부분을 적절히 간소화시켜 도입한 모델이다. 본 연구에서는 기존 선행연구를 바탕으로 PAFS 모델에서 생략된 부분을 복원하여 SPACE 코드에 시험적으로 도입하였으며, 이렇게 복원된 모델을 Ahn et al. (2014) 모델로 명명하였다. 모델의 계산 방식을 보조방정식 소스 코드 내부의 응축 열전달 서브루틴 내에 프로그래밍하였다.

기존 PAFS 모델에서는 성층류일 경우 모든 상황에서의 기체-액체 계

면이 평평한 형태로 나타난다고 가정하였으며, 이에 따라 환상류와 성층류로 분류되는 두 가지 유동양식에 대해 고려하였다.

반면 Ahn et al. [10]은 환상류-성층류 천이영역에서의 기체-액체 계면이 이상적인 원호 형태로 나타난다고 가정하였다. 원호 형태의 계면을 표현하기 위해 계면의 모양을 나타내는 각도인 θ_2 를 도입하였으며, 기포율과 θ_1 , θ_2 사이의 관계식은 기하학적으로 다음과 같이 유도된다. (식 (25))

$$\alpha = \frac{2\theta_1 - \sin 2\theta_1}{2\pi} - \frac{1 \sin^2 \theta_1}{\pi \sin^2 \theta_2} \left[\theta_2 - \frac{\sin 2\theta_2}{2} \right] \quad (25)$$

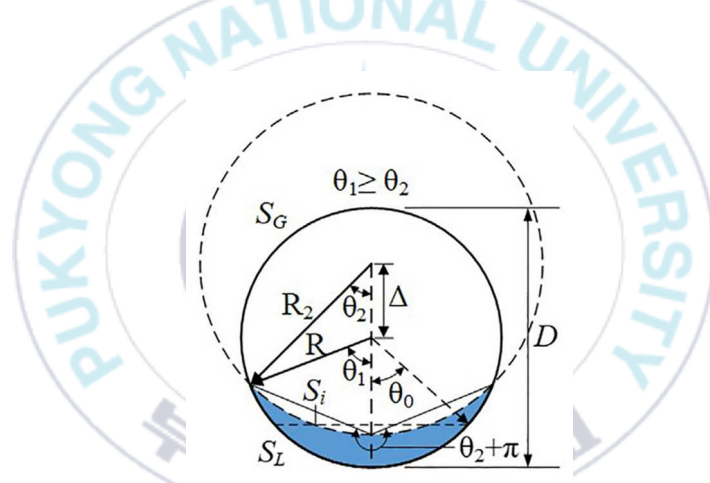


Figure 2.2.2 Ahn et al. (2014), Ahn et al. (2019) 모델의 관 단면 모델링

굽은 기체-액체 계면이 나타나는 경우 평평한 계면일 때와 비교하여 관 내 기포율에 따른 기체-액체 분포 양상이 달라질 수 있다. 따라서 굽은 형태의 기체-액체 계면이 나타나는 성층류를 성층-파형류(Stratified-Wavy flow)로 정의하며, 기존의 기체-액체 계면이 평평한 형태로 나타날 경우 성층류(Stratified-Smooth flow)로 정의한다. 따라서 Ahn et al.의 모델에서 제안하는 수평관 내 응축상황에서 나타날 수 있는 유동양식은 환상류, 성층-파형류, 성층류의 총 3가지 유동양식으로 분류된다.

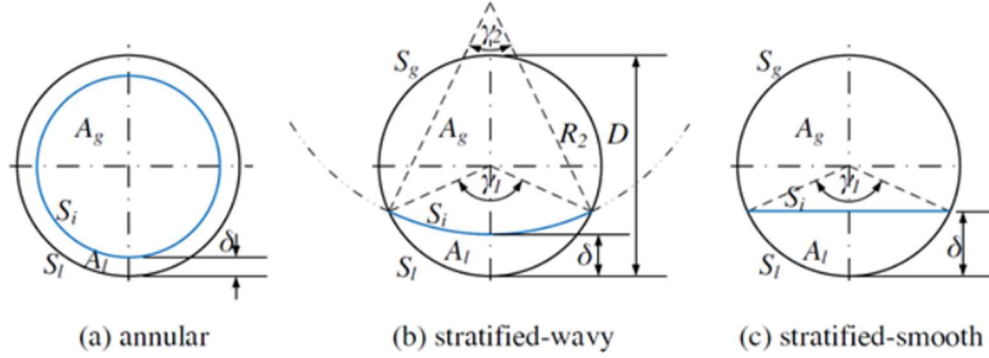


Figure 2.2.3 Ahn et al. (2014) 모델의 3가지 유동양식 분류

수평관 내 국소 부분에서 해당 3가지 유동양식 중 하나를 결정하는 경우, 기포율과 Froude number에 기반한 Hart et al. [16]의 수평 성층각에 대한 상관식을 토대로 분류한다. 유동양식 분류 기준은 아래와 같다.

$$1 < (0.52(1 - \alpha)^{0.374} + 0.26\text{Fr}^{0.58})$$

: Annular flow, $\theta_1 = \pi$

$$\frac{\theta_0}{\pi} < (0.52(1 - \alpha)^{0.374} + 0.26\text{Fr}^{0.58})$$

: Stratified-Wavy flow, $\theta_1 = \pi(0.52(1 - \alpha)^{0.374} + 0.26\text{Fr}^{0.58})$

$$\frac{\theta_0}{\pi} \geq (0.52(1 - \alpha)^{0.374} + 0.26\text{Fr}^{0.58})$$

: Stratified-Smooth flow, $\theta_1 = \theta_0$

Froude Number는 다음과 같이 계산된다. (식 (26))

$$\text{Fr} = \frac{\rho_l \mu_l^2}{(\rho_l - \rho_g)gD} \quad (26)$$

기존 PAFS 모델에서는 기체-액체 계면의 형태를 평평한 형태라고 가정하였다. 가정과 달리 기체-액체 계면이 굽은 형태로 나타나는 경우, 같은 기포율일 때 수평 성층각을 과소평가할 여지가 존재한다. 이 때의 기포

울은 SPACE에서 사용하는 지배방정식에서 도출된 기포율과 차이가 날 수 있다. 따라서 Ahn et al. (2014) 모델에서는 SPACE 코드의 열수력 계산에서 사용하는 지배방정식과 다른 자체적인 1차원 지배방정식(식 (27))에 대한 해를 수치적으로 계산하여 새로운 기포율을 산출한다. 이 지배방정식을 수립하기 위하여 수치해법으로 이분법을 사용한다.

$$\frac{\tau_{wg}S_g}{A_g} - \frac{\tau_{wl}S_l}{A_l} + \tau_i S_i \left(\frac{1}{A_l} + \frac{1}{A_g} \right) + (\rho_l - \rho_g)g \sin \beta = 0 \quad (27)$$

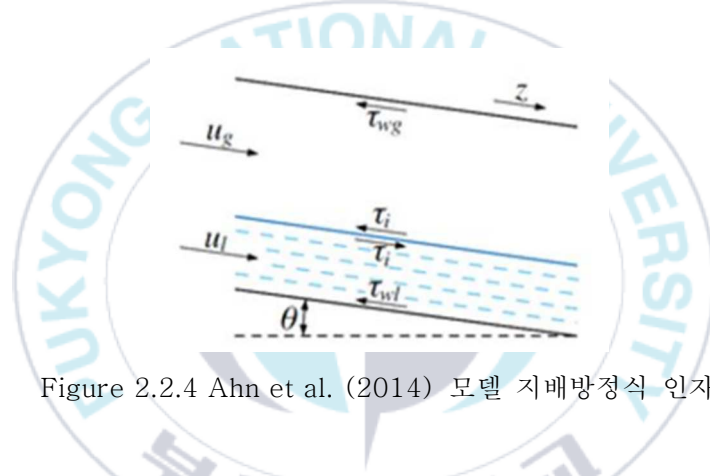


Figure 2.2.4 Ahn et al. (2014) 모델 지배방정식 인자

지배방정식에 사용되는 벽면과 기체 및 액체의 전단응력, 기체-액체 계면의 전단응력은 Blasius 마찰계수 [17]를 기반으로 하여 계산된다. 기체 및 액체의 레이놀즈 수에 사용되는 각 상에 대한 수력직경, 각 상이 차지하는 면적 등은 모델 내의 지배방정식에서 자체적으로 산출한 기포율을 기반으로 계산된다. (식 (28)~식 (34))

$$\tau_{wg} = \frac{1}{2} f_g \rho_g u_g^2, \quad \tau_{wl} = \frac{1}{2} f_l \rho_l u_l^2 \quad (28)$$

$$\tau_i = \frac{1}{2} f_i \rho_l (u_g - u_l) |u_g - u_l| \quad (29)$$

$$f_g = \frac{a}{Re_g^b}, \quad f_i = f_l = \frac{a}{Re_l^b} \quad (30)$$

층류 ($Re_g \leq 2300$) : $a = 16$, $b = 1.0$

난류 ($Re_g > 2300$) : $a = 0.046$, $b = 0.2$

층류 ($Re_l \leq 2300$) : $a = 16$, $b = 1.0$

난류 ($Re_l > 2300$) : $a = 0.046$, $b = 0.2$

$$A_g = A\alpha, \quad A_l = A(1 - \alpha) \quad (31)$$

$$S_g = \theta_1 D \quad (32)$$

$$S_l = (\pi - \theta_1) D \quad (33)$$

$$R_2 = \frac{D \sin \theta_1}{2 \sin \theta_2}, \quad S_i = 2\theta_2 R_2 \quad (34)$$

지배방정식에서 도출된 기포율이 일정 값으로 수렴할 시, 기존 PAFS 모델과 동일하게 관 외벽과 접하는 길이(S_g, S_l)를 통해 관 상부와 하부의 열전달계수를 분배한다. (식 (35), 식 (36)) 관 상부와 하부의 열전달계수 상관식은 PAFS 모델과 같은 상관식을 사용한다. (식 (6), 식 (7))

$$h_{upper} = \frac{S_g}{S_g + S_l} h_{Nu} \quad (35)$$

$$h_{lower} = \frac{S_l}{S_g + S_l} h_{conv} \quad (36)$$

상부와 하부의 열전달계수가 결정되면 각 내부 벽면온도를 통해 각 상으로 전달되는 열유속을 결정한다. (식 (37), 식 (38))

$$q_g = h_{upper} A_g (T_{sat} - T_{wi,upper}) \quad (37)$$

$$q_l = h_{\text{lower}} A_l (T_l - T_{wi, \text{lower}}) \quad (38)$$

2.2.4 Ahn et al. (2019) 모델

Ahn et al. (2019) [18]는 실험을 통해 기존 모델 [10]을 개선하였다. 본 연구에서는 해당 선행연구에서 개선한 모델을 SPACE 코드에 프로그래밍하였다.

Ahn and Yun (2018) [19]은 앞서 제안된 모델과 실험 데이터를 바탕으로 벽면 젖음비(Wetted wall fraction)을 예측하는 새로운 상관식을 제시하였다. (식 (39))

$$\begin{aligned} \text{for } \theta_1 < (\pi + \theta_0)/2, \quad \theta_1 &= \theta_0 + (\pi - \theta_0) K^{0.61} \\ \text{for } \theta_1 \geq (\pi + \theta_0)/2, \quad \theta_1 &= \theta_0 + (\pi - \theta_0) \text{sgn} \left(\frac{1}{1.57} - K \right) \left| \frac{1}{1.57} - K \right|^{0.61} \\ K &= \frac{0.69 \text{Eo}^{-0.53} \text{Fr}_l^{0.16} \text{Mo}^{-0.072} (e^{0.36\beta} + e^{0.035\beta})}{2^{0.65} (0.1\alpha^{21} + 0.4\alpha^{1.65})} \end{aligned} \quad (39)$$

상관식에서 사용하는 무차원수는 Froude number, Eotvos number, Morton number로 구성되며, Eotvos number(식 (40))와 Morton number(식 (41))은 다음과 같이 계산된다.

$$\text{Eo} = \frac{(\rho_l - \rho_g) g D^2}{\sigma_l} \quad (40)$$

$$\text{Mo} = \frac{g \mu_l^4 (\rho_l - \rho_g)}{\rho_l^2 \sigma_l^3} \quad (41)$$

해당 상관식(식 (39))으로 계산된 수평 성층각은 이용하여 Ahn et al. (2014) 모델과 같은 방식으로 θ_2 를 계산한다.

이전 모델에서는 수평 성층각을 그대로 열전달계수의 분배에 사용하였지만, 새로운 모델에서는 열전달계수 분배에 사용되는 중심각을 따로 정의하였으며 열분배각도(Heat partition angle)으로 명명하였다.

해당 모델에서 열분배각도의 계산에 사용되는 상관식은 다음과 같다. (식 (42))

$$\theta_H = \min[\theta_1 - 0.87(\theta_1 - \theta_0), \pi] \quad (42)$$

열분배각도를 통해 새로운 상관식에 대한 상부/하부 국소 열전달계수를 분배한다. 새로이 제안된 열전달계수 상관식은 다음과 같다.

상부 열전달계수는 보정된 Nusselt 상관식과 겉보기 레이놀즈 수를 기반으로 한 보정인자의 곱으로 계산된다. (식 (43))

$$h_{\text{upper}} = F_{vs} \left[0.903 - 0.168 \left(\frac{\pi - \theta_H}{\pi} \right)^{2.22} \right] \left[\frac{g(\rho_l - \rho_g)\rho_l i_{fg} k_l^3}{D\mu_l(T_{sat} - T_w)} \right]^{\frac{1}{4}}$$

$$F_{vs} = \max(1 - 2.2 \times 10^{-5} \text{Re}_{vs}, 0.63 + 3.1 \times 10^{-3} \text{Re}_{vs}^{0.46}) \quad (43)$$

하부 열전달계수는 Dittus-Boelter 상관식과 Two-Phase Multiplier의 곱으로 계산된다.

$$h_{\text{lower}} = 0.023 \text{Re}_l^{0.8} \text{Pr}_l^{0.4} \left(\frac{k_l}{D_{hl}} \right) F_{TP} \quad (44)$$

$$F_{TP} = \left(\frac{\theta_1}{\pi} \right)^{0.2} (1 - \alpha)^{-1} \quad (45)$$

열분배각도를 이용하여 열전달계수를 분배하며, 그에 따라 각 상의 열전달율이 정해진다.

$$q''_{\text{upper}} = \frac{\pi - \theta_H}{\pi} h_{\text{upper}} (T_{sat} - T_{wi, \text{upper}}) \quad (46)$$

$$q''_{\text{lower}} = \frac{\theta_H}{\pi} h_{\text{lower}} (T_l - T_{wi,\text{lower}}) \quad (47)$$

지배방정식에 사용되는 인자들에 대한 개선도 추가적으로 이루어졌다. 첫째로 이전 모델은 Taitel & Dukler [20] 에 의해 제안된 가정을 통해 기체-액체 계면 마찰계수를 기체-외벽 간 마찰계수와 동일하게 계산하였으나(식 (30)), Ahn et al. (2019) 모델은 기체-액체 계면마찰계수에 대한 새로운 상관식을 사용한다. (식 (48))

$$f_i = f_g \left[1 + 0.11 \text{Eo}^{0.75} \left[\frac{\theta_1 - \theta_0}{\pi - \theta_0} \right]^{1.1} \right] \quad (48)$$

둘째로, 액체-관 내벽 간 계면마찰계수를 벽면 젖음비를 통해 추가적으로 보정한다. (식 (49))

$$\tau_{wl} = 0.5 f_l \rho_l u_l^2 \frac{\theta_0}{\theta_1} + \frac{0.5 f_l \rho_l u_l^2 + \tau_{wg}}{2} \left(\frac{\theta_1 - \theta_0}{\theta_1} \right) \quad (49)$$

그 외 지배방정식의 계산에 관한 부분은 Ahn et al. (2014) 모델과 동일하다.

3 SPACE 코드 응축열전달 모델 검증계산

본 연구에서는 앞서 소개한 모델들의 예측 성능을 검증하였다. 각각 다른 실험 범위와 열교환기 구조를 가진 3가지 실험에 대한 검증을 수행하였다. SPACE 코드의 검증계산 결과는 실험의 열전달계수, 수평관 응축 열교환기의 총 열 제거량과 각각 비교하였다.

