



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

열수력 기기해석 코드 CUPID를
이용한 저압 미포화비등 해석

濟州大學校 大學院

에너지공학

李 巴 羅

2015 年 8 月

열수력 기기해석코드 CUPID를 이용한 저압 미포화비등 해석
李 巴 呂 二 〇 一 五

碩士學位論文

열수력 기기해석 코드 CUPID를
이용한 저압 미포화비등 해석

濟州大學校 大學院

에너지공학부

李 巴 羅

2015 年 8 月

열수력 기기해석 코드 CUPID를 이용한 저압 미포화비등 해석

指導教授 李 演 鍵

李 바 로

이 論文을 工學 碩士學位 論文으로 提出함

2015 年 6 月

李바로의 工學 碩士學位 論文을 認准함

審査委員長 _____ 金 南 鎭



委 員 _____ 李 演 鍵



委 員 _____ 崔 秀 錫



濟州大學校 大學院

2015 年 6 月


Numerical study of low-pressure subcooled
boiling phenomena using a component analysis
code, CUPID

Ba-Ro Lee
(Supervised by professor Yeon-Gun Lee)

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

June 2015

This thesis has been examined and approved.


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


.....
Nam-Jin Kim, Prof. of Nuclear and Energy Engineering


.....
Sooseok Choi, Prof. of Nuclear and Energy Engineering

Date 2015. 6.

Department of Nuclear & Energy Engineering

GRADUATE SCHOOL

JEJU NATIONAL UNIVERSITY

목 차

LIST OF FIGURES	iii
LIST OF TABLES	v
SUMMARY	vi
I. 서론	1
II. CUPID 코드	4
III. 미포화비등 모델	7
1. MARS-KS 코드 모델	7
2. CFX-12.1, CUPID 코드 모델	8
1) 열분배모델 내 부모모델	11
2) CFX-12.1 코드의 열분배모델 내 부모모델	15
3) CUPID 코드의 열분배모델 내 부모모델	16
IV. 미포화비등 실험 해석	18
1. 고압 미포화비등 실험	18
1) Christensen 실험	18
2) Bartolomey 실험	23
2. 저압 미포화비등 실험	27
3) Zeitoun 실험	27
4) SUBO 실험	32
3. 저압 미포화비등 조건의 CUPID 코드 열분배모델 내 부모모델 수정	34
1) Zeitoun 실험 재해석	37
2) SUBO 실험 재해석	39
V. CUPID 코드를 이용한 제주대 미포화비등 장치 예비 해석	43

1. 실험장치	43
2. CUPID 예비 해석	45
VI. 결론	47
REFERENCE	49
APPENDIX A. 미포화비등 해석을 위한 mesh 최적화	53
감사의 글	

LIST OF FIGURES

[Fig. 1] Subcooled boiling phenomena	2
[Fig. 2] Scale of MARS, CUPID and CFX-12.1 codes	5
[Fig. 3] Mesh optimization of the cross-section with Christensen geometry	19
[Fig. 4] Mesh optimization of the height with Christensen geometry	20
[Fig. 5] MARS-KS nodalization of Christensen geometry	20
[Fig. 6] Comparison of CUPID and MARS with C_case 1	21
[Fig. 7] Comparison of CUPID and MARS with C_case 2	21
[Fig. 8] Comparison of CUPID and MARS with C_case 3	22
[Fig. 9] Comparison of CUPID and MARS with C_case 4	22
[Fig. 10] MARS-KS nodalization of Bartolomey geometry	24
[Fig. 11] Comparison of CUPID and MARS with B_case 1	25
[Fig. 12] Comparison of CUPID and MARS with B_case 2	25
[Fig. 13] Comparison of CUPID and MARS with B_case 3	26
[Fig. 14] Comparison of CUPID and MARS with B_case 4	26
[Fig. 15] MARS-KS nodalization of Zeitoun geometry	29
[Fig. 16] Comparison of CUPID and MARS with Z_case 1	29
[Fig. 17] Comparison of CUPID and MARS with Z_case 2	30
[Fig. 18] Comparison of CUPID and MARS with Z_case 3	30
[Fig. 19] Comparison of CUPID and MARS with Z_case 4	31
[Fig. 20] Comparison of CUPID and data with S_case 1	33
[Fig. 21] Comparison of CUPID and data with S_case 2	33
[Fig. 22] Sensitivity analysis result with Z_case 1	36
[Fig. 23] Comparison of default CUPID and modified CUPID with Z_case 1	37
[Fig. 24] Comparison of default CUPID and modified CUPID with Z_case 2	37
[Fig. 25] Comparison of default CUPID and modified CUPID with Z_case 3	38
[Fig. 26] Comparison of default CUPID and modified CUPID with Z_case 4	38

[Fig. 27] Comparison of modified CUPID and data with S_case 1	39
[Fig. 28] Comparison of modified CUPID and data with S_case 2	40
[Fig. 29] Test loop of the JNU boiling facility	43
[Fig. 30] Test section of the JNU boiling facility	44
[Fig. 31] Preliminary analysis of J_case 1	45
[Fig. 32] Preliminary analysis of J_case 2	46
[Fig. 33] Mesh optimization of the cross-section with Bartolomey	53
[Fig. 34] Mesh optimization of the height with Bartolomey	53
[Fig. 35] Mesh optimization of the cross-section with Zeitoun	54
[Fig. 36] Mesh optimization of the height with Zeitoun	54
[Fig. 37] Mesh optimization of the height with SUBO	55

LIST OF TABLES

<Table 1> Previous experiments of subcooled boiling	3
<Table 2> Scale of MARS, CUPID and CFX-12.1 codes	5
<Table 3> The correlation models of nucleation site density	11
<Table 4> The correlation models of bubble departure frequency	13
<Table 5> The correlation models of bubble departure diameter	14
<Table 6> Submodels of CFX-12.1 code	16
<Table 7> Submodels of CUPID code	16
<Table 8> Test conditions of Christensen experiments selected for CUPID and MARS code analysis	18
<Table 9> Test conditions of Bartolomey experiments selected for CUPID and MARS code analysis	24
<Table 10> Test conditions of Zeitoun experiments selected for CUPID and MARS code analysis	28
<Table 11> Test conditions of SUBO experiments selected for CUPID and MARS code analysis	32
<Table 12> Submodels for sensitivity analysis	35
<Table 13> Conditions of submodel selected for sensitivity analysis	35
<Table 14> Comparison of minimum and maximum errors with sensitivity analysis	36
<Table 15> Preliminary analysis conditions of JNU boiling facility	45

SUMMARY

Subcooled boiling is an important phenomenon for the design, operation and safety analysis of nuclear power plant. However, the existing safety analysis codes have some weaknesses in predicting subcooled boiling phenomena at low-pressure conditions since they incorporate the wall boiling model developed at high-pressure conditions. Thus, it is required to improve the predictive capability of thermal-hydraulic analysis codes on subcooled boiling phenomenon at low-pressure conditions. In this study, a couple of subcooled boiling experiments at high- and low-pressure conditions are analyzed using a three-dimensional thermal-hydraulic component code, CUPID. The CUPID code was applied to the experiment of Christensen and Bartolomey performed at high-pressure conditions, and it was shown that the CUPID code can provide a reliable prediction on the propagation of the void fraction. However, the simulation results of CUPID showed considerable discrepancies from the experimental data of Zeitoun and SUBO test obtained at near-atmospheric pressure when the default wall boiling models were used. The sensitivity analysis of submodels in the heat partitioning model was performed to evaluate the parametric effect of major factors on the void fraction distribution and to find the optimized sets of submodels for low pressure conditions. Then, the modified models of the CUPID codes are applied to perform the preliminary analysis of the JNU subcooled boiling facility.