검증계산에서 도출된 계산 결과를 통해 각 모델에서 계산된 평균 열전달계수와 상부/하부 국소 열전달계수를 도출하였다. 평균 열전달계수는 SPACE 코드의 열구조체에서 도출된 총 열유속을 기준으로 다음과 같이 계산된다.

$$q'' = \bar{h}(T_{sat} - \bar{T}_{wi}) \quad (50)$$

상부/하부 국소 열전달계수는 상부와 하부의 국소 열전달을 따로 계산하는 PAFS 모델, Ahn et al. (2014) 모델, Ahn et al. (2019) 모델에서 도출된다. SPACE 코드 내 응축열전달 서브루틴 내부에서 계산되는 인자들을 직접 추출하였다. 상부/하부 열전달계수의 값은 PAFS 모델의 경우 식 (6), 식 (7)을 이용하여 계산된다. Ahn et al. (2014) 모델은 식 (35)과 식 (36), Ahn et al. (2019) 모델의 경우 식 (43)와 식 (44)을 사용하여 계산된다.

수평 응축관 열교환기의 총 열 제거량을 각 실험에서 도출된 방식과 유사한 방식으로 계산하여 서로 비교하였다. 열교환기의 정상상태일 시 열교환기의 총 열 제거량은 열교환기의 입/출구 엔탈피를 이용하여 다음과 같이 계산된다.

$$Q = \dot{m}(h_{out} - h_{in}) \quad (51)$$

실험에서 측정된 값과 상부/하부 국소 열전달계수를 비교하는 경우, 각 모델의 예측 정확도는 측정값에 대한 절대 평균 편차를 기준으로 정량화하였다. 절대 평균 편차는 다음과 같이 계산된다.

$$|\epsilon| = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \left| \frac{h_{pred} - h_{exp}}{h_{exp}} \right| \times 100 \quad (52)$$

3.1 Purdue-PCCS 실험 검증계산

Purdue-PCCS 실험은 비등경수로에서 사용되는 피동격납건물냉각계통 (PCCS, Passive Containment Cooling System)의 단일 수평관을 모사한 실험이다 [21].

3.1.1 Purdue-PCCS 실험

Purdue-PCCS 실험의 실험 장치는 증기발생기, 비응축기체 공급부, 냉각수 공급부, 응축수 수집부로 구성되었다. 실험부는 하나의 수평 응축관과 주변을 둘러싼 환형 냉각재킷으로 구성되어 있으며, 경사각이 없는 완전한 수평관의 형태이다. 주 응축관은 27.53 mm의 내부 직경과 31.75 mm의 외부 직경을 가지며, 재질은 스테인리스 스틸 304이다. 시험부의 총 길이는 3.0 m이다. 실험은 0.1 MPa ~ 0.4 MPa의 상대적으로 낮은 증기압 범위와, 입구 증기 유량을 기준으로 0.006 kg/s ~ 0.046 kg/s 의 범위에서 수행되었다. 실험에서는 비응축성 기체 공급부를 통하여 공기를 시험부에 주입하여 비응축성 기체 분율이 존재할 경우 수평관 응축열전달에 대한 효과를 측정하였으나, 본 논문에서 진행한 해석에서는 비응축성 기체가 존재하지 않는 순수 증기 응축을 실험한 케이스만 선별하여 계산하였다.

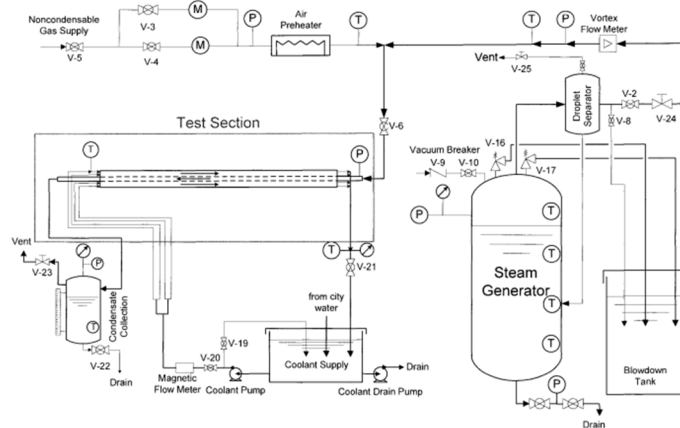


Figure 3.1.1 Purdue-PCCS 실험 장치의 개략도

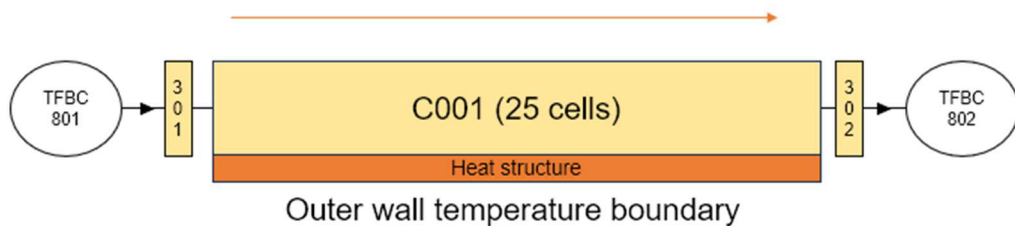


Figure 3.1.2 Purdue-PCCS 검증계산의 노드 구성

Fig. 3.1.1은 SPACE 코드의 입력체계를 통해 Purdue-PCCS 실험의 시험부에 해당하는 부분을 간소화시켜 구성한 것을 나타낸다. 주 응축관은 25개의 1차원 격자로 구성된 하나의 수평관과 동일하게 구성하였다. 파이프의 입구부(TFBC-801)는 질량유량 경계조건으로 처리하였고, 출구부(TFBC-802)는 압력 경계조건으로 처리하였다. 열구조체의 좌측 경계(Left side)는 시험부를 구성하는 각 셀에 연결하였다.

열구조체의 우측 경계(Right side)는 실험에서 측정된 관 외벽의 온도 데이터를 경계조건으로 처리하였다. 다만 1차원 격자를 사용하는 SPACE 코드의 특성상 관 상부와 하부의 벽면 온도를 따로 지정할 수 없으므로, 관 외벽의 경계조건으로 사용되는 벽면 온도는 실험에서 측정된 관 상부

외벽의 온도와 하부 외벽의 온도 사이의 평균값을 사용하였다. 실험 데이터의 위치는 각 격자의 위치와 일치하지 않으므로, 상부와 하부의 온도 데이터를 각 노드의 위치에 맞게 보간하여 경계조건으로 사용하였다.

Case Number	Mass flow (g/s)	Pressure (kPa)
1	11.50	100
2	11.50	200
3	23.00	200
4	11.50	400
5	34.00	400
6	46.00	400

Table 3.1.1 Purdue-PCCS 실험 검증계산 케이스 종류

3.1.2 Purdue-PCCS 실험 검증계산 결과

SPACE 코드를 통해 Purdue-PCCS 실험 중 순수 증기 응축을 실험한 6개 케이스를 모사하였다.

Figure 3.1.3~Figure 3.1.8은 Chato-Shah 상관식, 기존 PAFS 모델, Ahn et al. (2014) 모델, Ahn et al. (2019) 모델의 셀 평균 열전달계수 예측 결과를 나타낸 그래프이다. Chato-Shah 상관식에서 도출된 열전달계수는 모든 Case에서 시험부 상부와 하부에서 측정된 열전달계수 사이로 잘 예측하였다. 기존 PAFS 모델은 모든 Case에서 응축 열전달계수를 실험 데이터보다 상향 예측하는 경향을 보였다. 또한 열전달계수를 높게 예측하는 모델일수록 완전응축(모든 증기가 응축되어 액체 단상유동으로 전환)의 시점이 빨라지는 것을 확인하였다.