I. 서 론

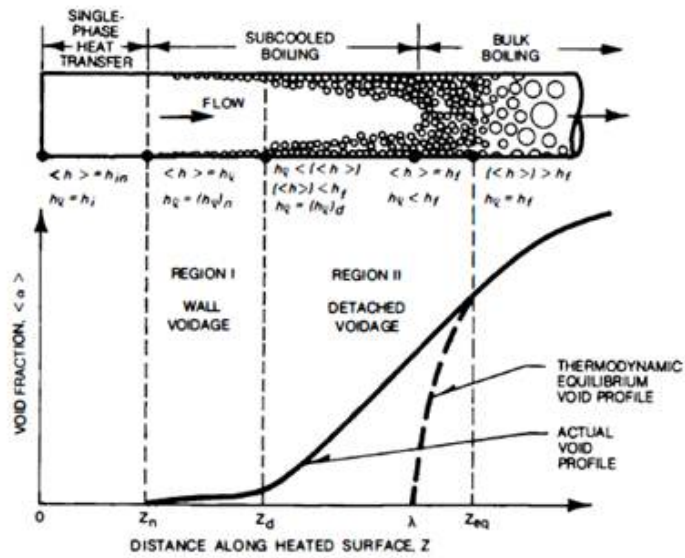
미포화비등(Subcooled boiling)은 임계온도보다 낮은 유체가 유체의 임계온도보다 높은 온도를 가진 열 표면 근처에서 발생하는 유체의 기화현상을 의미한다. 미포화비등장의 열전달 현상은 산업 보일러 및 열교환기, 원자로 등 여러 산업 분야에서 나타난다. 원자력 측면에서 미포화비등 현상은 원자로의 설계 및 안전해석 관점에서 중요한 현상 중의 하나로 알려져 있다. 최근 경수로 노심에서 발생하는 미포화비등으로 인해 핵연료 표면에서 붕소가 침전되는 현상이 보고되었으며, APR1400 원자로에서 대형 냉각재 상실사고 발생시 재관수 유량이 감소하면서 강수부 내에서 미포화비등이 발생하는 것으로 해석되었다.

비등 현상으로 발생한 기포의 거동은 시스템의 열전달 특성 및 압력강하 등에 영향을 미치므로, 미포화비등 현상을 관찰하기 위해 여러 실험이 진행되어왔다. 각 실험에 대한 기하학적 구조 및 실험 조건 등은 표 1을 참고한다. Christensen의 실험은 사각 채널 내 고압 조건에서의 단면평균 기포율을 측정하는 실험을 진행하였으며, Bartolomey의 실험은 원형 채널 내 수직 원형관 내의 단면평균 기포율을 측정하였다. Zeitoun의 실험에서는 저유량, 저압 조건에서 수직 상향 유동에 대해 IAC와 단면평균 기포율이 측정되었다. 최근 국내에서 벤치마크 문제로 활용되고 있는 SUBO 실험은 수직 환형관을 이용하여 고유량, 고열속 조건에서 IAC와 기포율 등이 측정되었다[1~7].

그러나 미포화비등 현상을 해석하는 기존의 안전해석코드들은 고압의 조건에서 개발된 모델을 사용하고 있기 때문에 저압 조건에서 IAC 및 기포율 등의 예측이 부정확하다는 연구 결과들이 보고되고 있다[8]. 따라서 연구용, 방사선 동위원소 생산, 지역난방 등에 응용될 수 있는 소형동력로가 실제 운전되는 저압에서의 미포화비등장의 예측 능력 향상이 요구된다. 이러한 저압에서의 미포화비등장의 예측 능력 향상은 저압에서 운전되는 원자로의 설계 및 안전해석에 유용하게 적용 가능하다.

따라서 본 연구에서는 한국원자력연구소(KAERI)에서 개발한 기기해석코드인 CUPID를 이용하여 고압 조건의 미포화비등을 해석하여 코드 검증을 하고, 이를 계

통해석코드인 MARS-KS 코드와 비교한다. 또한, 저압 조건의 미포화비등을 해석하고, 열분배모델 내 부모델 수정을 통해 저압 조건에서의 기포율 예측 능력 향상을 목적으로 한다. 그리고 이를 토대로 제주대학교 원자력과학기술연구소 내 구축한 미포화비등 장치를 예비 해석하였다.



[Fig. 1] Subcooled boiling phenomena

<Table 1> Previous experiments of subcooled boiling

Publications	Geometry (mm)	Height (mm)	Fluid	Pressure (bar)	Heat flux (kW/m²)	Subcooling (K)
Christensen (1961)	Rectangle 11.1 X 44.4	1270	Water	27.6 - 68.9	212.8 - 496.6	2.9 - 14.4
Bartolomey (1967)	Circle D: 24	2000	Water	15 - 108.1	380 - 1130	22.6 - 91.4
Zeitoun and Shoukri (1997)	Annulus D _i : 12.7, D _o : 25.4	306	Water	1.1 - 1.68	210.0 - 603.2	13.1 - 23.5
Thorncroft et al. (1998)	Rectangle 12.7 X 12.5	300	FC-87	1.01	1.3 - 14.6	1.0 - 5.0
Basu et al. (2002)	Rectangle 31.8 X 51.4	305	Water	1.013	2.5 - 96.3	6.6 - 52.5
Situ et al. (2004)	Annulus D _i : 19.1, D _o : 38.1	2670	Water	1.03	54 - 206	1.5 - 20
Yun et al. (2010)	Annulus D _i : 9.98, D _o : 35.5	3087	Water	1.551 - 1.621	373.6 - 565.7	17.2 - 29.6

II. CUPID 코드

지난 40여 년간 개발 및 활용해온 계통해석코드(RELAP5, MARS-KS, TRACE 등)는 원전 안정성 평가(성능/과도/사고해석 등)에 신뢰성 있는 자료를 제공하였다. 하지만 최근 안전현안들이 열수력학적으로 복잡한 다차원 현상을 보여, 기존 1-D 기반 계통해석코드의 해석능력의 한계를 인식하고 예측능력 향상을 요구하였다.

또한, 원자력 열수력은 높은 압력(0.1 ~ 20 MPa), 비등 및 응축에 의한 즉각적인 상변화, 2상 유동의 과도현상 등의 특징이 있다. 하지만 기존의 다차원 상용 CFD 코드들은 급격한 상변화를 갖는 2상 유동을 예측하는데 어려움을 겪고 있으며, 타 계통코드와의 연계도 미비하다는 단점을 가지고 있다.

이러한 1-D 기반 계통해석코드와 다차원 상용 CFD 코드의 한계를 보완하기 위해 2007년부터 한국원자력연구소(KAERI)에서 기기해석코드인 CUPID 코드를 개발하여 왔다. 기본적으로 CUPID 코드는 다차원 2유체 3유동장(Two-fluid Three-field) 보존방정식을 채택하고 있다. 여기서 3유동장이란 연속 액상, 액적, 수증기를 말한다. 2상 유동의 3유동장 형식은 2상 유동의 국소 순간 방정식을 시간 평균한 2유체 단일 압력 모델의 직접적인 확장 형태이다[9]. 각 상에 대해서 질량, 에너지, 운동량 방정식을 각각 세운 뒤에 각 방정식들을 질량, 에너지, 운동량 전달 모델을 이용하여 연결하였다. k-상에 대한 연속, 운동량, 에너지 방정식은 다음과 같다.