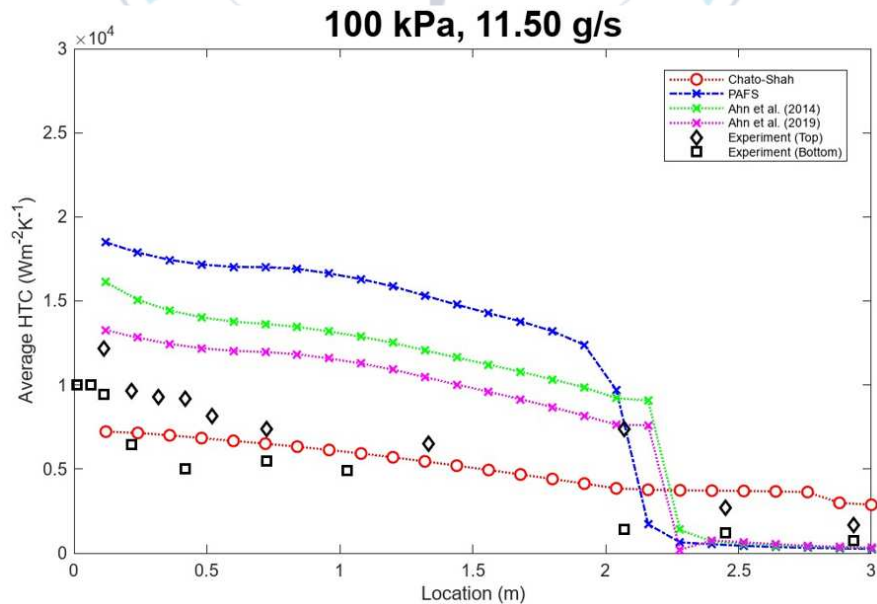


Figure 3.1.3 Purdue-PCCS 검증계산 Case 1 평균 열전달계수

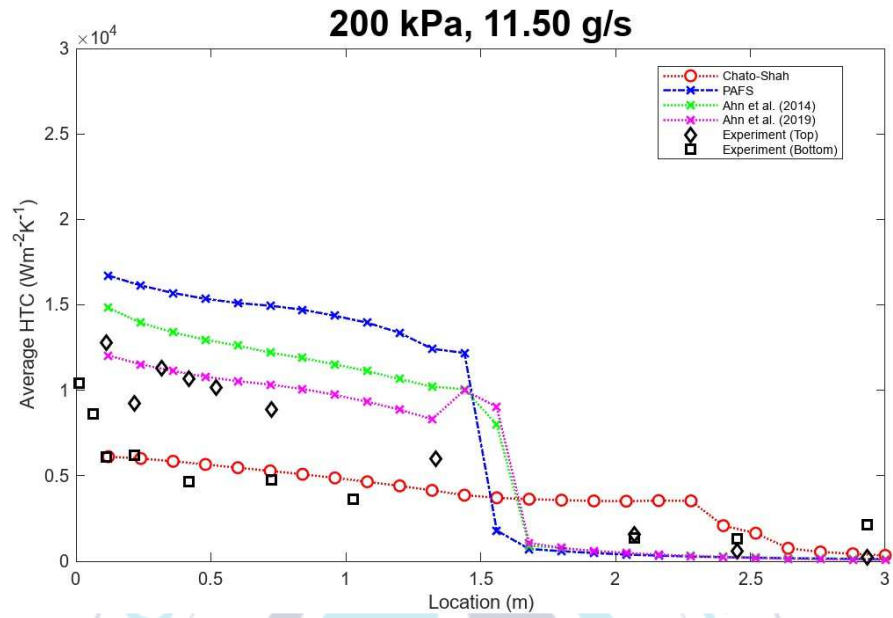


Figure 3.1.4 Purdue-PCCS 검증계산 Case 2 평균 열전달계수

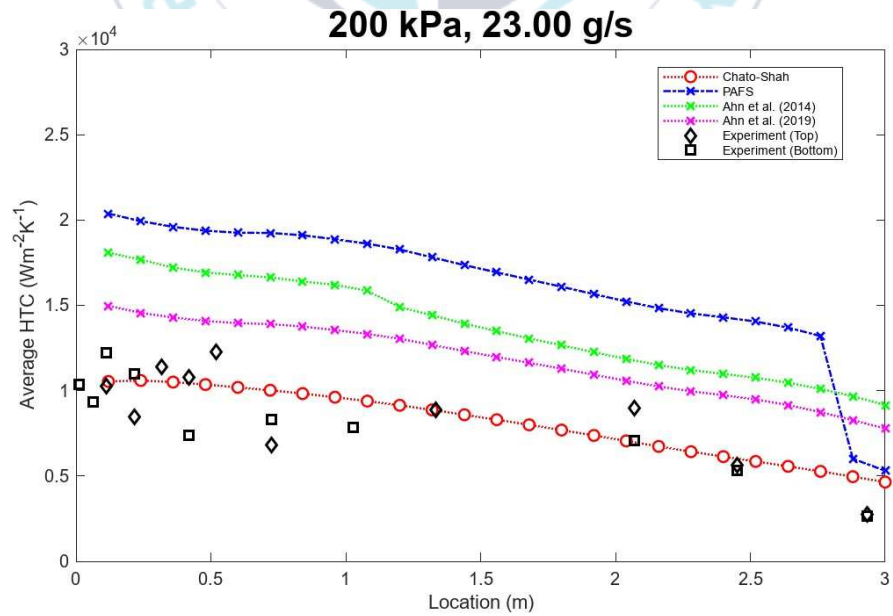


Figure 3.1.5 Purdue-PCCS 검증계산 Case 3 평균 열전달계수

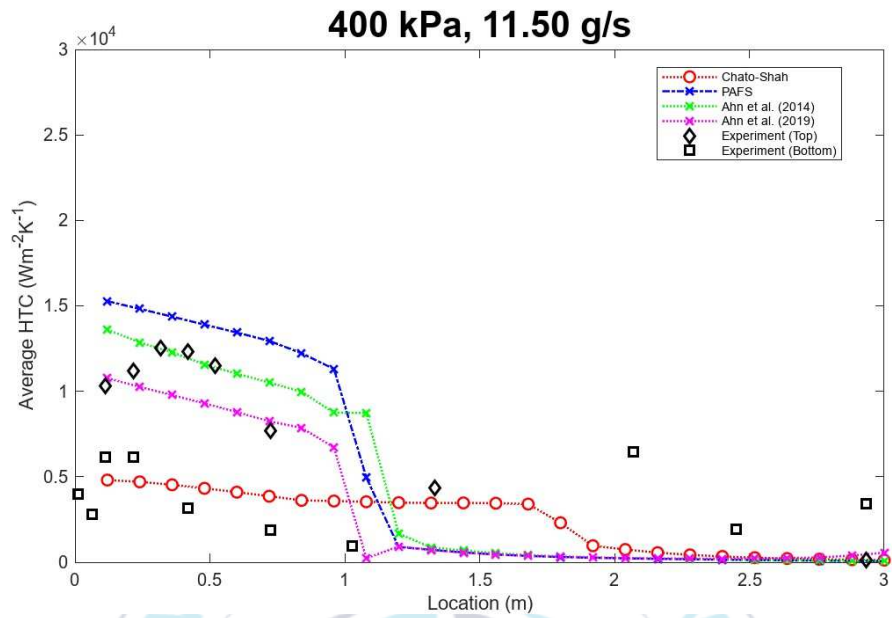


Figure 3.1.6 Purdue-PCCS 검증계산 Case 4 평균 열전달계수

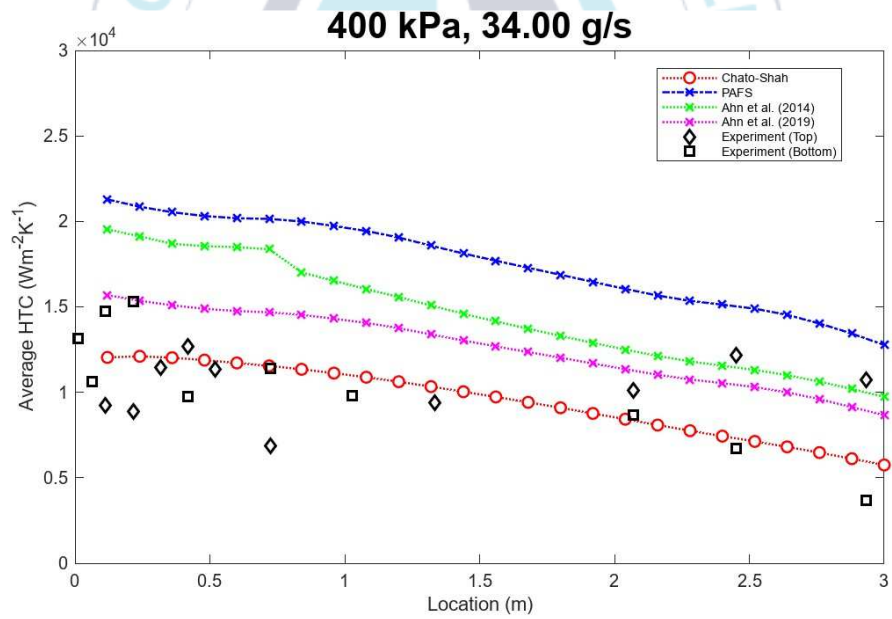


Figure 3.1.7 Purdue-PCCS 검증계산 Case 5 평균 열전달계수

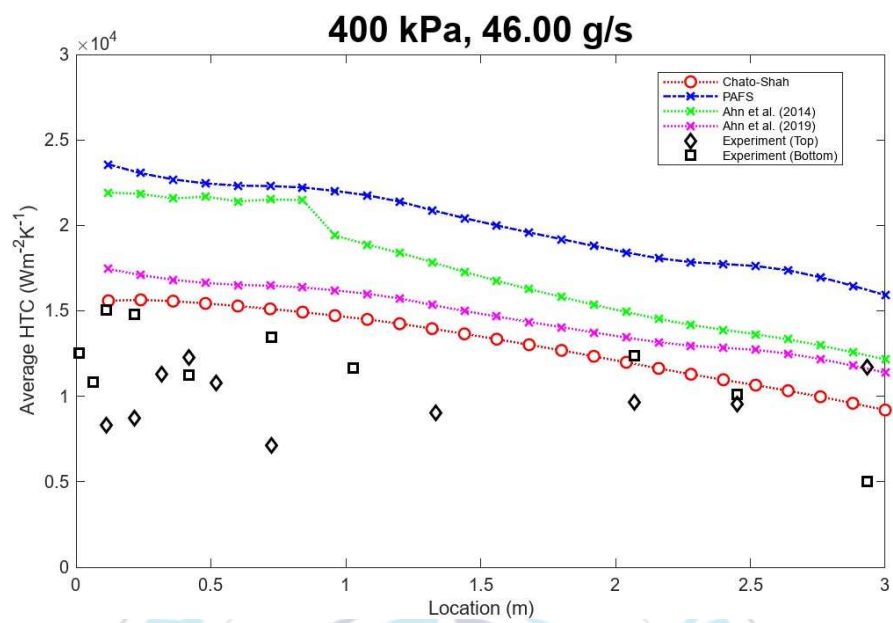


Figure 3.1.8 Purdue-PCCS 검증계산 Case 6 평균 열전달계수

Figure 3.1.9~Figure 3.1.14는 Purdue-PCCS 실험 검증계산에서 각 모델이 예측한 관의 상부/하부 국소 열전달계수를 나타내었다. Chato-Shah 상관식은 상부와 하부의 평균 열전달계수만 예측할 수 있으므로 나누어 표시하지 않는다. 응축관 내에서 증기가 완전 응축되어 단상 액체 유동으로 전환되었을 경우 응축열전달 모델로 열전달계수가 계산되지 않으므로, 이때 각 모델이 예측한 열전달계수는 0으로 표시되었다. PAFS 모델에서 응축관 내 유동양식을 환상류로 판단할 경우 상부/하부 국소 열전달계수가 서로 동일하게 계산된다. 이를 통해 Purdue-PCCS 실험 중 대부분의 Case에서 PAFS 모델은 응축관 내 대부분의 영역을 환상류로 판단함을 알 수 있다. PAFS 모델의 계산 결과에서 완전응축이 일어나기 직전 상부/하부의 국소 열전달계수가 서로 분리되어 계산되는 부분이 존재하며, 이것은 해당 구간에서 PAFS 모델이 유동양식을 성층류로 판단함을 시사한다.

Ahn et al. (2014) 모델과 Ahn et al. (2019) 모델은 성층류에서의 기체-액체 계면의 굽음을 고려함에 따라, 기존 PAFS 모델에서 환상류로 판단하던 영역의 대부분이 성층-파형류로 분류됨으로써 열전달계수가 다르게 분배되는 것을 확인하였다. Ahn et al. (2014) 모델의 경우 응축열전달 진행 중 하부의 국소 열전달계수를 과대평가하였으며, 실험값과 현저히 차이를 보였다. Ahn et al. (2019) 모델의 경우 실험에서 나타난 응축관 내 상부/하부 국소 열전달계수가 분리되어 나타나는 현상을 잘 모사하였다. Ahn et al. (2019) 모델의 예측 결과에서는 완전응축이 일어나기 전 상부 열전달계수가 증가하는 경향을 보였다. 이는 Ahn et al. (2019) 모델에서 상부 열전달계수를 예측하는 식 (43) 내부 최대값 함수로 인해 상부 열전달계수를 높게 평가하는 것으로 판단된다. 이것은 완전응축이 일어나기 직전의 구간에서 Ahn et al. (2019) 모델이 예측한 평균 열전달계수가 다시 증가하는 현상의 주요한 원인으로 작용한다.

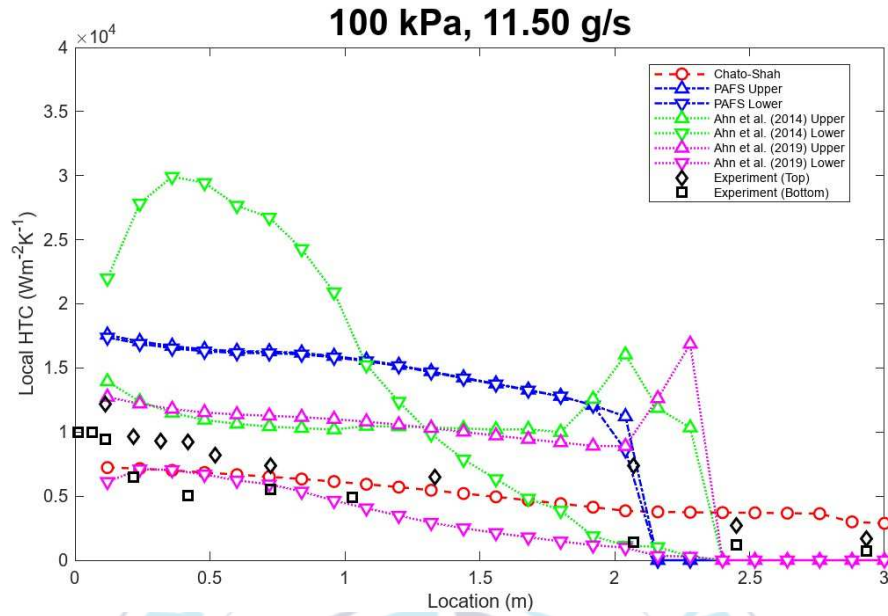


Figure 3.1.9 Purdue-PCCS 검증계산 Case 1의 튜브 상부/하부 국소 열전달계수 예측

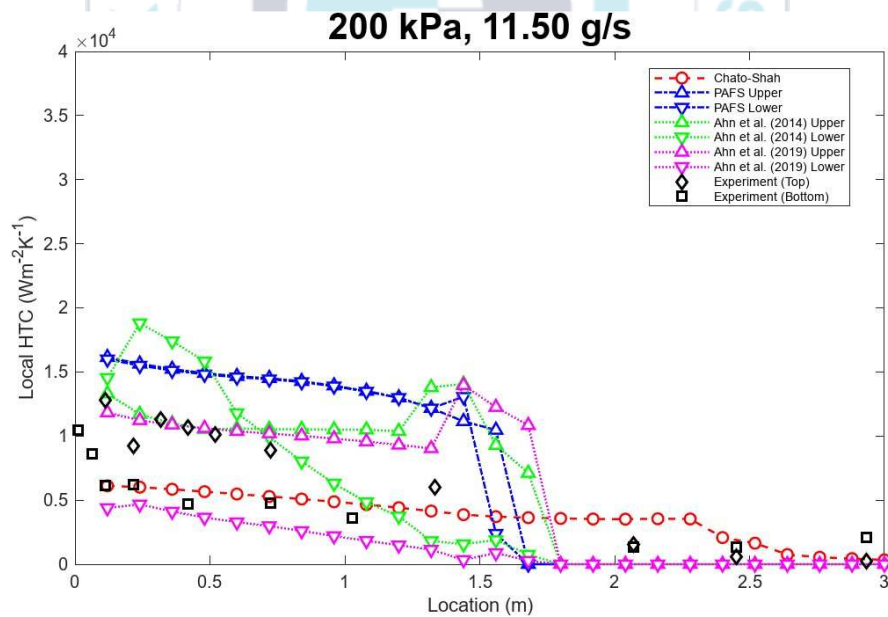


Figure 3.1.10 Purdue-PCCS 검증계산 Case 2의 튜브 상부/하부 국소 열전달계수 예측

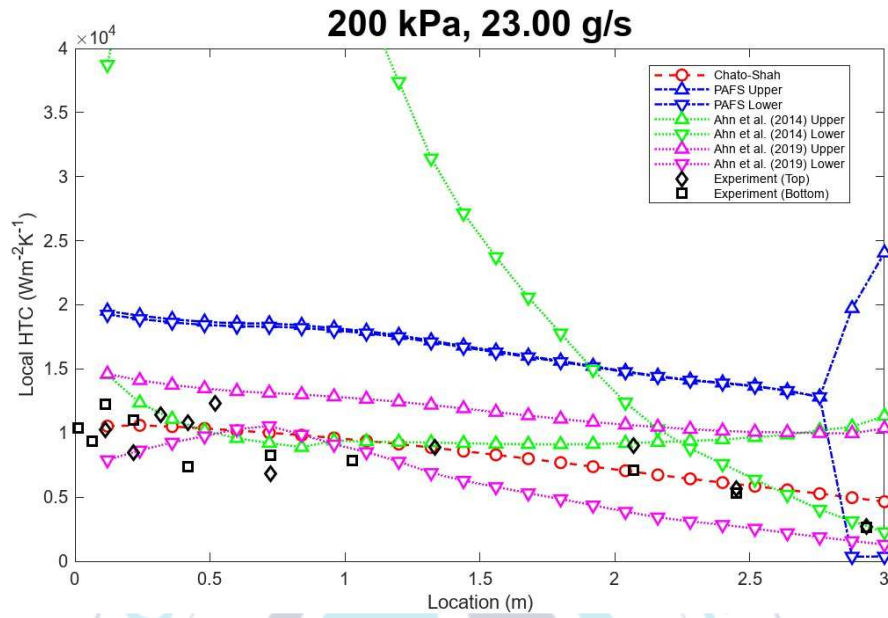


Figure 3.1.11 Purdue-PCCS 검증계산 Case 3의 튜브 상부/하부 국소 열전달계수 예측

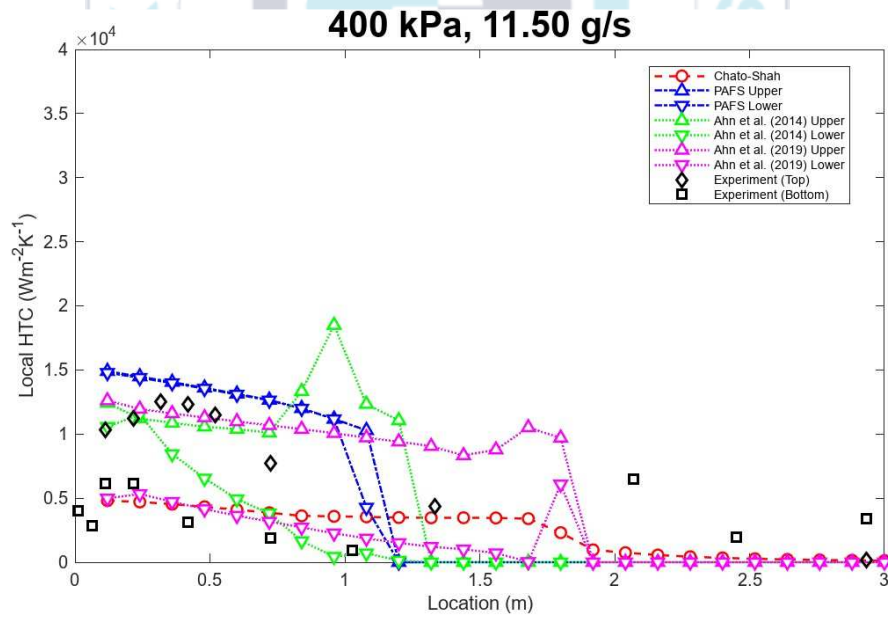


Figure 3.1.12 Purdue-PCCS 검증계산 Case 4의 튜브 상부/하부 국소 열전달계수 예측

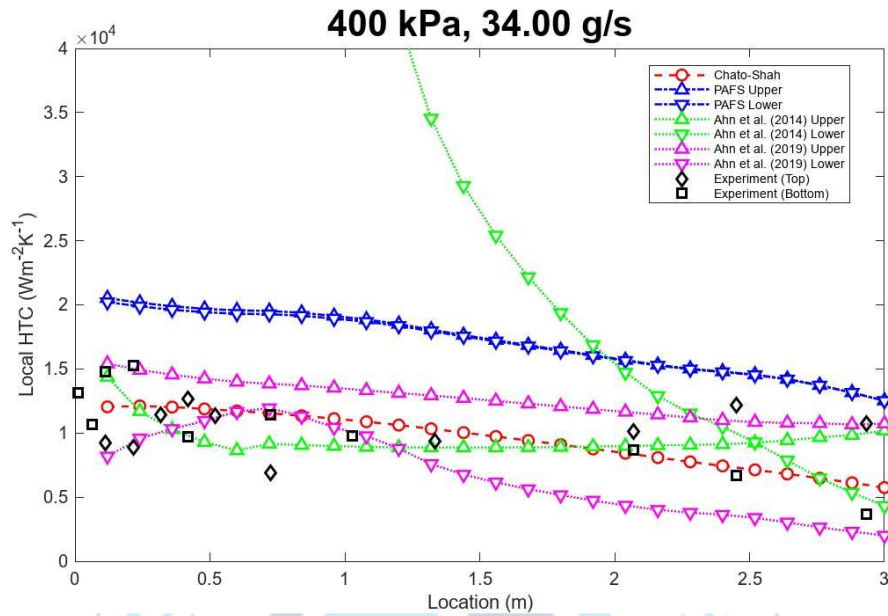


Figure 3.1.13 Purdue-PCCS 검증계산 Case 5의 튜브 상부/하부 국소 열전달계수 예측

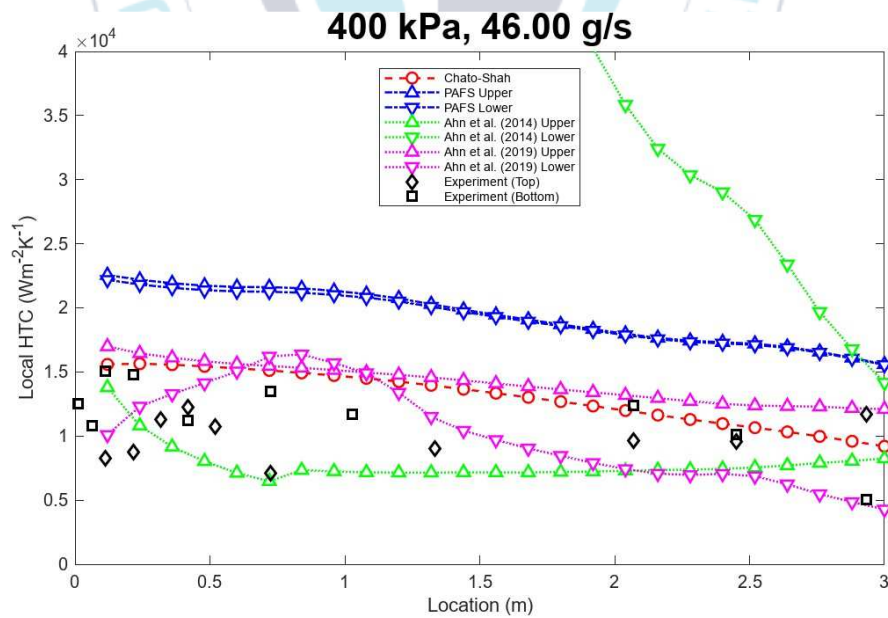


Figure 3.1.14 Purdue-PCCS 검증계산 Case 6의 튜브 상부/하부 국소 열전달계수 예측

Purdue-PCCS 실험에서 측정된 수평관 응축 열교환기의 열 제거량과 검증계산에서 평가한 열교환기의 총 열 제거량을 비교하였다. 모든 모델이 10% 내외의 표준편차 범위에서 실험의 열 제거량을 잘 예측하는 것으로 나타났다. Chato-Shah 상관식이 약 8.3% 이내에서 가장 잘 예측하였으며, PAFS 모델과 PAFS-Full 모델들은 열 제거량을 실험보다 높게 평가하는 경향이 나타났다. 열전달계수를 상향 평가한 모델일수록 더욱 열 제거량을 높게 평가하는 것을 확인하였다.