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_k \rho_k) + \nabla \cdot (\alpha_k \rho_k U_k) = \Gamma_k \quad (1)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\alpha_k \rho_k U_k) + \nabla \cdot (\alpha_k \rho_k U_k U_k) = & -\alpha_k \nabla P + \nabla \cdot [\alpha_k (\tau_k + \tau_k^T)] + \alpha_k \rho_k g \\ & + P \nabla \alpha_k + M_k^{mass} + M_k^{drag} + M_k^{VM} + M_k^{non-drag} \end{aligned} \quad (2)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}[\alpha_k \rho_k e_k] + \nabla \cdot (\alpha_k \rho_k e_k U_k) = & -\nabla \cdot (\alpha_k q_k) + \nabla \alpha_k \tau_k : \nabla U_k \\ & - P \frac{\partial}{\partial t} \alpha_k - P \nabla \cdot (\alpha_k U_k) + I_k + Q''_k \end{aligned} \quad (3)$$

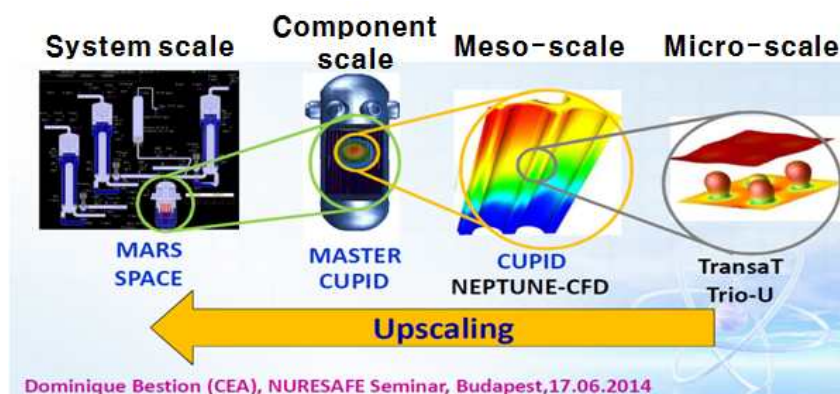
여기서 α_k , ρ_k , U_k , P_k , Γ_k , I_k 는 k-상에 대한 부피분율, 밀도, 속도, 압력, 계면질량 전달항, 계면에너지전달항을 의미한다. 그리고 M_k 는 계면 견인력, 가상 질량력, 계면 질량 전달, 비견인력으로 인한 계면운동량전달항을 의미한다.

수치 해법은 반 내재적 방법(Semi-Implicit Scheme)에 기초하고 있으며, 적용 대상에 따라 4 가지의 계산 알고리즘(ICE, SMAC, 2단계 예측-수정법, 에너지 비연계 방법)을 제공함으로써 적용문제에 최적의 계산 방법을 선택할 수 있다. 계산 격자는 비정렬격자를 적용하여 원자로 내부의 복잡한 기하학적 형상에 대한 해석이 가능하다. 비정렬격자 방법을 사용하기 때문에 압력, 속도, 부피 분율, 에너지 등의 모든 변수들을 격자의 중앙에서 정의하였다[10].

기본적으로 기존의 계통해석코드인 MARS-kS와 상용 CFD 코드, 기기해석코드인 CUPID는 해석 스케일에서 차이를 보인다. 각각의 코드들의 스케일은 표 2와 그림 2를 참고한다.

<Table 2> Scale of MARS, CUPID and CFX-12.1 codes

Code	MARS-KS	CUPID	CFX-12.1
Scale (m)	System ($\sim 10^0$)	Component ($\sim 10^{-1}$)	CFD ($< 10^{-2}$)



[Fig. 2] Scale of MARS, CUPID and CFX-12.1 codes

표와 그림에서 보듯이 해석 스케일이 작다는 것은 국부적인 해석이 가능하다는

것을 보여주고 있다. 하지만 작은 해석 스케일의 계산을 수행하기 위해서는 상당히 높은 컴퓨터 하드웨어를 요구한다. 이러한 점에서 각기 다른 스케일 계산 간의 상호 피드백을 통한 다중 척도 계산법이 제시되고 있다[11]. 이에 CUPID 코드는 상용 CFD 코드보다는 다른 스케일을 지니고 있는 코드 간 연계에도 유용하다는 장점이 있다.

Ⅲ. 미포화비등 모델

비등 현상으로 인해 채널 내부에 기포의 발생 및 거동을 해석하기 위해 안전해석 코드들은 다음과 같은 모델들을 사용한다.

1. MARS-KS 코드 모델

MARS-KS 코드는 일차원 계통 분석 코드인 RELAP5/MOD3와 다차원 원자로 용기의 열수력 분석 코드인 COBRA-TF를 통합하여 하나의 분석 체계를 구축한 코드이다. 따라서 MARS-KS 코드 내에서 RELAP5/MOD3는 일차원 모듈로 작용하며, COBRA-TF는 삼차원 모듈로 작용한다.

MARS-KS 코드 내 비등 해석 모델에서 기포의 생성은 에너지교환(Γ_{ig})에 의해 생기는 과정과 벽에서의 열전달 효과(Γ_w)로 인해 기포가 생기는 과정으로 구분한다 [12].

$$\Gamma_g = \Gamma_{ig} + \Gamma_w \quad (4)$$

$$\Gamma_{ig} = - \frac{H_{ig}(T_{sat} - T_g) + H_{il}(T_{sat} - T_l)}{h_g - h_l}$$

MARS-KS 코드는 한 cell 내에 하나의 액체 온도만을 가지고 있고 벽면 경계층에서의 열적 구배를 고려하지 않기 때문에, 특정한 계산을 위해선 이를 정확히 예측하기 위한 추가적인 모델을 필요로 한다. Net vapor generation에 필요한 조건을 Saha-Zuber method를 이용하여 계산한 후, Lahey의 방법을 적용하여 총 heat flux 중 액상으로 직접 전달되는 heat flux를 Γ_w 로 정의하며, 단위 체적당 벽으로부터의 기포 생성 비율은 식 5와 같이 표현된다.

$$\Gamma_W = \frac{\dot{q}'' A_W}{V(h_g - h_l)} Mul \quad (5)$$

$$Mul = \frac{h_l - h_{cr}}{(h_{l.sat} - h_{cr})(1 + \epsilon)}$$

$$\epsilon = \frac{\rho_l (h_{l.sat} - h_{cr})}{\rho_g h_{lg}}$$

여기서 Mul 은 multiplier로서 fraction of wall heat to liquid을 나타내며, h_{cr} 는 Saha-Zuber 상관식으로 계산된 critical enthalpy를 나타낸다. 이 때 액상의 온도가 포화 온도에 근접했을 때는 액상에 전달되는 Γ_W 의 에너지는 액상을 기화시키는 효과를 나타내기 때문에 기포율 측정에서 중요한 모델이다.

2. CFX-12.1, CUPID 코드 모델

다차원 코드인 CFX와 CUPID 코드 내 비등 해석 모델은 열분배모델(heat partitioning model)을 사용하였다. 비등을 발생시키기 위해 열원인 벽면에서 나오는 총 heat flux를 식 3과 같다고 정의하였으며, 크게 3 가지의 요소로 구분 지을 수 있다.

$$\dot{q}''_W = \dot{q}''_c + \dot{q}''_e + \dot{q}''_q \quad (6)$$

여기서,

- \dot{q}''_c 는 convection heat flux라 불리며, 단상의 유체가 기포로 상변화를 위해 받는 열속을 의미한다.
- \dot{q}''_e 는 evaporation heat flux라 불리며, 이는 상변화된 기포가 떨어져 나가기 전 까지 받는 열속을 의미한다.