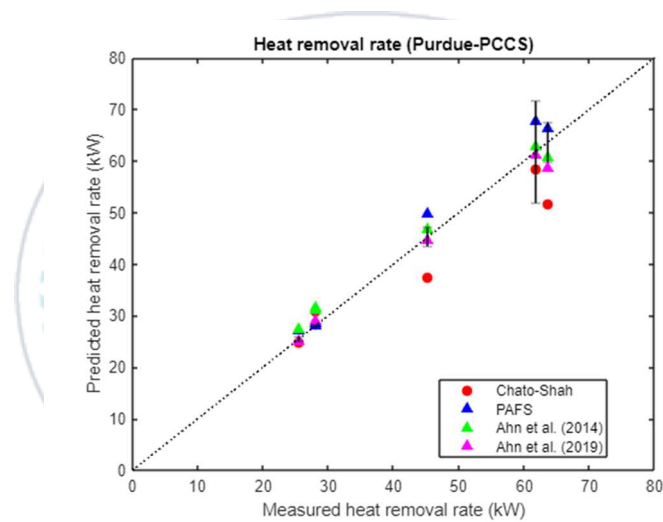


Figure 3.1.15 Purdue-PCCS 실험의 열 제거량 비교

Purdue-PCCS 실험의 계산 결과에서는 PAFS 모델이 성층류로 판단한 구간이 현저히 적게 나타났다. 이러한 좁은 범위로 인해 성층류 구간에서의 열전달계수를 분리하여 비교하기에는 적절하지 못한 것으로 판단된다.

3.2 PICON 실험 검증계산

3.2.1 PICON 실험

PICON 실험 장치 [18]는 경사관 내 응축열전달의 국소적 현상을 측정하는 실험이다. 관의 내부 직경은 40 mm, 외부 직경은 50 mm이다, 시험부 응축관의 길이는 3 m이며, 시험부 재질은 스테인리스 스틸 304L이다. 폴리카보네이트로 이루어진 내부 직경 80 mm의 쿨링재킷을 통해 시험부를 냉각시킨다. 시험부는 3° 가량 아래 방향으로 기울어진 경사관의 형태를 띄고 있다.

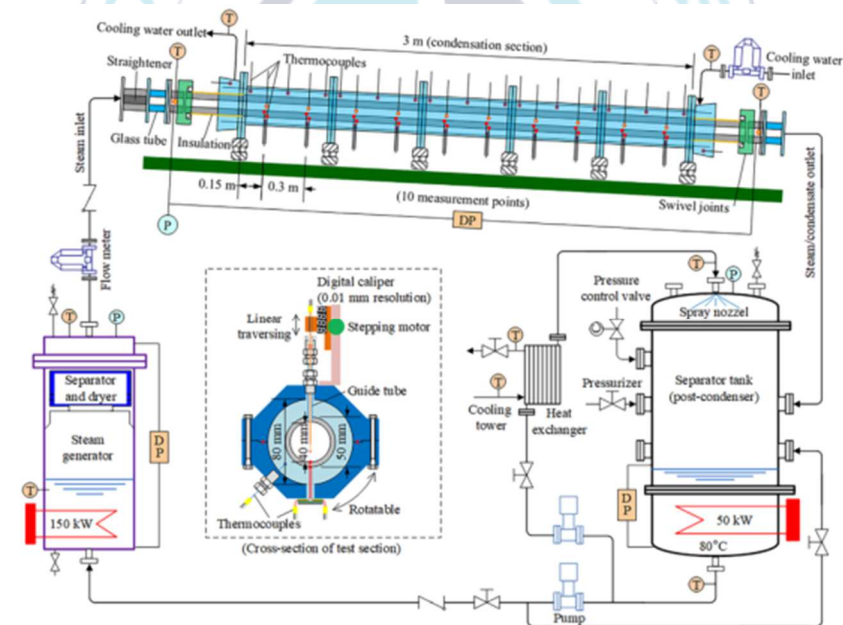


Figure 3.2.1 PICON 실험 장치의 개략도

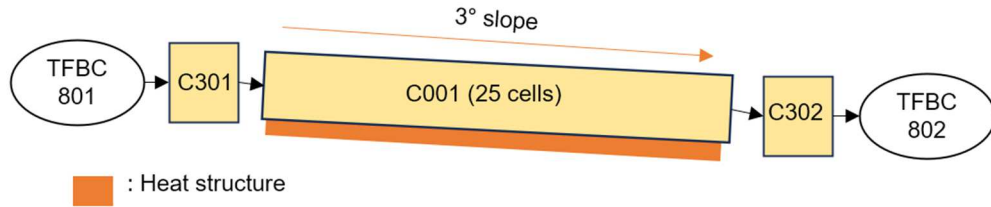


Figure 3.2.2 PICON 실험 검증계산의 노드 구성

SPACE 코드의 입력체계를 통해 PICON 실험의 시험부에 해당하는 부분을 모사하였다. 주 응축관을 25개의 셀로 나누어 모사하였다. 열교환기의 증기 입구부(TFBC-801)는 질량유량 경계조건으로 처리하였고, 출구부(TFBC-802)는 압력 경계조건으로 처리하였다. 열구조체의 좌측 경계(Left side)는 시험부를 구성하는 각 셀에 연결하였고, 우측 경계(Right side)는 실험의 쿨링재킷 측에서 측정된 관 외벽의 온도 데이터를 경계조건으로 처리하였다. PICON 실험의 경우 관 외벽의 상부/하부 온도 데이터를 1차원 SPACE 코드의 격자에 도입하기 위해 상부/하부 온도 데이터의 평균값을 경계조건으로 사용하였다.

PAFS 모델, Ahn et al. (2014) 모델, Ahn et al. (2019) 모델은 시험적으로 SPACE 코드에 도입되어, PICON 실험에서의 하향 3° 기울어진 경사관의 효과는 고려되지 않았으며 응축열전달 모델 내에서는 시험부를 완전한 수평관으로 가정한다.

Case Number	Mass flow (g/s)	Pressure (kPa)
1	18.88	100
2	25.17	100
3	37.74	100
4	25.19	300
5	37.64	300
6	62.45	300
7	37.68	500
8	62.15	500

Table 3.2.1 PICON 실험 검증계산 케이스 종류

3.2.2 PICON 실험 검증계산 결과

Figure 3.2.3~Figure 3.2.10은 PICON 검증계산에서 Chato-Shah 상관식, 기존 PAFS 모델, Ahn et al. (2014) 모델, Ahn et al. (2019) 모델의 열전달계수 예측 결과를 나타낸 그래프이다. Chato-Shah 상관식에서 도출된 열전달계수는 모든 Case에서 시험부 하부 열전달계수를 따라가는 경향을 보였다. 기존 PAFS 모델에서 계산된 응축 열전달계수는 관 상부에서 측정된 응축 열전달계수와 유사한 경향을 보였다. Case 1, Case 5의 경우 Ahn et al. (2019) 모델은 완전응축이 일어나기 직전 평균 열전달계수가 증가하는 예측 결과를 보였다.

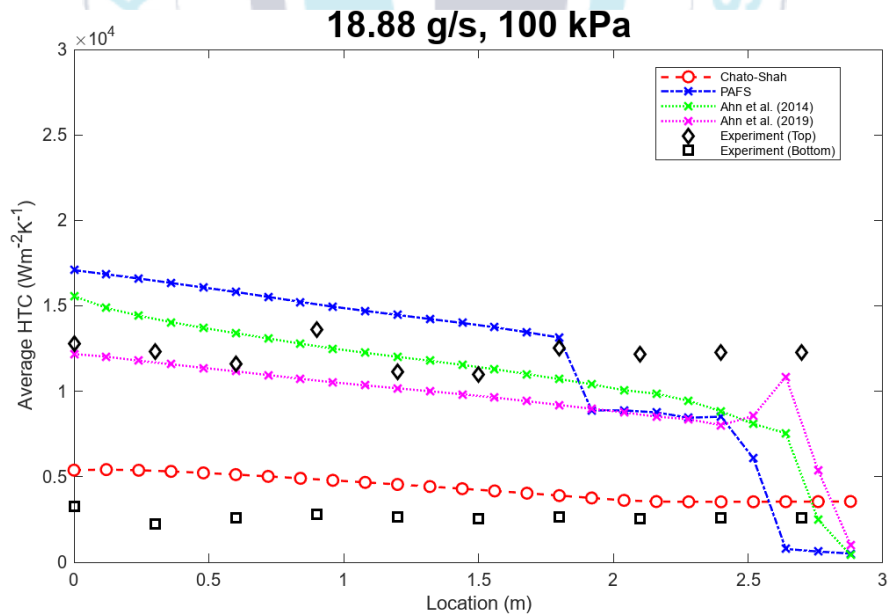


Figure 3.2.3 PICON 검증계산 Case 1 평균 열전달계수

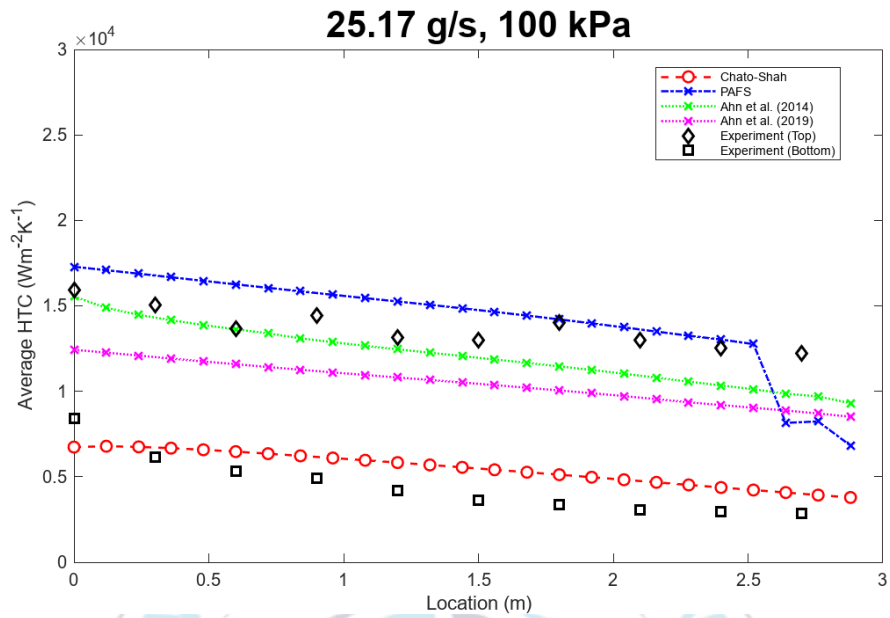


Figure 3.2.4 PICON 검증계산 Case 2 평균 열전달계수

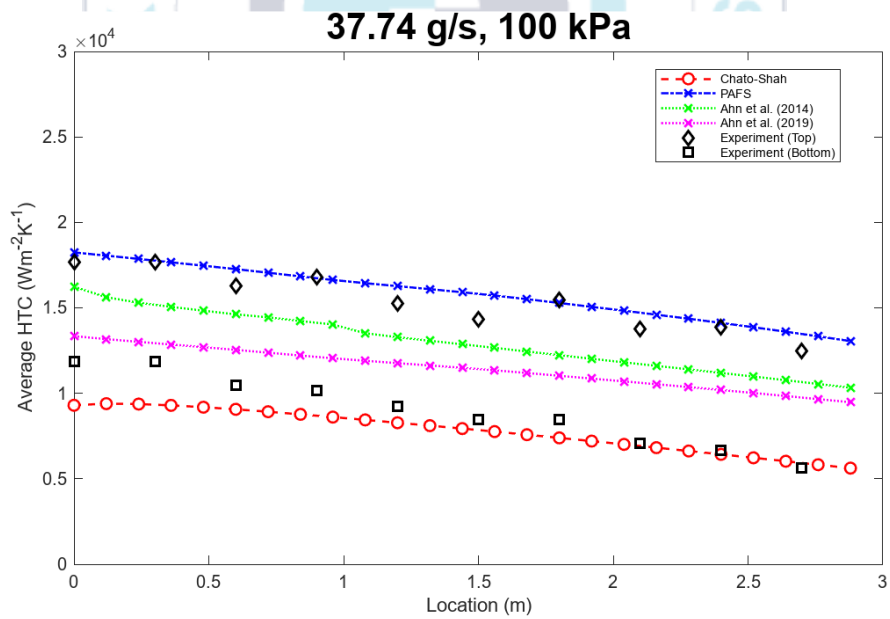


Figure 3.2.5 PICON 검증계산 Case 3 평균 열전달계수

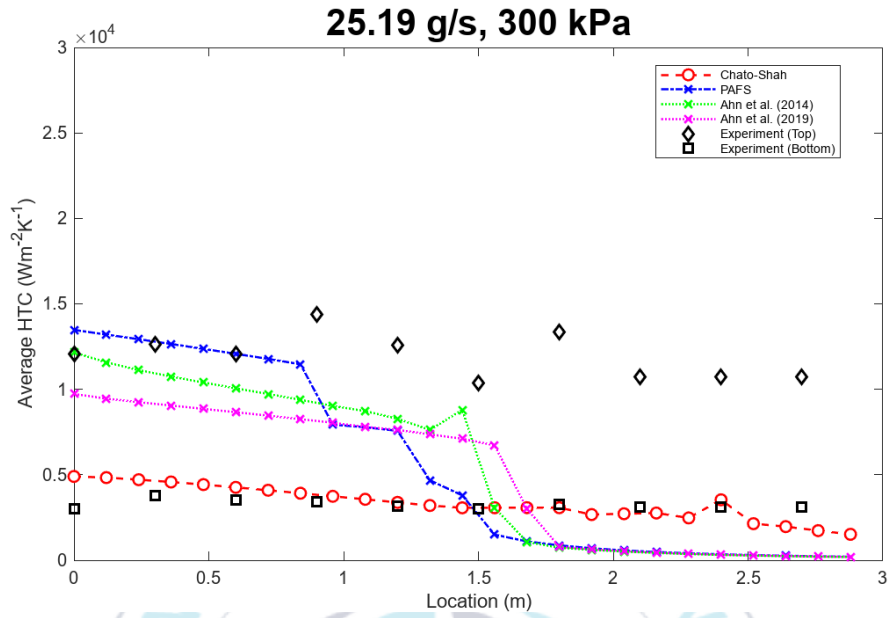


Figure 3.2.6 PICON 검증계산 Case 4 평균 열전달계수

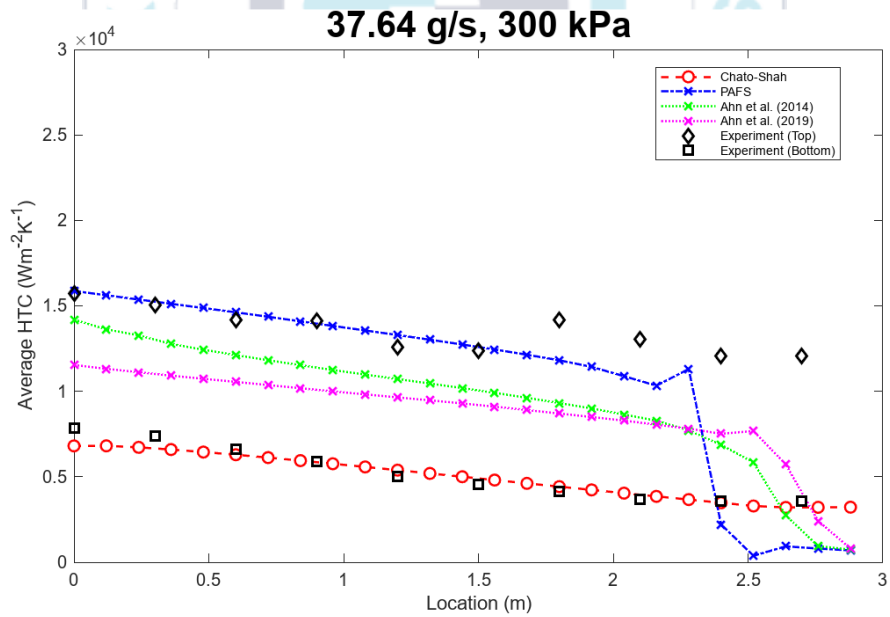


Figure 3.2.7 PICON 검증계산 Case 5 평균 열전달계수

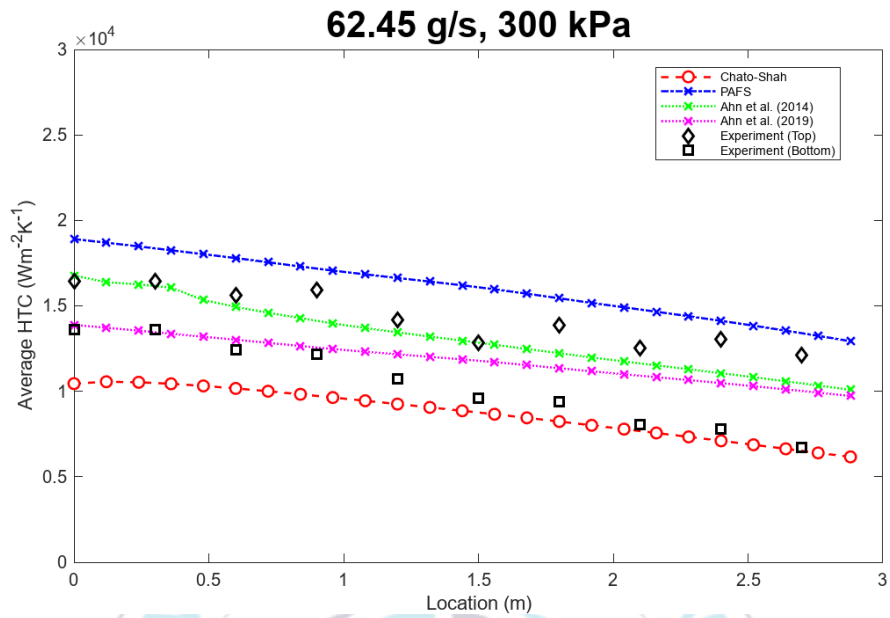


Figure 3.2.8 PICON 검증계산 Case 6 평균 열전달계수

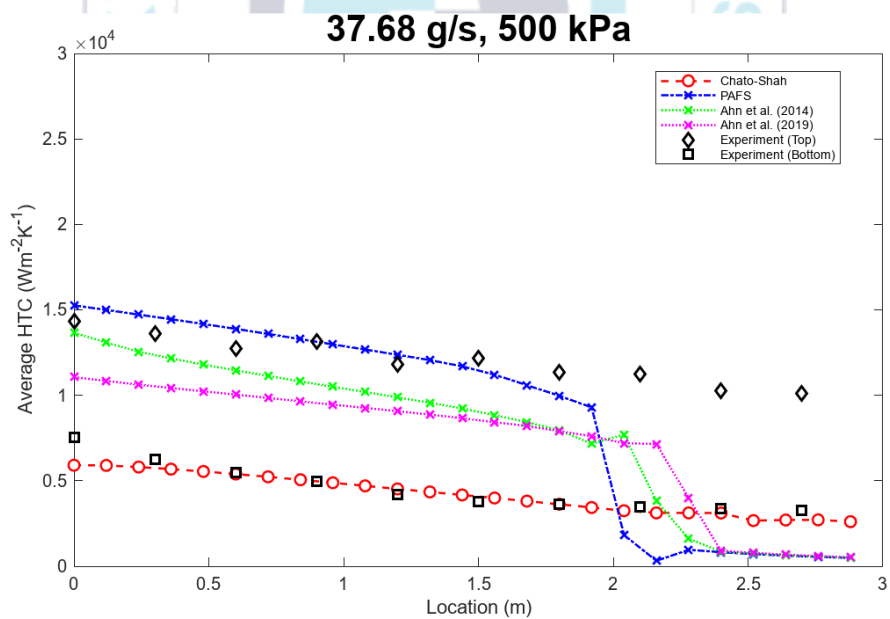


Figure 3.2.9 PICON 검증계산 Case 7 평균 열전달계수

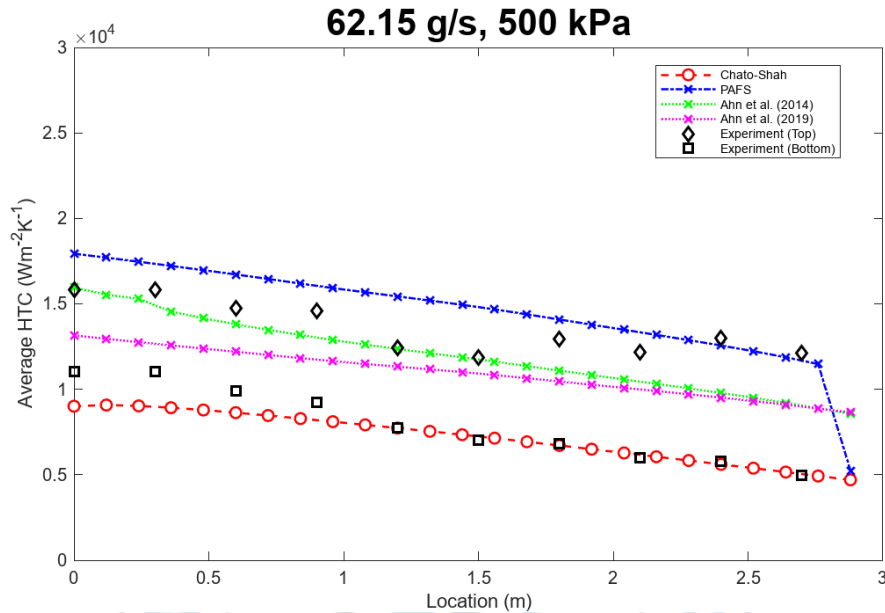


Figure 3.2.10 PICON 검증계산 Case 8 평균 열전달계수

Figure 3.2.11~Figure 3.2.18은 PICON 검증계산에서 PAFS 모델, Ahn et al. (2014) 모델과 Ahn et al. (2019) 모델에서 계산한 관의 상부/하부 국소 열전달계수를 나타내었다. PAFS 모델은 대부분의 영역을 환상류로 판단하여 상부와 하부의 국소 열전달계수를 같은 값으로 예측하였다. 일부 케이스의 경우 기존 PAFS 모델의 상부/하부 국소 열전달계수가 완전응축이 일어나기 직전 상하로 분리되는 것을 확인하였으며, 이때 PAFS 모델의 유동양식이 성층류로 분류되었다고 판단할 수 있다. 이러한 영역에서 PAFS 모델에서 예측한 상부/하부 국소 열전달계수는 실험에서 측정된 값에서 크게 벗어나는 경향이 나타났다. Ahn et al. (2014) 모델은 기포율이 1에 가까운 시험부의 처음 끝단에서는 각 부분의 국소 열전달계수가 기존 PAFS 모델과 유사하게 나타나며, 실험의 상부 국소 응축열전달계수와도 유사하였다. 하지만 Ahn et al. (2014) 모델은 응축열전달 초기에 하부 국소 열전달계수를 과대평가하였다. Ahn et al. (2019) 모델의 계산 결과에서도 출된 상부/하부 국소 열전달계수는 PICON 실험에서 측정된 상부/하부 국소 열전달계수의 경향과 가장 잘 일치하였다. Purdue-PCCS 실험의 검

증계산의 결과와 동일한 양상으로 Ahn et al. (2019) 모델의 예측 결과에서는 완전응축이 일어나기 전 상부 열전달계수가 증가하는 경향을 보였다. 이는 Purdue-PCCS 실험의 결과에서 나타난 바와 같이, Ahn et al. (2019) 모델에서 상부 열전달계수를 예측하는 식 (43) 내부의 최대값 함수로 인하여 다시 증가하면서 상부 열전달계수를 높게 평가하는 것으로 파악된다.