- q''_q 는 quenching heat flux라 불리며, 상변화된 기포가 떨어져 나가고 그 자리에 단상의 유체가 흘러들어와 받는 열속을 의미한다.

또한, 열원인 벽면은 다음 식 7과 같이 두 부분으로 구분된다.

$$A_{bub} + A_{1\phi} = 1 \quad (7)$$

A_{bub} 은 벽면에서 기포 발생의 영향을 미치는 면적을 이야기하며, $A_{1\phi}$ 는 단상의 convection이 발생하는 면적을 이야기한다. 두 면적은 무차원의 형식을 나타내며, 합은 1이다. 이 중 A_{bub} 은 식 8에 의해 정의된다.

$$A_{bub} = \min \left[1, N'' K \left(\frac{\pi d_{Bl}^2}{4} \right) \right] \quad (8)$$

여기서 N'' 은 핵생성위치밀도(nucleation site density)를 나타내고, d_{Bl} 는 기포이탈직경(bubble departure diameter)을 의미한다. 이 두 가지의 변수를 제외하면, K 변수의 값은 결국 A_{bub} 크기를 결정짓는다. 일반적으로 K 값은 4를 사용한다[13]. 하지만 Kenning and Victor[14]는 이 값이 2와 5 사이에 있다는 최대 및 최소 범위를 제안하였으며, Judd and Hwang[15]은 앞선 두 값보다 낮은 값($K = 1.8$)으로 제안하였다. 이는 Judd and Hwang의 실험 데이터를 기반으로 제안하였다. 또한, Tu and Yeoh[8]는 Kenning and Victor 상관식에 무차원수인 Jacob number를 넣어서 제안하였다. 본 연구에서는 일반적으로 사용하는 $K = 4$ 로 고정하여 진행하였다.

① Convection heat flux

단상의 유체가 기포로 상변화되기 전까지 받는 heat flux를 의미하는 convection heat flux를 구하는 식은 식 9와 같다[16].

$$q''_c = St \rho_l C_{Pl} U_l (T_w - T_l)(1 - A_{bub}) \quad (9)$$

St 는 Stanton number를 의미하며, $St = \frac{h_l}{C_{Pl} \mu_l \rho_l} = \frac{Nu}{Re Pr}$ 로 표기한다. 이는 유체의 열용량과 유체에 전달되는 열 비율을 측정하는 무차원 수이다. 유체의 물성치 및 온도 등을 제외한다면 convection heat flux는 A_{bub} 에 의존함을 알 수 있다.

② Evaporation heat flux

유체가 지속적인 heat flux를 받아 상변화 후, 상변화된 기포가 열원인 벽면에서 떨어져 나가기 전까지 받는 heat flux를 의미하는 evaporation heat flux를 구하는 식은 식 10과 같다[17].

$$q''_e = N'' f \left(\frac{\pi}{6} d_{Bl}^3 \right) \rho_g h_{fg} \quad (10)$$

여기서 h_{fg} 은 잠열을 나타내며, f 는 기포이탈빈도수이다. 식 5를 보면 evaporation heat flux를 정확히 예측하기 위해서는 3가지의 중요한 변수가 있음을 확인할 수 있다. 핵생성위치밀도인 N'' 와 기포이탈직경인 d_{Bl} , 그리고 기포이탈빈도수(bubble departure frequency)인 f 이다.

③ Quenching heat flux

상변화된 기포가 이탈한 뒤 그 자리에 단상의 유체가 흘러들어와 받는 heat flux를 의미하는 quenching heat flux를 구하는 식은 식 11과 같다[18].

$$q''_q = \left(\frac{2}{\sqrt{\pi}} \sqrt{k_l \rho_l C_{Pl}} \sqrt{f} \right) A_{bub} (T_w - T_l) \quad (11)$$

여기서도 quenching heat flux를 정확히 예측하기 위해서는 무차원수인 A_{bub} 와 기포

이탈빈도수인 f 의 정확도가 중요하다.

1) 열분배모델 내 부모모델

다차원 안전해석코드에서는 위에서 언급한 세 가지의 heat flux 정확도를 위해서 핵생성위치밀도인 N'' , 기포이탈빈도수인 f , 기포이탈직경인 d_{Bl} . 이 3가지 중요 변수 값을 결정하는 것이 중요하다. 이에 많은 연구자들은 변수 값들의 정확도를 위해 각각의 상관식으로 제안하였다.

① 핵생성위치밀도 N''

Cole[19]은 가장 기본적으로 사용되는 모델이며, Lemmert and Chwala[20]는 Cole의 모델에서 상수만 변경하여 제시하였다. Kocamustafaogullari and Ishii[21]는 수조비등에서의 실험을 바탕으로 핵생성위치밀도 모델을 제안하였다. 이들이 제안한 모델에는 Fritz[22]의 기포이탈직경이 포함되어 있으며, 실험 데이터를 기반으로 열원인 표면 조건 및 유체의 열적 물성치에 의존함을 보인다. 또한, Basu et al.[5]은 평판형의 표면에서 각도를 달리하여 모델을 제안하였으며, $(T_w - T_{sat})$ 의 범위에 따라 핵생성밀도를 2 가지로 제안하였다. Hibiki and Ishii[23]는 수조비등 및 강제대류비등에 적용 가능하도록 모델을 제안하였다. 각 해당 상관식은 표 3에 나타낸다.

<Table 3> The correlation models of nucleation site density

Author	Correlation model
Cole(1960)	$N'' = [185(T_w - T_{sat})]^{1.805}$
Lemmert and Chwala(1977)	$N'' = [210(T_w - T_{sat})]^{1.805}$

<Table 3> Continue

Author	Correlation model
	$N'' = D_m^2 / n^*$
Kocamustafaogullari and Ishii(1983)	$n^* = F(\rho^*) R_c^{*-4.4}$ $R_c^* = R_c / (D_m / 2)$ $\rho^* = \frac{\Delta\rho}{\rho_g}$ $F(\rho^*) = 2.157 \times 10^{-7} \rho^{*-3.2} (1 + 0.0049 \rho^*)^{4.13}$ $R_c = \frac{2\sigma T_{sat}}{\rho_g h_{fg} (T_w - T_{sat})}$ $D_m = 0.0012 \rho^{*0.9} D_{Bd.F}$ $D_{Bd.F} = 0.0208 \theta \sqrt{\frac{\sigma}{g \Delta\rho}} : \text{Fritz의 기포이탈직경}$
Basu et al(2002)	$N'' = 0.34 \times 10^4 (1 - \cos\theta) (T_w - T_{sat})^{2.0},$ $0 \text{ K} < (T_w - T_{sat}) < 15 \text{ K.}$ $N'' = 3.4 \times 10^{-1} (1 - \cos\theta) (T_w - T_{sat})^{5.3},$ $15 \text{ K} \leq (T_w - T_{sat})$
Hibiki and Ishii(2003)	$N'' = \bar{n} \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{\theta^2}{8\psi^2}\right) \right\} \left[\exp\left\{f\left(\rho^+ \frac{\lambda'}{R_c}\right)\right\} - 1 \right]$ $f(\rho^+) = -0.01064 + 0.48246\rho^+ - 0.22712\rho^{+2} + 0.05468\rho^{+3}$ $\rho^+ = \ln\left(\frac{\Delta\rho}{\rho_g}\right)$ <p style="text-align: center;">- \bar{n}: 4.72×10^5 site/m², ψ: 0.722 rad, λ': 2.50×10^{-6} m</p>

θ 는 열원인 표면과 기포의 접촉각을 나타낸다. 핵생성밀도는 음수가 될 수 없으며, 이는 $(T_w - T_{sat}) < 0$ 를 의미한다. 이 조건에서는 비등이 발생하지 않는다.