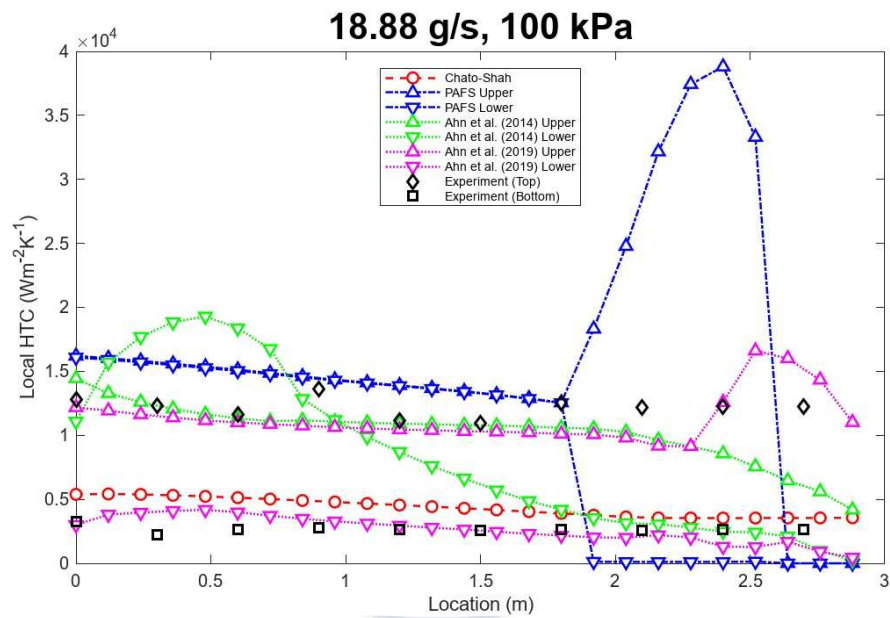


Figure 3.2.11 PICON 검증계산 Case 1의 튜브 상부/하부 국소 열전달계수 예측

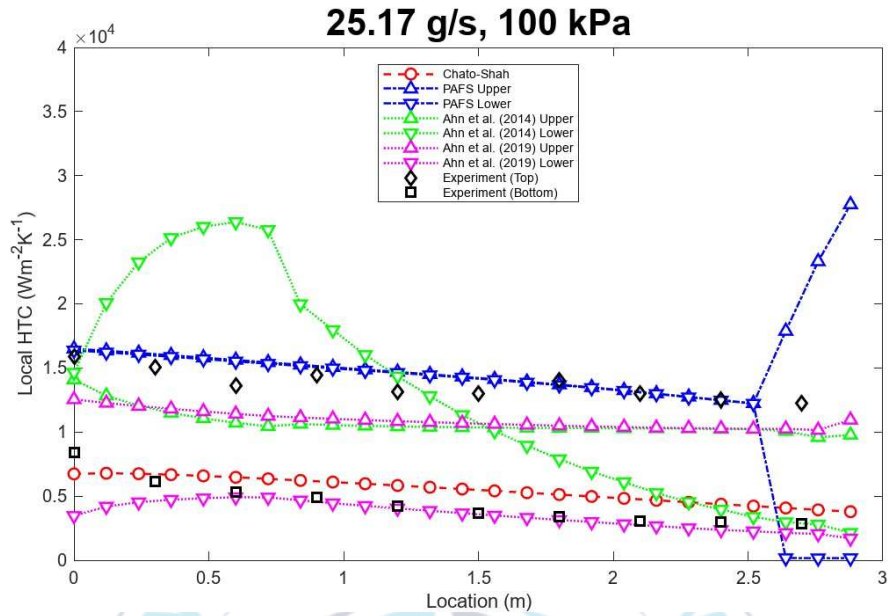


Figure 3.2.12 PICON 검증계산 Case 2의 튜브 상부/하부 국소 열전달계수 예측

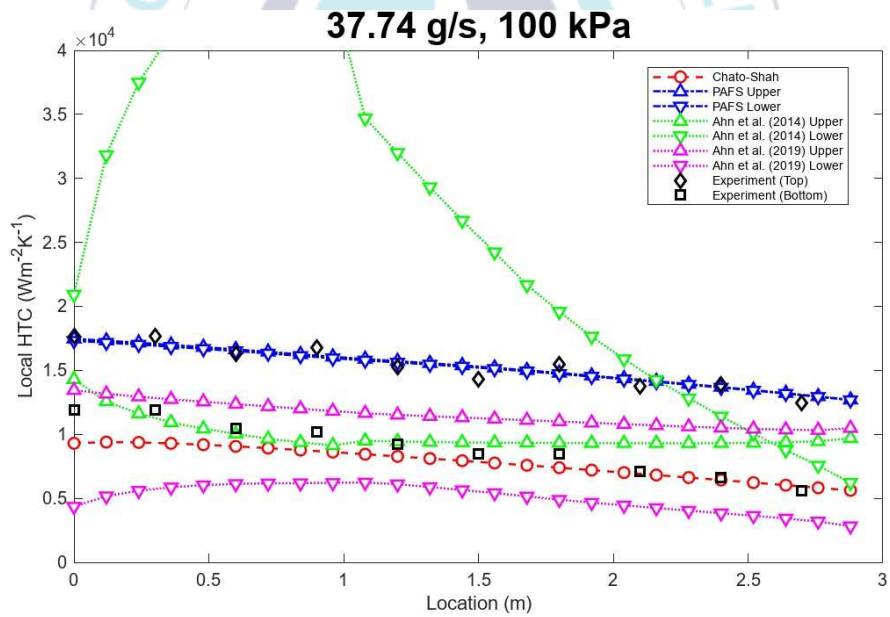


Figure 3.2.13 PICON 검증계산 Case 3의 튜브 상부/하부 국소 열전달계수 예측

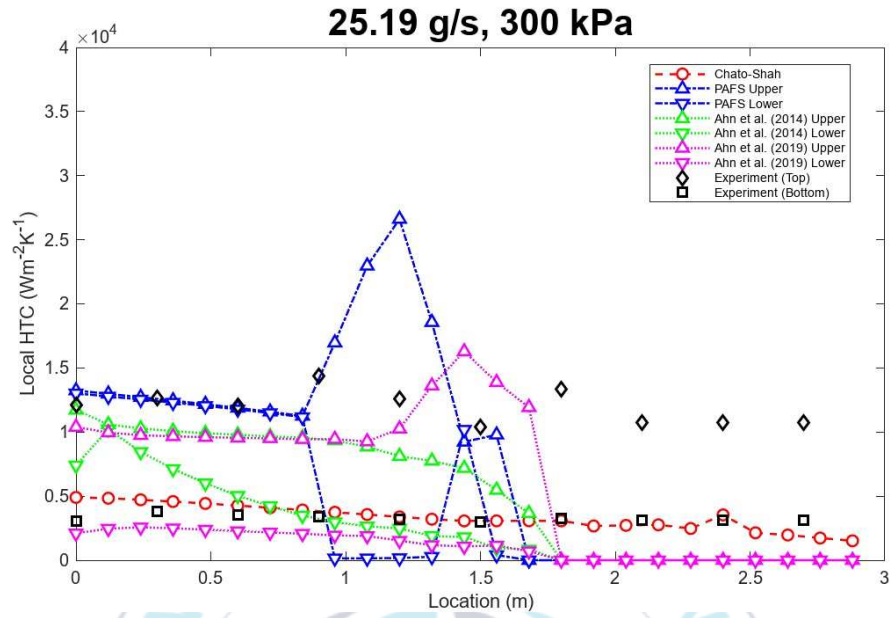


Figure 3.2.14 PICON 검증계산 Case 4의 튜브 상부/하부 국소 열전달계수 예측

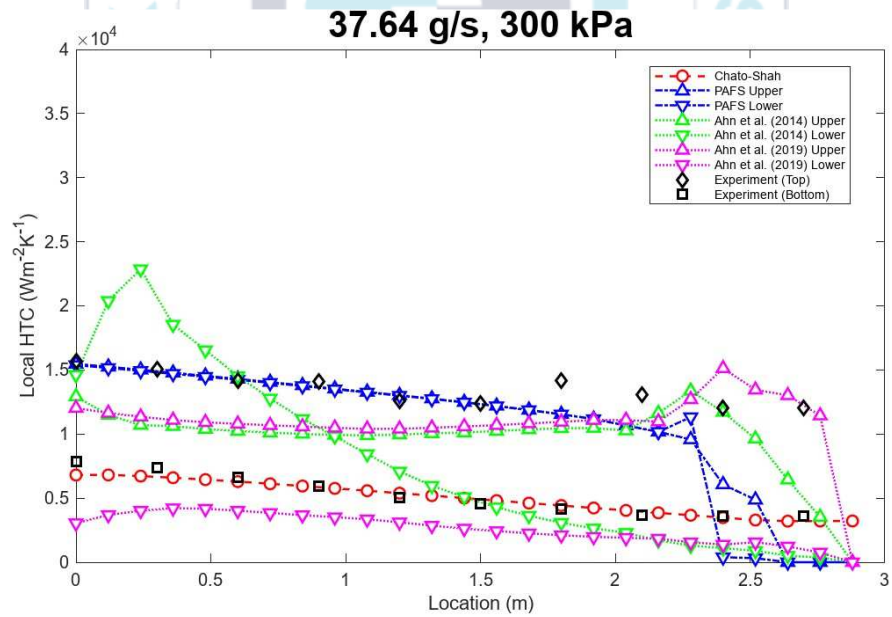


Figure 3.2.15 PICON 검증계산 Case 5의 튜브 상부/하부 국소 열전달계수 예측

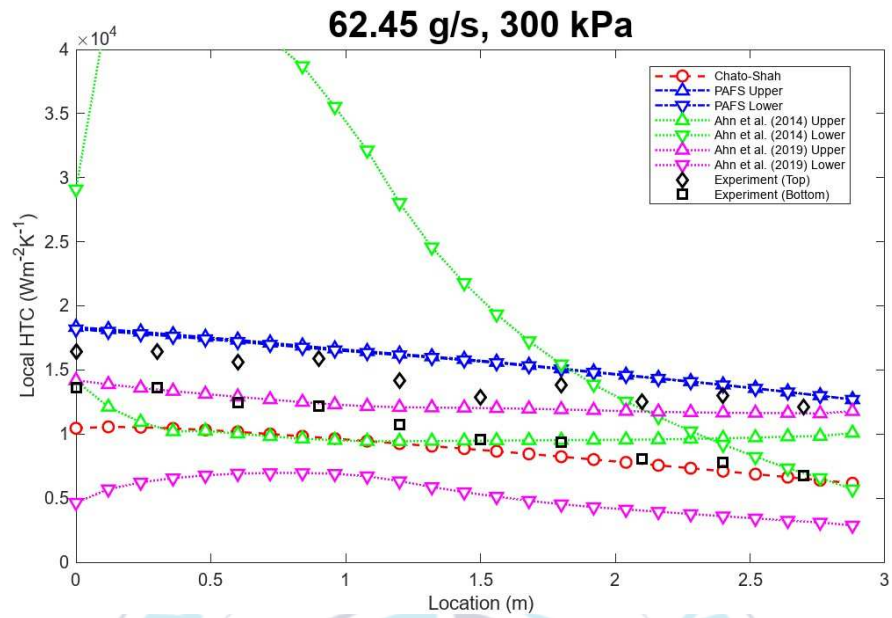


Figure 3.2.16 PICON 검증계산 Case 6의 튜브 상부/하부 국소 열전달계수 예측

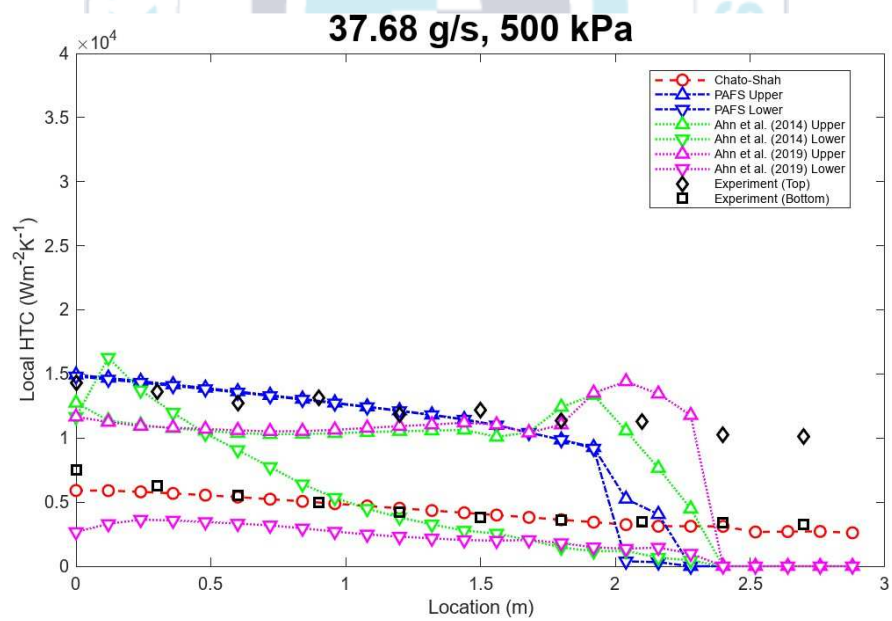


Figure 3.2.17 PICON 검증계산 Case 7의 튜브 상부/하부 국소 열전달계수 예측

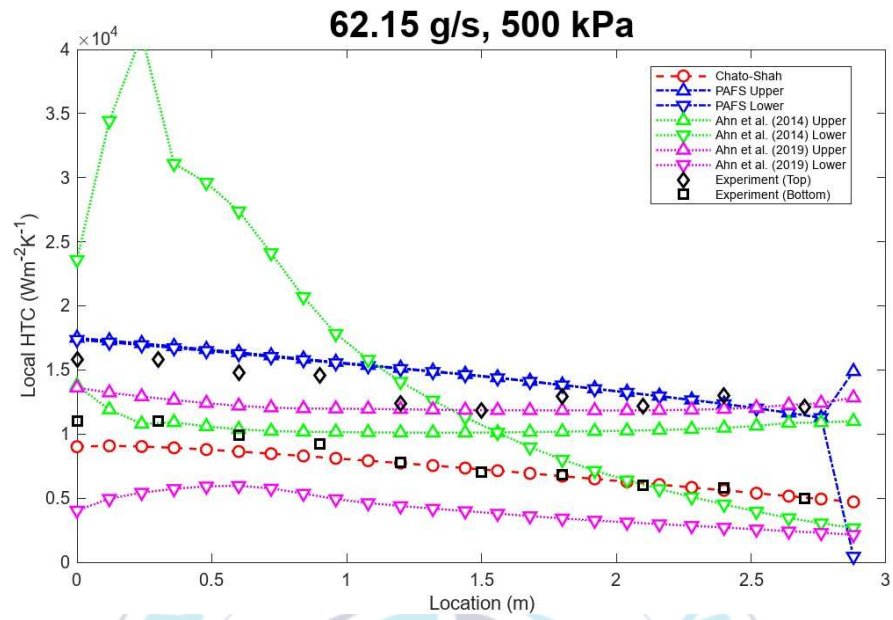


Figure 3.2.18 PICON 검증계산 Case 8의 튜브 상부/하부 국소 열전달계수 예측

각 모델로 수행한 검증계산 결과와 실험에서 측정된 열교환기의 열 제거량을 각각 비교하였다. Chato-Shah 상관식의 계산 결과는 PICON 실험의 열 제거량을 약 15% 이내에서 가장 잘 예측하였다. PAFS 모델과 Ahn et al. (2014), Ahn et al. (2019) 모델은 모두 열 제거량을 실험보다 높게 평가하였으며, 실험 데이터를 30% 내외의 표준편차로 예측하였으며, PAFS 모델이 열 제거량을 가장 과대평가하였다.

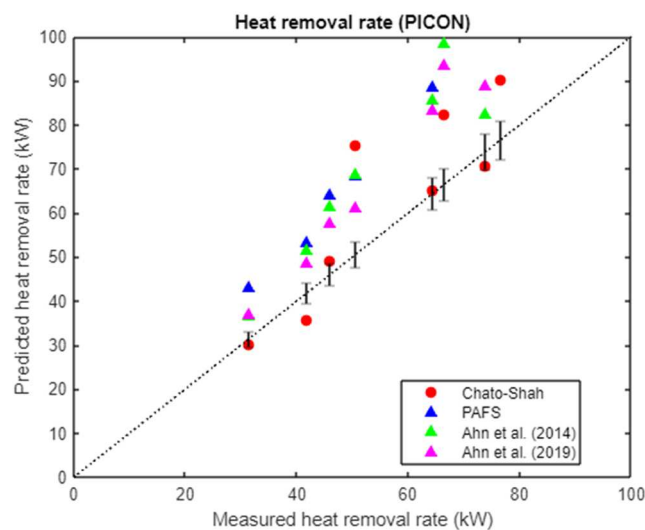


Figure 3.2.19 PICON 검증계산의 열 제거량 비교

Figure 3.2.20은 PICON 검증계산에서 PAFS 모델이 성층류로 판단한 구간에 대하여 각 모델이 예측한 국소 열전달계수를 실험에서 측정된 값과 비교한 결과를 나타내었다. Table 3.2.2는 PAFS 모델이 성층류로 판단한 구간에 대하여 각 모델별 국소 열전달계수 예측 능력을 절대 평균 편차로 정량화한 결과를 나타내었다. 해당 구간은 SPACE 코드 내 유동양식 서브루틴에서 성층류로 판단한 구간과 동일하다. 상부 열전달계수에 대하여 PAFS 모델은 28.01%의 절대 평균 편차로 예측하였다. 반면 Ahn et al. (2019) 모델은 10.34%로 상부 국소 열전달계수를 PAFS 모델보다 측정값과 근접하게 예측하였다.

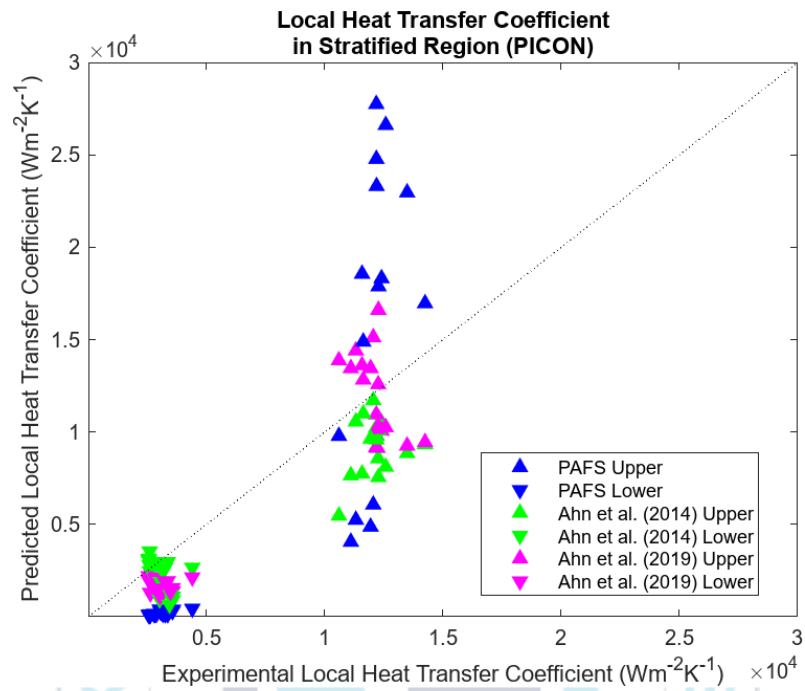


Figure 3.2.20 성층류 구간에 대한 각 모델별 PICON 검증계산 국소 열전달계수 비교

	상부 국소 열전달계수 $ \epsilon $ (%)	하부 국소 열전달계수 $ \epsilon $ (%)
PAFS 모델	28.01	89.90
Ahn et al. (2014) 모델	5.44	39.52
Ahn et al. (2019) 모델	10.34	51.39

Table 3.2.2 성층류 구간에 대한 PICON 검증계산 국소 열전달계수 예측 능력

3.3 PASCAL 실험 검증계산

3.3.1 PASCAL 실험

PASCAL 실험 [22]은 국산 대형 상용 원자로인 APR+(Advanced Power Reactor Plus)에 적용되는 PAFS의 냉각 성능을 개별적으로 검증하기 위해 수행된 시험이다. 주 응축열교환기는 실제 APR+에 적용되는 PAFS 응축열교환기와 동일한 크기로 제작되었으며, 응축열교환기의 본체가 잠겨 있는 냉각수 탱크(PCCT)는 축소된 크기로 제작되었다. PASCAL 실험의 시험부에 해당하는 피동응축열교환기(PCHX, Passive Condensation Heat eXchanger)는 3° 하향 경사각이 있는 두 개의 수평관과 U자관이 서로 접합된 형태로 이루어져 있다.

PASCAL 실험은 증기발생기에서 가하는 열량을 변화시키며, 케이스 별로 각각 준정상상태에 도달할 때까지 진행되었다. 본 연구에서는 증기발생기에서 가해진 열량을 기준으로 각각 200 kW, 300 kW, 540 kW, 750 kW의 총 4개의 케이스에 대하여 SPACE 코드를 통한 검증계산을 수행하였다.

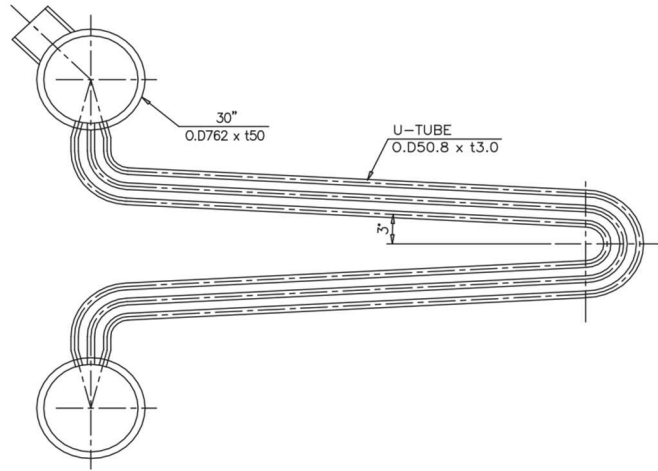


Figure 3.3.1 PASCAL PCHX의 개략도

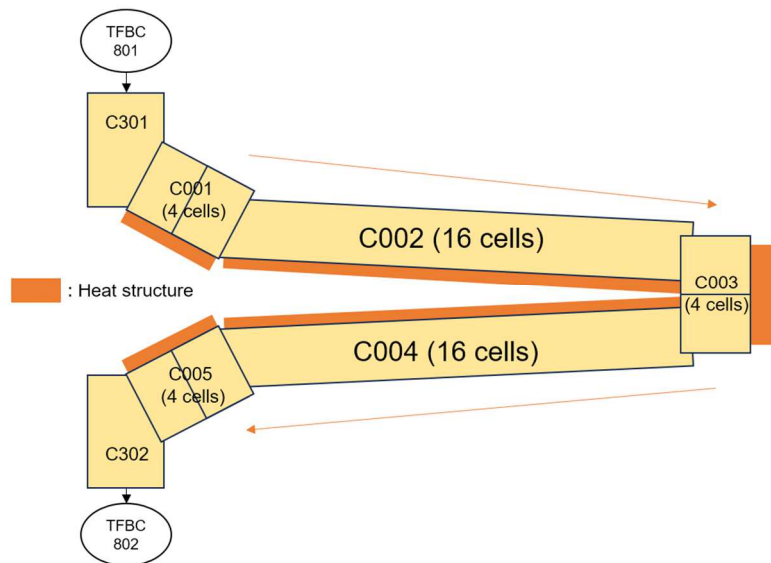


Figure 3.3.2 PASCAL 실험 검증계산의 노드 구성

SPACE 코드의 입력체계를 통해 PASCAL 실험의 시험부를 간소화하여 모사하였다. 두 수평관에 대해서는 16개의 셀로 구성하였으며, 두 수평관을 연결하는 U자관은 4개의 셀로 구성된 수직관 파이프로 구성하였다. 열교환기의 증기 입구부(TFBC-801)는 질량유량 경계조건으로 처리하였고, 출구부(TFBC-802)는 압력 경계조건으로 처리하였다. 열구조체의 좌측 경계(Left side)는 시험부를 구성하는 각 셀에 연결하였고, 우측 경계(Right side)는 실험에서 측정된 관 외벽의 온도 데이터를 경계조건으로 처리하였다. PASCAL 실험의 열교환기 내 경사지거나 굽어진 부분은 완전한 수평관에 해당하지 않으나, PAFS 모델, Ahn et al. (2014) 모델, Ahn et al. (2019) 모델에서는 완전한 수평관이라는 가정 하에 계산이 진행되었다.

3.3.2 PASCAL 실험 검증계산 결과

PASCAL 실험은 앞선 Purdue-PCCS 실험에 비해 상대적으로 고압 조건, 고유량 조건에서 이루어진 실험이다. Figure 3.3.3~Figure 3.3.6은 PASCAL 검증계산에서 각 모델이 예측한 평균 응축 열전달계수를 나타내었다. 기존 PAFS 모델과 Ahn et al. (2014) 모델, Ahn et al. (2019) 모델은 Chato-Shah 상관식에 비해 열전달계수를 잘 예측하였다. 특히 Chato-Shah 모델은 PAFS 모델에 비하여 열전달계수를 과소 예측하였는데, 이는 SPACE 코드로 진행한 선행연구의 검증계산 [12]에서 보고한 바와 일치한다. 열수력 요소 C001, C003, C005에 해당하는 셀은 관 경사에 따른 효과를 추가적으로 고려하여야 하나, 본 연구에서의 SPACE 코드에 통합된 수평관 모델들은 관 경사에 따른 효과를 고려하지 않으므로 열전달계수 예측 결과의 차이가 발생할 수 있다고 판단된다.