② 기포이탈빈도수 f

Cole[19]은 일반적으로 사용되고 있는 모델이다. Kurul and Podowski[24]는 Cole의 상관식에서 항력계수를 삽입하여, 항력의 의존도를 높였다. Ivey[25]는 타 상관식과는 다르게 중력과 기포이탈직경에만 의존하는 상관식을 제안하였다. 또한, Stephan[26]은 상관식에 표면장력 항을 삽입하였으며, 기포이탈직경의 의존도를 높인 상관식을 제안하였다. 각 해당 상관식은 표 4에 나타낸다.

<Table 4> The correlation models of bubble departure frequency

Author	Correlation model
Cole(1960)	$f = \sqrt{\frac{4g\Delta\rho}{3d_{Bl}\rho_l}}$
Kurul and Podowski(1990)	$f = \sqrt{\frac{4g\Delta\rho}{3C_D d_{Bl}\rho_l}}$
Ivey(1967)	$f = 0.9\sqrt{\frac{g}{d_{Bl}}}$
Stephan(1992)	$f = \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{g}{2d_{Bl}}} \left[1 + \frac{4\sigma}{d_{Bl}^2 \rho_l g} \right]^{0.5}$

③ 기포이탈직경 d_{Bd}

Fritz[22]는 수조비등 조건에서 실험을 통해 부력과 표면장력의 밸런스 ($\pi d_{Bd}^3 \sigma = \frac{\pi d_{Bd}^3}{3} \Delta \rho g$)를 가지고 상관식을 제안하였다. Cole and Rohsenow[27]는 Jacob number에 의존도를 높여 낮은 압력 조건에서의 상관식을 제안하였다. 이들은 물과 물이 아닌 다른 유체의 기포이탈직경 모델을 달리 제안하였다. Tolubinski[28]는 온도 차에 의한 상관식을 제안하였으며, 간단하여 많은 안전해석코드에서 쓰인다. Kocamustafaogullari[29]는 밀도비에 의존하는 높은 압력 조건에서의 상관식을 제안하였다. Unal[30]의 상관식은 타 상관식에 비해 압력 및 유체의 속도 등을 고려하여 계산이 매우 복잡하지만 넓은 범위 적용이 가능하다. 각 해당 모델은 표 5에 나타낸다.

<Table 5> The correlation models of bubble departure diameter

Author	Correlation model
Fritz(1935)	$d_{Bd} = 0.0208\theta \sqrt{\frac{\sigma}{g\Delta\rho}}$
Cole and Rohsenow(1969)	$d_{Bd} = 1.5 \times 10^{-4} \sqrt{\frac{\sigma}{g\Delta\rho}} Ja^{*5/4} \text{ for water}$ $d_{Bd} = 4.65 \times 10^{-4} \sqrt{\frac{\sigma}{g\Delta\rho}} Ja^{*5/4} \text{ for other liquids}$ $Ja^* = \rho_l C_{pl} T_{sat} / \rho_g h_{fg}$ $Ja = \rho_l C_{pl} \Delta T / \rho_g h_{fg}$ <p>>> Ja^*는 modified jacob number.</p>
Tolubinski(1970)	$d_{Bd} = 0.0006e^{-\frac{(T_{sat} - T_l)}{45}}$

<Table 5> Continue

Author	Correlation model
Unal(1976)	$d_{Bd} = \frac{2.42 \times 10^{-5} P^{0.709} a}{\sqrt{b\Phi}}$ $a = \frac{(q_w - h_l \Delta T)^{1/3} k_l}{2C^{1/3} h_{fg} \sqrt{\pi k_l / \rho_l C_{Pl} \rho_g}} \sqrt{\frac{k_w \rho_w C_{Pw}}{k_l \rho_l C_{Pl}}}$ $C = \frac{h_{fg} \mu_l [C_{Pl} / (0.013 h_{fg} Pr^{1.7})]^3}{(\sigma / \Delta \rho g)^{0.5}}$ $b = \Delta T / 2 (1 - \rho_a / \rho_l)$ $\Phi = \begin{cases} \left(\frac{U_l}{0.61} \right)^{0.47} & \text{for } U_l \geq 0.61 \text{ m/s} \\ 1.0 & \text{for } U_l < 0.61 \text{ m/s} \end{cases}$
Kocamustafaogullari (1983)	$d_{Bd} = 2.64 \times 10^{-5} \sqrt{\frac{\sigma}{g \Delta \rho}} \left(\frac{\Delta \rho}{\rho_g} \right)^{0.9}$

이론적으로 $T_{sat} < T_l$ 조건이 될 수 있다. 하지만 이는 nucleate boiling 구간이 아닌 bulk boiling 구간이며, d_{Bd} 는 매우 커지는 현상이 발생한다.

2) CFX-12.1 코드의 열분배모델 내 부모모델

CFX-12.1 코드는 비등 모델을 해석하기 위해 핵생성위치밀도 N'' 와 기포이탈빈도 수 f , 기포이탈직경 d_{Bd} 에 대해 다음 표 6의 모델을 채택하였다[31].

<Table 6> Submodels of CFX-12.1 code

Parameter	Correlation model
Active nucleate site density, N''	Lemmert and Chwala(1977) $N'' = [210(T_w - T_{sat})]^{1.805}$
Bubble departure frequency, f	Cole(1960) $f = \sqrt{\frac{4g\Delta\rho}{3d_{Bd}\rho_l}}$
Bubble departure diameter, d_{Bd}	Tolubinski(1970) $d_{Bd} = 0.0006e^{-\frac{(T_{sat} - T_l)}{45}}$

3) CUPID 코드의 열분배모델 내 부모모델

기기해석 코드인 CUPID는 벽면 비등 모델을 해석하기 위해 주요 변수인 핵생성 위치밀도 N'' 와 기포이탈빈도수 f , 기포이탈직경 d_{Bd} 에 대해 다음 표 7의 모델을 채택하였다[32].

<Table 7> Submodels of CUPID code

Parameter	Correlation model
Active nucleate site density, N''	Cole(1960) $N'' = [185(T_w - T_{sat})]^{1.805}$
Bubble departure frequency, f	Cole(1960) $f = \sqrt{\frac{4g\Delta\rho}{3d_{Bd}\rho_l}}$

<Table 7> Continue

Parameter	Correlation model
	Cole and Rohsenow(1969)
Bubble departure diameter, d_{Bd}	$d_{Bd} = 1.5 \times 10^{-4} \sqrt{\frac{\sigma}{g\Delta\rho}} Ja^{*5/4}$ for water
	$d_{Bd} = 4.65 \times 10^{-4} \sqrt{\frac{\sigma}{g\Delta\rho}} Ja^{*5/4}$ for other liquids
	$Ja^* = \rho_l C_{pl} T_{sat} / \rho_g h_{fg}$

Ⅲ. 미포화비등 실험 해석

1. 고압 미포화비등 실험

본 연구에서는 10 bar 이상을 고압이라 정하였으며, 고압 미포화비등 조건 실험 중 대표적인 실험인 Christensen과 Bartolomey 실험에 대해 계통해석코드인 MARS-KS 코드와 열수력 기기해석코드인 CUPID 코드로 해석을 진행하였다.