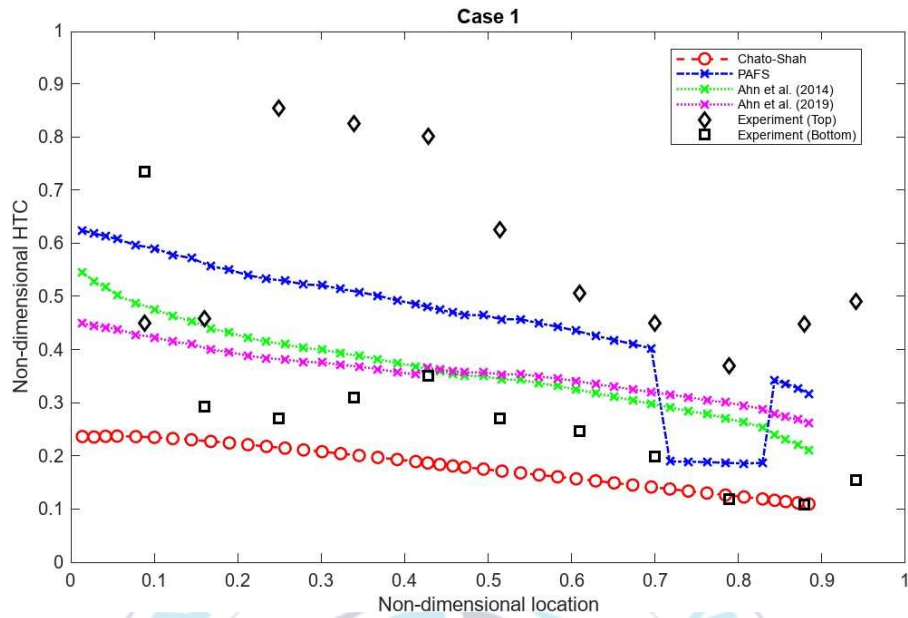


Figure 3.3.3 PASCAL 검증계산 Case 1 (200 kW) 평균 열전달계수

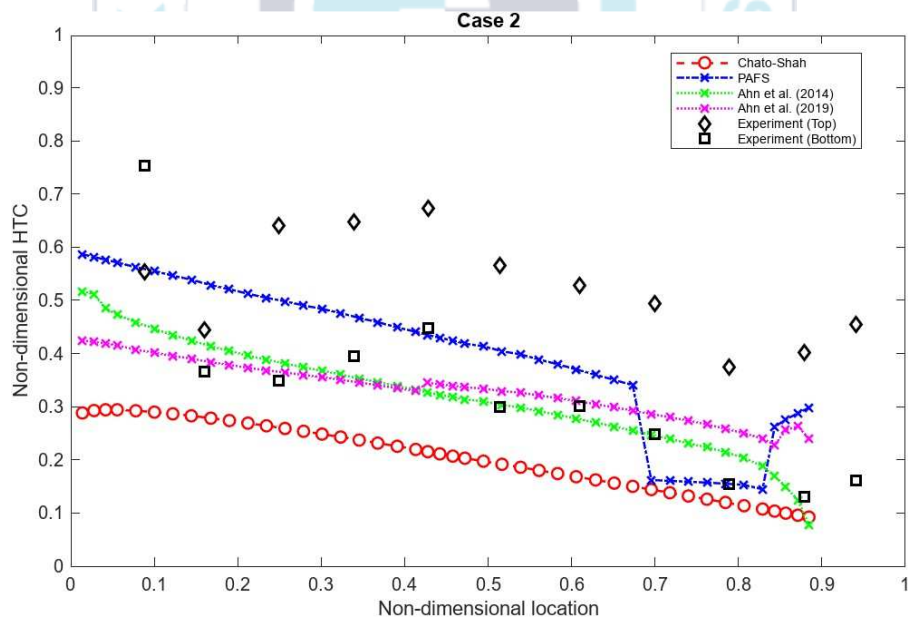


Figure 3.3.4 PASCAL 검증계산 Case 2 (300 kW) 평균 열전달계수

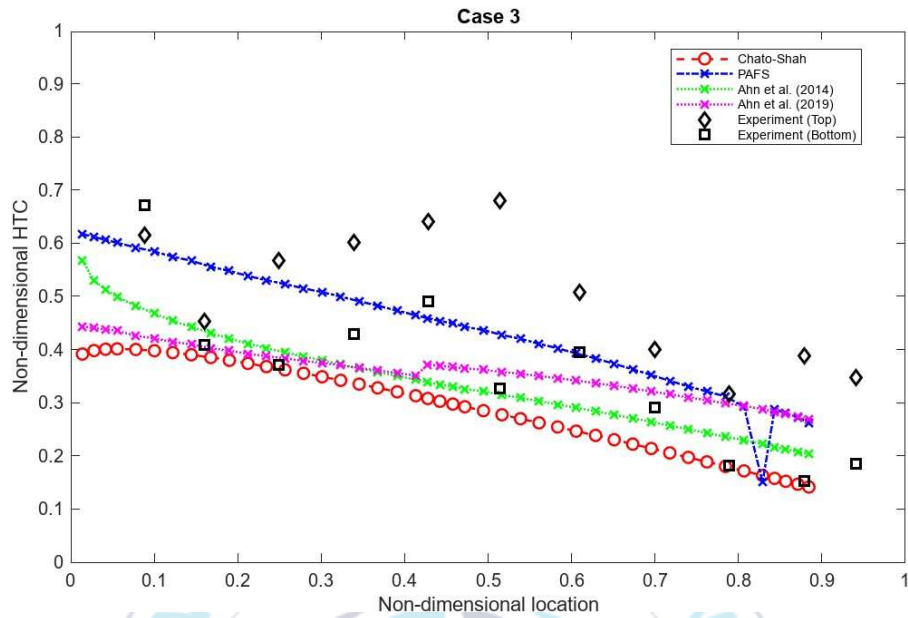


Figure 3.3.5 PASCAL 검증계산 Case 3 (540 kW) 평균 열전달계수

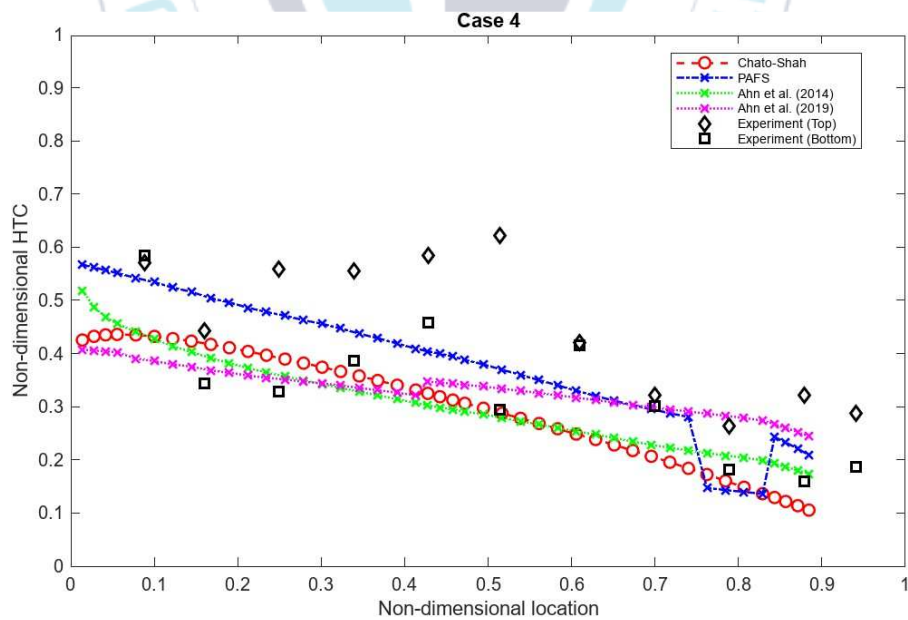


Figure 3.3.6 PASCAL 검증계산 Case 4 (750 kW) 평균 열전달계수

Figure 3.3.7~Figure 3.3.10 은 각 모델 내부에서 계산되는 관의 상부/하부 국소 열전달계수를 나타내었다. Chato-Shah 상관식은 평균 열전달계수만을 예측하는 상관식이므로 상부와 하부를 따로 나타내지 않았다. 기존 PAFS 모델의 경우 무차원 길이 방향으로 0.7 이후 구간부터 상부/하부 국소 열전달계수가 급격하게 차이가 나는 것을 확인할 수 있다. 이는 PAFS 모델 계산상에서 유동 양식이 성층류로 판별되었다는 것을 의미한다. Ahn et al. (2014) 모델은 응축이 시작되는 초기에 하부 열전달계수를 과대평가하는 특성을 보였다. 이는 모델 내부에서 액체의 유속이 과대평가되어 초기 하부 열전달계수를 과도하게 높게 예측하고 있을 가능성이 있으며, 이에 따라 Ahn et al. (2014) 모델은 평균 열전달계수와 달리 상부/하부 국소 열전달계수를 올바르게 예측하지 못하는 것으로 판단된다. Ahn et al. (2019) 모델은 하부 열전달계수의 값을 측정값보다 현저히 낮게 판단하고 있으며, 이로 인해 고압/고유량 조건에서 예측한 열전달계수가 측정된 값보다 낮아진 것으로 판단된다. 수평관 내 응축열전달의 초기에 Ahn et al. (2019) 모델은 국소 열전달계수를 하향 예측하였다. PAFS 모델과 Ahn et al. (2014) 모델은 PAFS 모델에서 유동양식이 성층류로 판단된 구간(Case 1, Case 2의 무차원 길이 0.7~0.8 구간)에서 상부/하부 국소 열전달계수의 경향을 잘 예측하지 못하였다. 반면 해당 구간에서 Ahn et al. (2019) 모델을 통해 예측된 상부/하부 국소 열전달계수의 변화 양상은 실험 데이터와 가장 유사하게 나타났다.

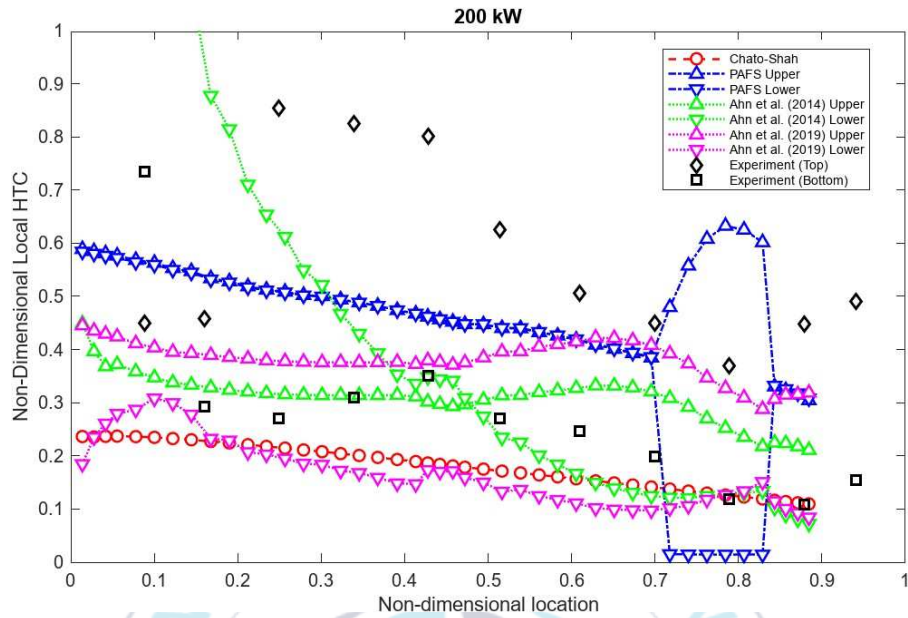


Figure 3.3.7 PASCAL 검증계산 Case 1 (200 kW)의 튜브 상부/하부 국소 열전달계수 예측

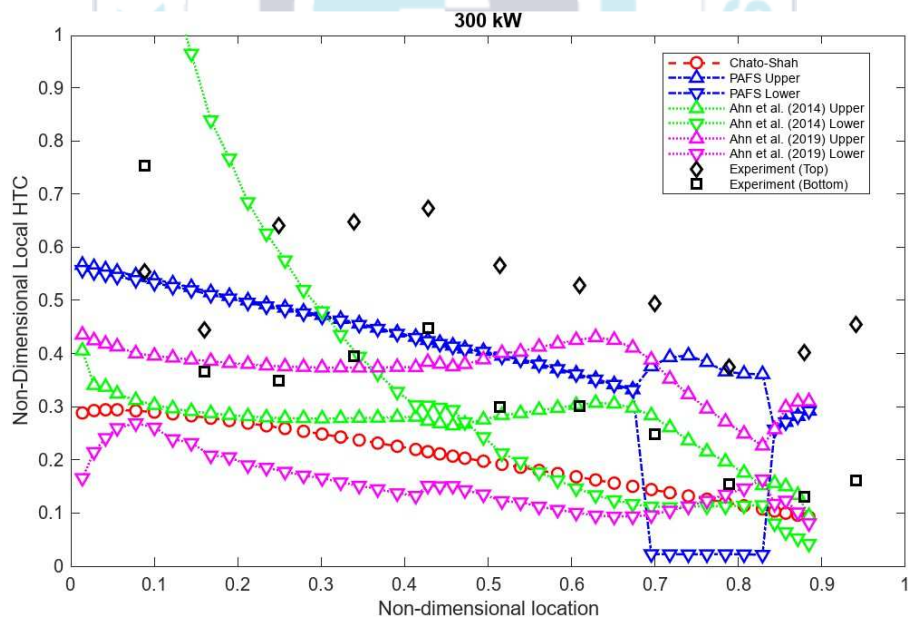


Figure 3.3.8 PASCAL 검증계산 Case 2 (300 kW)의 튜브 상부/하부 국소 열전달계수 예측

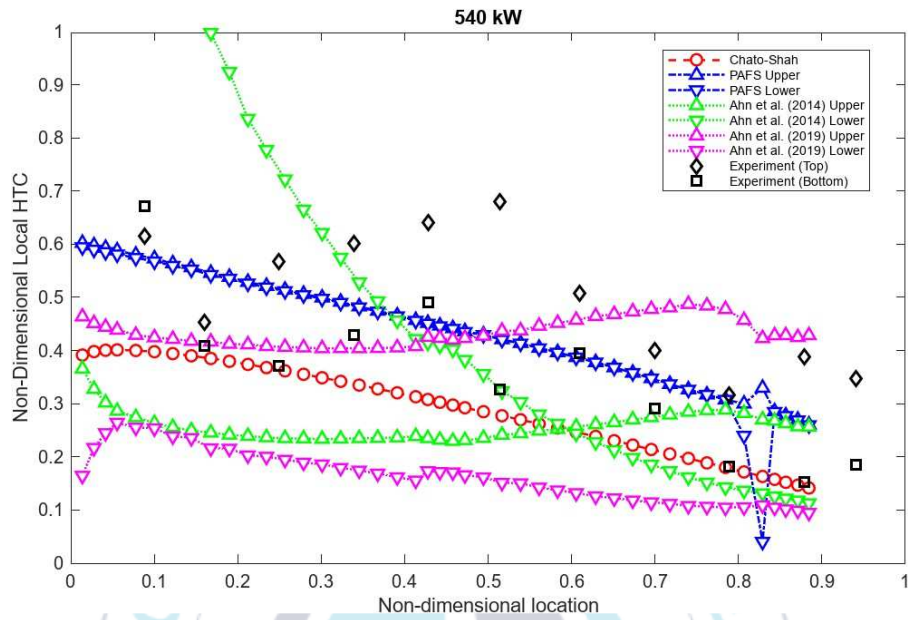


Figure 3.3.9 PASCAL 검증계산 Case 3 (540 kW)의 튜브 상부/하부 국소 열전달계수 예측

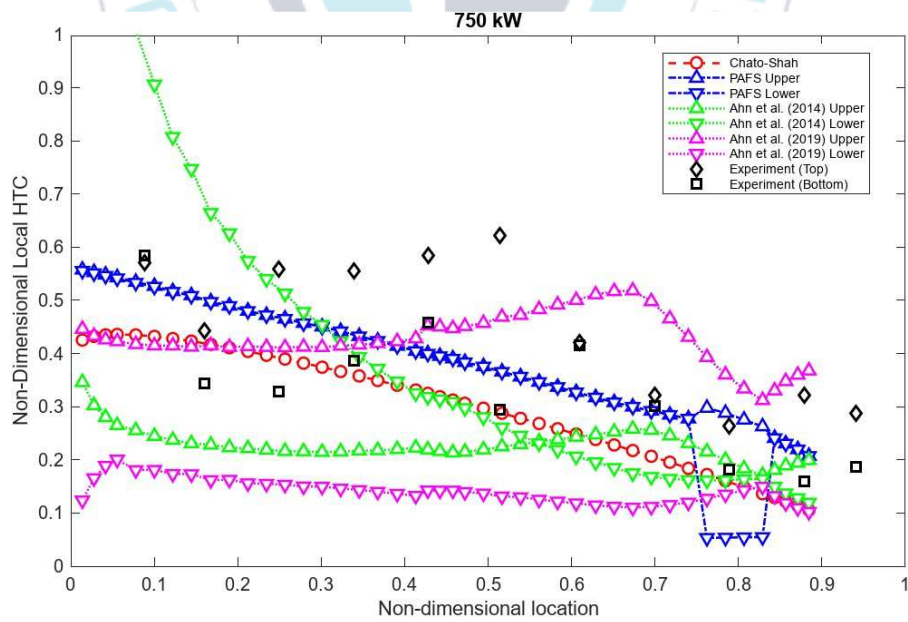


Figure 3.3.10 PASCAL 검증계산 Case 4 (750 kW)의 튜브 상부/하부 국소 열전달계수 예측

계산에 이용된 4가지 모델의 경우 모두 PASCAL 실험의 열교환기 열 제거량을 기준보다 낮게 평가하였다. 기존 PAFS 모델이 약 6%의 표준편차로 열제거량을 가장 잘 예측하였다. PAFS-Full 모델들은 10% 내외의 표준편차로 예측하였다. Ahn et al. (2019) 모델이 PAFS 모델보다 국소 열전달계수의 경향을 잘 예측함에도 불구하고 열 제거량은 잘 예측하지 못하였는데, 이는 수평관 응축열전달의 초반부의 상부/하부 국소 열전달계수를 하향예측하기 때문으로 판단된다. Chato-Shah 상관식의 결과는 20% 내외의 표준편차로 실험 데이터의 열 제거량과 대비해 하향 예측하였으며, 고압/고유량 조건의 실험에서 Chato-Shah 상관식의 결과는 보수성을 띄는 것으로 판단된다.