1) Christensen 실험

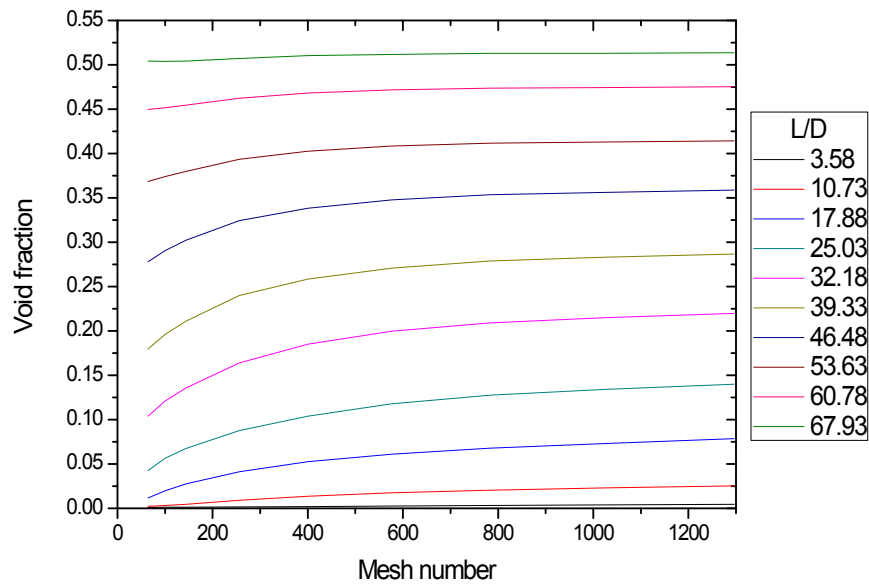
Christensen 실험의 시험부는 11.1 mm × 44.4 mm의 사각 유로를 가지며, 높이는 1270 mm이다. 사각채널 외부에서 heat flux를 균일하게 공급하여 실험을 하였으며, 시험부 높이에 따라 기포율을 측정하였다. 본 연구에서는 Christensen 실험 케이스 중 4 가지를 선정하여 CUPID 코드로 해석을 하였으며, 실험 케이스는 표 8을 참고한다.

<Table 8> Test conditions of Christensen experiments selected for CUPID and MARS code analysis

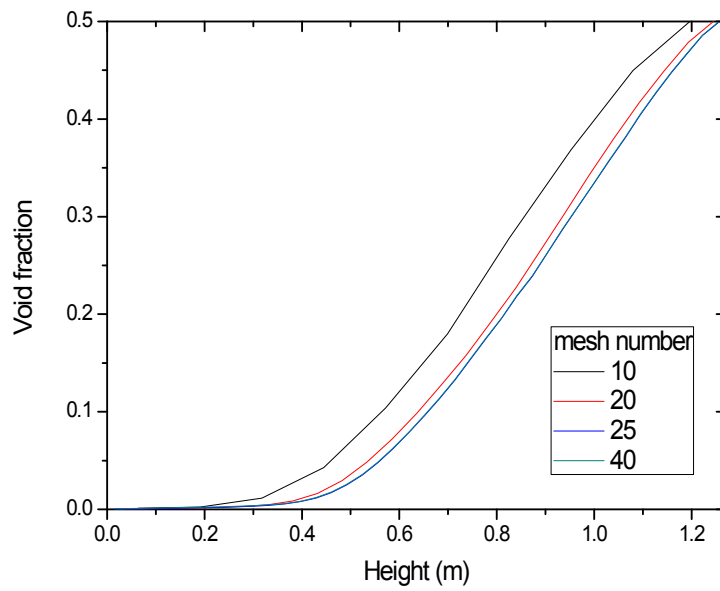
Name	Pressure (bar)	Power (kW)	Mass flux (kg/m ² s)	Temperature (K)	Inlet subcooling (K)
C_case 1	27.6	30	646.9	493.7	8.7
C_case 2	41.4	50	940.0	511.1	14.4
C_case 3	55.1	70	907.2	530.8	12.5
C_case 4	68.9	70	807.7	545.9	12.1

시뮬레이션을 진행하기 전 CUPID 코드는 격자 최적화(mesh optimization) 작업을 하였다. 격자 최적화 작업은 격자의 개수에 의해 시뮬레이션 결과 값이 달라지는 영향을 최소화시키는 작업이다. 기포율 변화가 10^{-4} 을 기준으로 하여 최종적으로 결정한 격자수는 단면 방향으로 1024 개, 축 방향으로 25 개로 정하였다. 격자 최적화 데이터는 그림 3과 4를 참고한다.

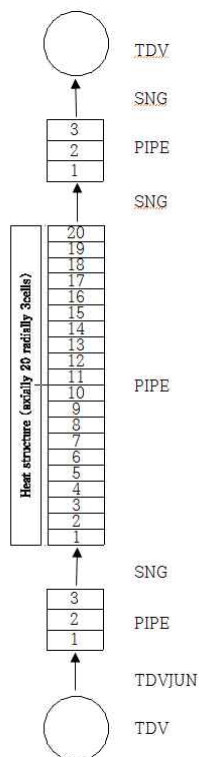
또한, CUPID 코드 검증 및 비교를 위해 해석한 MARS-KS 코드의 nodalization은 그림 5를 참고한다. 파이프는 총 20개의 cell로 구성하였으며, 파이프 옆에 heat structure를 구성함으로써 파이프 외벽에서 열을 공급할 수 있게 구성하였다.



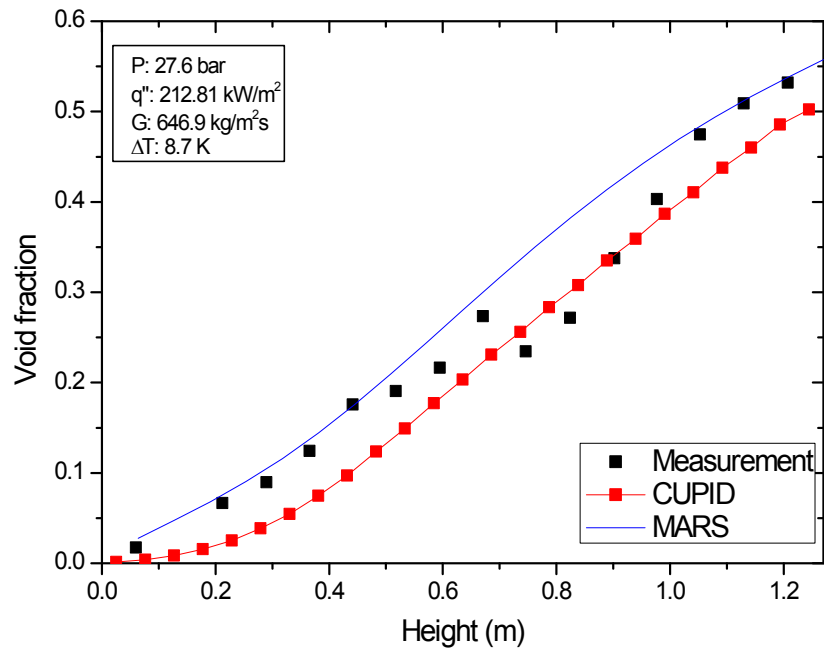
[Fig. 3] Mesh optimization of the cross-section with Christensen geometry



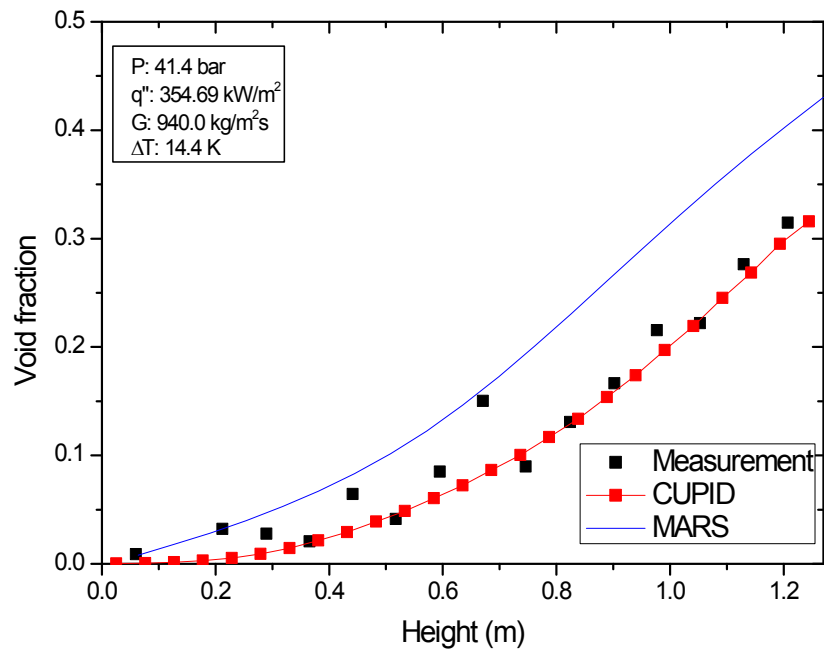
[Fig. 4] Mesh optimization of the height with Christensen geometry



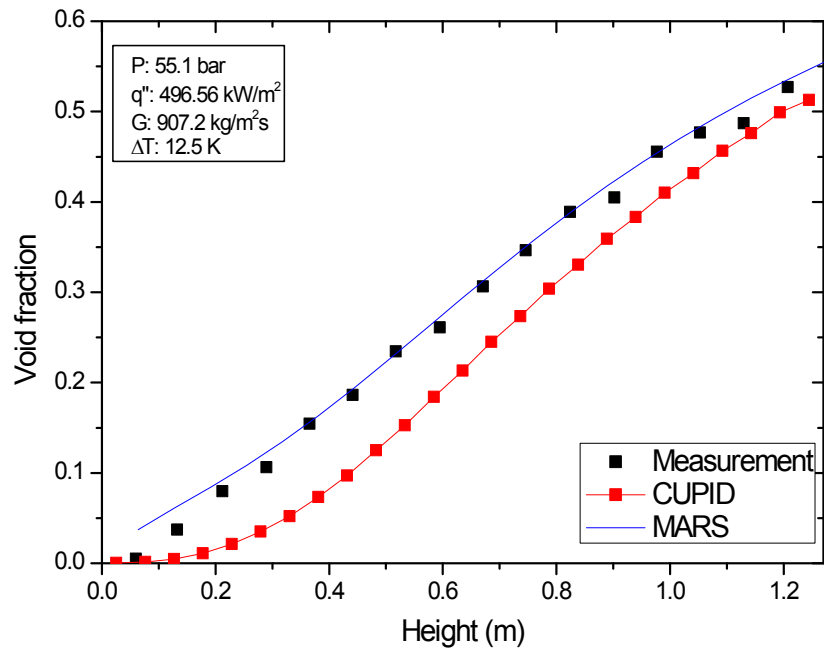
[Fig. 5] MARS-KS nodalization of Christensen geometry



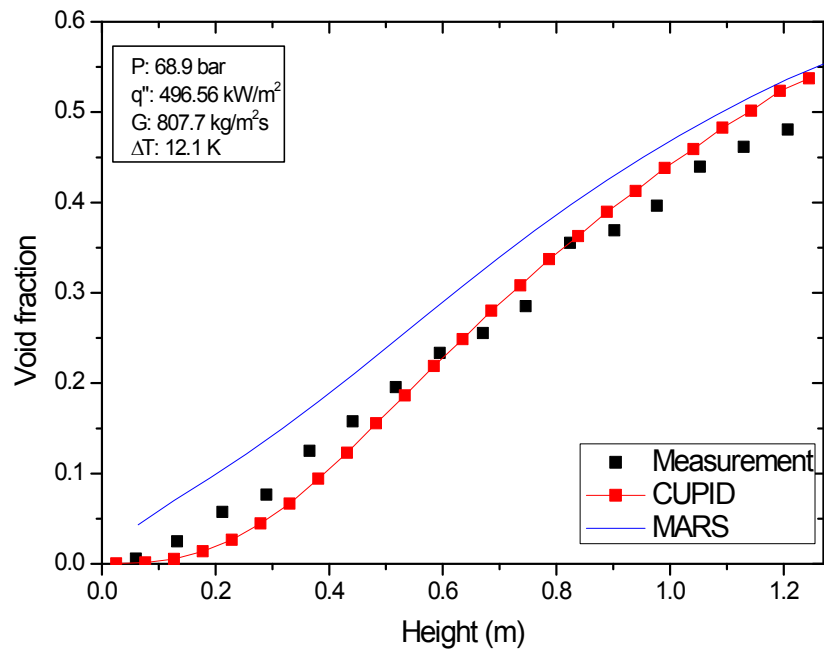
[Fig. 6] Comparison of CUPID and MARS with C_case 1



[Fig. 7] Comparison of CUPID and MARS with C_case 2



[Fig. 8] Comparison of CUPID and MARS with C_case 3



[Fig. 9] Comparison of CUPID and MARS with C_case 4

그림 6 ~ 9는 Christensen의 각 실험 데이터와 기기해석코드인 CUPID 코드, 계통해석코드인 MARS-KS 코드의 해석 결과를 나타낸 그림이다. 고압인 Christensen의 실험 경우 CUPID 및 MARS-KS 코드 둘 다 크게 오차가 발생하지 않음을 확인하였다. 그리고 CUPID 코드가 MARS-KS 코드보다 낮게 기포율을 예측함을 확인하였다.

C_case 1에서 CUPID 코드의 평균 오차는 0.040, MARS-KS 코드의 평균 오차는 0.033을 보인다. 실험데이터와 비교시 C_case1 조건에서 CUPID는 약간 낮게 예측됨을 확인 가능하였다. C_case 2에서 CUPID 코드의 평균 오차는 0.017, MARS-KS 코드의 평균 오차는 0.060을 확인하였다. 실험데이터와 비교시 C_case1의 해석과는 다르게 MARS-KS 코드의 기포율이 약간 높게 예측됨을 확인할 수 있었다.

C_case 3에서 CUPID 코드의 평균 오차는 0.045, MARS-KS 코드의 평균 오차는 0.011을 나타내었다. 이 조건에서는 C_case 1과 같이 CUPID 코드의 기포율이 낮게 예측한다는 것을 확인하였다. C_case 4에서 CUPID 코드의 평균 오차는 0.025, MARS-KS 코드의 평균 오차는 0.054를 확인하였다. C_case 4에서는 C_case 2와 같이 MARS-KS 코드의 기포율 예측이 실험 데이터보다 높게 예측됨을 확인하였다.

비록 4 가지 조건이지만 조건에 따라 안전해석코드의 기포율 예측이 상향 또는 하향 예측함을 확인 가능하였다. 또한, 오차는 그리 크지 않음을 확인하였다. 그리고 CUPID 코드가 이미 검증된 MARS-KS 코드처럼 Christensen의 실험을 잘 해석하고 있음을 확인하였다.