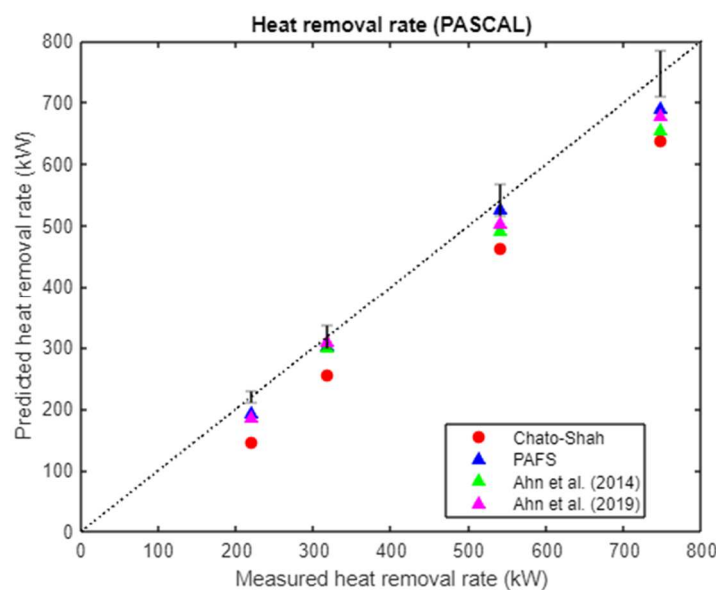


Figure 3.3.11 PASCAL 검증계산의 열 제거량 비교

Figure 3.3.12은 PICON 검증계산에서 PAFS 모델이 성층류로 판단한 구간에 대하여 각 모델이 예측한 국소 열전달계수를 실험에서 측정된 값과 비교한 결과를 나타내었다. Table 3.3.1은 PAFS 모델이 성층류로 판단한 구간에 대하여 각 모델별 국소 열전달계수 예측 능력을 절대 평균 편차로 정량화한 결과를 나타내었다. 해당 구간은 앞선 PICON 검증계산에서 비교한 비와 같이 SPACE 코드 내 유동양식 서브루틴에서 성층류로 판단한 구간과 동일하다. PASCAL 실험의 경우 상부 국소 열전달계수에 대하여 PAFS 모델은 7.20%의 절대 평균 편차로 예측하였다. 반면 Ahn et al. (2019) 모델은 28.47%로 상부 국소 열전달계수에 대해 상대적으로 큰 편차를 보였으나, 하부 국소 열전달계수에 대해 PAFS 모델은 70.13%, Ahn et al. (2019) 모델은 22.94%로 Ahn et al. (2019) 모델이 하부 국소 열전달계수를 더욱 정확히 예측하였다.

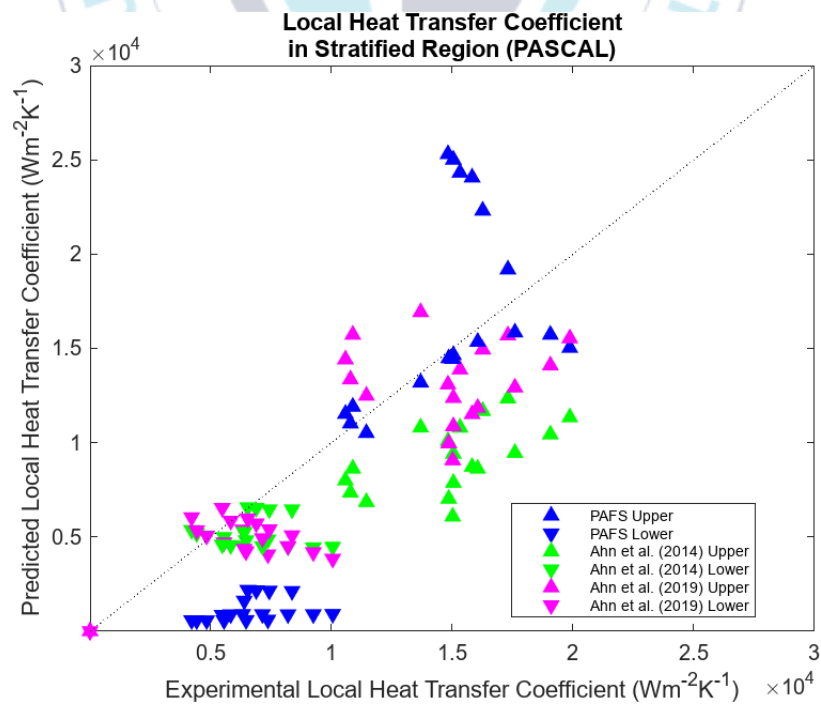
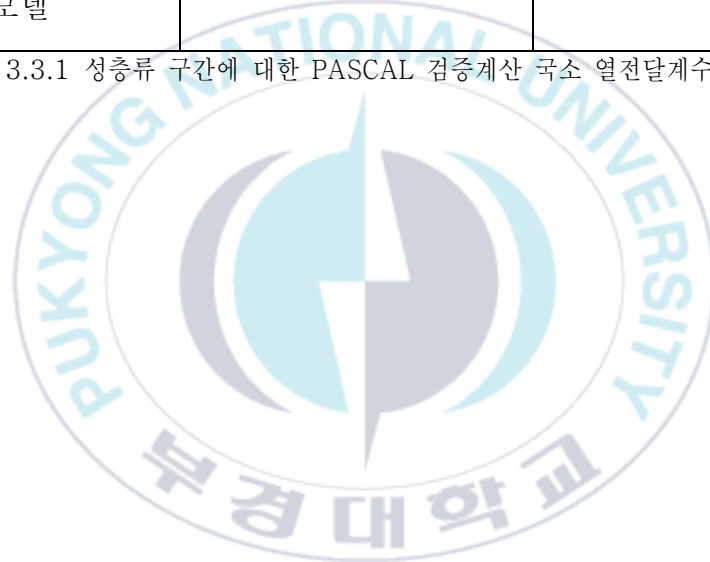


Figure 3.3.12 성층류 구간에 대한 각 모델별 PASCAL 검증계산 국소 열전달계수 비교

	상부 국소 열전달계수 $ \epsilon $ (%)	하부 국소 열전달계수 $ \epsilon $ (%)
PAFS 모델	7.20	70.13
Ahn et al. (2014) 모델	29.28	10.35
Ahn et al. (2019) 모델	28.47	22.94

Table 3.3.1 성층류 구간에 대한 PASCAL 검증계산 국소 열전달계수 예측 능력



4 결 론

본 연구에서는 선행연구에서 개발된 PAFS 모델을 기반으로 하여 두 가지의 확장된 모델을 SPACE 코드에 도입하여 열전달계수 예측 능력을 증진시키고자 하였다. 추가된 두 모델의 평가를 위하여 상대적 저유량/저압 조건의 수평관 내 응축이 일어나는 경우로 Purdue-PCCS, PICON 실험을 선정하고, 상대적 고유량/고압 조건으로는 PASCAL 실험을 선정하여 검증 계산을 수행하였다.

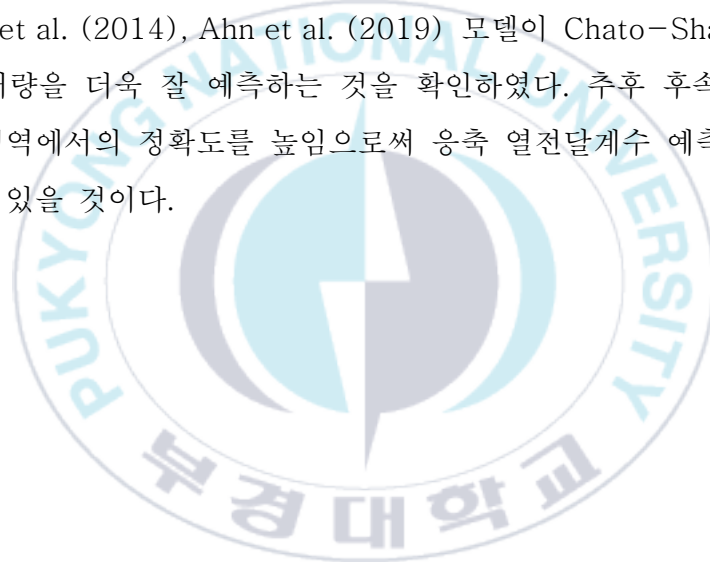
Purdue-PCCS 실험에서는 모든 모델이 실험에서 측정된 열교환기의 열 제거량을 10% 내외로 잘 예측하였으며, 그 중 Chato-Shah 상관식은 8% 내외로 가장 잘 예측하였다.

PICON 실험의 경우 Purdue-PCCS 실험과 실험범위가 일부 유사하다. PICON 실험의 열 제거량에서는 Chato-Shah 상관식이 가장 잘 예측하였으며, 각 모델의 예측 정확도는 Purdue-PCCS 실험과 동일한 경향으로 나타났다.

Purdue-PCCS, PICON 실험에 해당하는 저유량/저압 조건 관의 상부-하부 열전달계수를 각각 비교하였다. 기존 PAFS 모델과 Ahn et al. (2014) 모델의 계산 결과는 실제로 측정된 관의 상부/하부 국소 열전달계수에서 크게 벗어나는 경향을 보였으나, Ahn et al. (2019) 모델은 상부/하부 국소 열전달계수를 실험값과 유사하게 예측하는 것을 확인하였다. 응축 열전달 진행 중 Ahn et al. (2014) 모델과 Ahn et al. (2019) 모델은 기존 PAFS 모델이 환상류로 예측하던 구간을 일부 성층-파형류로 예측함으로써 상/하부 열전달계수의 분배 비율이 감소한다. 기존 PAFS 모델과 동일한 상관식을 사용하는 Ahn et al. (2014) 모델의 계산결과는 기존 PAFS 모델의 결과보다 열전달계수와 열교환기의 열 제거량을 필연적으로 낮게 예측하며, 계산 결과에서 이를 확인하였다. 상부/하부 국소 열전달계수의 경우

PAFS 모델은 성층류 구간에서 상부/하부 열전달계수를 잘 예측하지 못하였으나, Ahn et al. (2019) 모델은 상대적으로 실험 결과와 유사한 경향을 보임을 확인하였다.

PASCAL 실험에서는 기존 PAFS 모델이 Chato-Shah 상관식보다 열전달계수를 더욱 잘 예측하는 것을 확인하였으며, 이는 선행연구 [12]에서 보고된 것과 일치한다. 고유량/고압 조건에서는 Chato-Shah 상관식을 포함한 모든 모델이 열 제거량을 하향 예측하였으며, 기존 PAFS 모델이 열 제거량을 가장 잘 예측하였다. 고유량/고압 조건에서는 기존 PAFS 모델과 Ahn et al. (2014), Ahn et al. (2019) 모델이 Chato-Shah 상관식보다 열 제거량을 더욱 잘 예측하는 것을 확인하였다. 추후 후속 연구를 통해 특정 영역에서의 정확도를 높임으로써 응축 열전달계수 예측 능력을 증진시킬 수 있을 것이다.



5 참고 문헌

- [1] “일체형원자로(SMART) 기본설계 보고서,” 한국원자력연구원, 2002.
- [2] “SPACE 3.22 매뉴얼 Volume 2, 사용자 매뉴얼,” 한국수력원자력, 2021.
- [3] S.J.Ha, “Development of the SPACE code for nuclear power plants,” 2011.
- [4] K.Y.Choi, “Development of Wall-to-Fluid Heat Transfer Package for the SPACE Code,” Korea Nuclear Society, 2008.
- [5] W.Nusselt, “The surface condensation of water vapour,” *Zeitschrift Des Vereines Deutscher Ingenieure* 60, pp. 541–546, 1916.
- [6] J. Chato, “Laminar condensation inside horizontal and inclined tubes,” Massachusetts Institute of Technology, 1960.
- [7] M. M. Shah, “A general correlation for heat transfer during film condensation inside pipes,” *International Journal of heat and mass transfer* 22.4, 547–556, 1979.
- [8] H. F. a. J. A. M. Rosson, “Point values of condensing film coefficients inside a horizontal tube,” *In Chemical Engineering Progress Symposium Series*, 제 61, 번호: 59, pp. 190–199, 1965.
- [9] J. C. M.K. Dobson, “Condensation in smooth horizontal tubes,” *J. Heat Transf.*, 제 120, 번호: 1, p. 193–213, 1998.

- [10] T.-H. B.-J. Y. J.-J. J. K.-H. K. Y.-S. P. J. C. a. D.-W. J. Ahn, “Development of a new condensation model for the nearly-horizontal heat exchanger tube under the steam flowing conditions,” *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 제 79, pp. 876-884, 2014.
- [11] L.-Y. K. B.-J. Kim Mu-hwan, %1 *Two-Phase Flow Heat Transfer*, ISBN : 200134500103, 1993, pp. 509-513.
- [12] B.-U. S. K. Y.-S. P. K.-H. K. T.-H. A. a. B.-J. Y. Bae, “Evaluation of mechanistic wall condensation models for horizontal heat exchanger in PAFS (Passive Auxiliary Feedwater System),” *Annals of Nuclear Energy*, 제 107, pp. 53-67, 2017.
- [13] L. B. F.W. Dittus, “Heat transfer in automobile radiators of the tubular type,” *Int. Commun. Heat Mass Transfer*, pp. 3-22, 1985.
- [14] K. a. M. I. Mishima, “Theoretical prediction of onset of horizontal slug flow,” pp. 441-445, 1980.
- [15] D. Biberg, “Liquid wall friction in two-phase turbulent gas laminar liquid stratified pipe flow,” *The Canadian Journal of Chemical Engineering*, 제 77, 번호: 6, pp. 1073-1082, 199.
- [16] P. H. J. F. J. Hart, “Correlations predicting frictional pressure drop and liquid holdup during horizontal gas-liquid pipe flow with a small liquid holdup,” *International Journal of Multiphase Flow*, 제 15, 번호: 6, pp. 947-964, 1989.
- [17] P. R. H. Blasius, “Das Aehnlichkeitsgesetz bei Reibungsvorgangen in,” 1913.

- [18] T. J. K. B. B. J. J. J. a. B. Y. Ahn, “Steam condensation in horizontal and inclined tubes under stratified flow conditions,” *International Journal of Heat and Mass Transfer*, 제 141, pp. 71–87, 2019.
- [19] T. Ahn, “Experiment and Modeling on In-Tube Condensation Heat Transfer with the Presence of Non-condensable Gas in a Nearly-Horizontal Tube,” School of Mechanical Engineering, Pusan National University, Pusan, 2018.
- [20] A. E. a. Y. T. Dukler, “Flow pattern transitions in gas-liquid systems: measurement and modeling,” *Multiphase science and technology*, 제 2, 번호: 1–4, 1986.
- [21] T. Wu, “Horizontal in-tube condensation in the presence of a noncondensable gas,” PhD diss., Purdue University, 2005.
- [22] 한국원자력연구원, “PASCAL을 이용한 피동보조급수계통 응축 열교환기 냉각 성능 검증 실험에 대한 분석보고서,” 한국원자력연구원.
- [23] B.-U. B. Y.-J. C. Y.-S. P. K.-H. K. B.-J. Y. Seok Kim, “An experimental study on the validation of cooling capacity for the Passive Auxiliary Feedwater System (PAFS) condensation heat exchanger,” %1 *Nuclear Engineering and Design*, 2013.