2) Bartolomey 실험

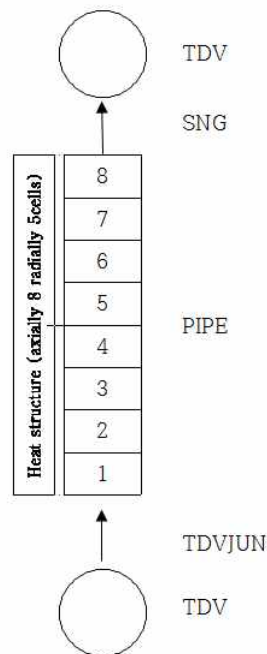
Bartolomey 실험은 외경 24 mm를 가진 원통형 시험부에서 진행하였으며, Christensen의 실험과 동일하게 원통 외부에서 heat flux를 균일하게 주입하여 시험부 내 기포율을 측정하는 실험을 하였다. 높이는 2000 mm이다.

본 연구에서는 Bartolomey의 실험 중 4 가지 케이스를 가지고 실험해석을 진행하였으며, 타 코드와 비교를 위해 MARS-KS 코드도 시뮬레이션을 진행하였다. 실험 해석을 위한 조건은 표 9와 같다.

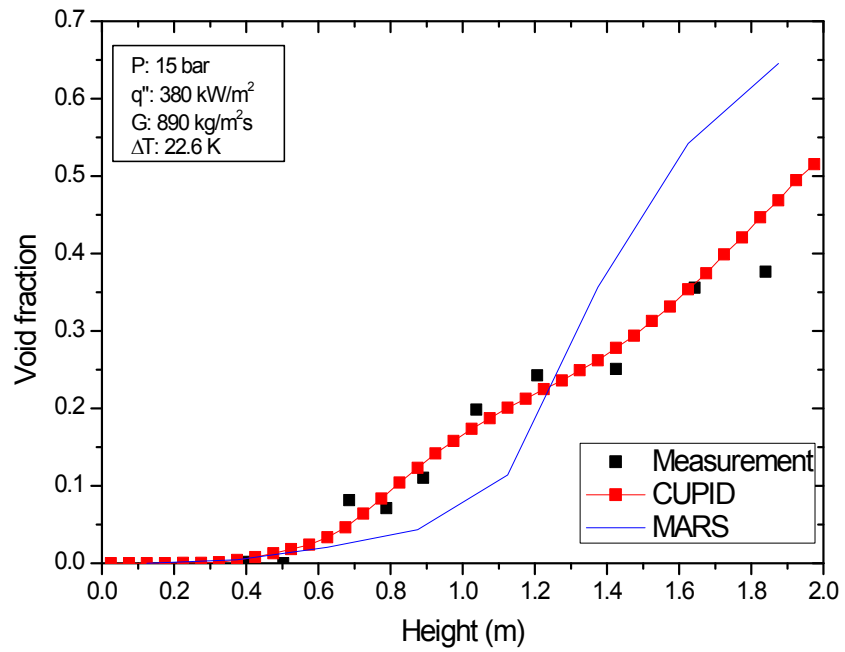
<Table 9> Test conditions of Bartolomey experiments selected for CUPID and MARS code analysis

Name	Pressure (bar)	Heat flux (kW/m ²)	Mass flux (kg/m ² s)	Temperature (K)	Inlet subcooling (K)
B_case 1	15	380	890	450.55	22.6
B_case 2	15	790	890	422.25	50.9
B_case 3	30	380	890	483.15	25.0
B_case 4	45	380	890	504.15	24.0

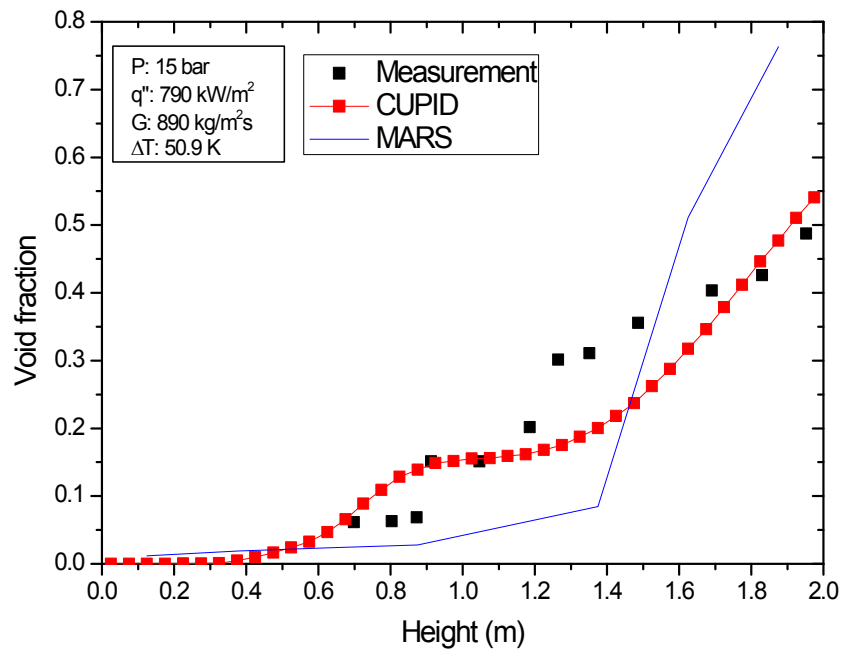
앞선 Christensen의 실험 해석과 동일하게 격자 최적화(mesh optimization) 작업을 하여 단면 방향의 격자수는 1049 개, 축 방향의 격자수는 40 개로 결정하였다. 격자 최적화 데이터는 Appendix A에 첨부되어 있다. 또한, 비교를 위한 MARS-KS의 nodalization은 그림 10과 같이 구성하였다.



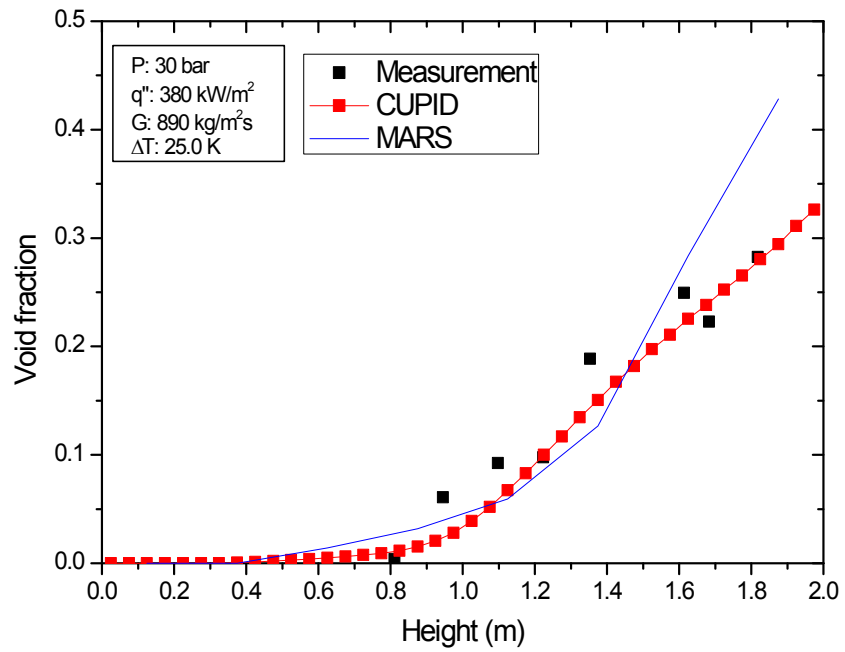
[Fig. 10] MARS-KS nodalization of Bartolomey geometry



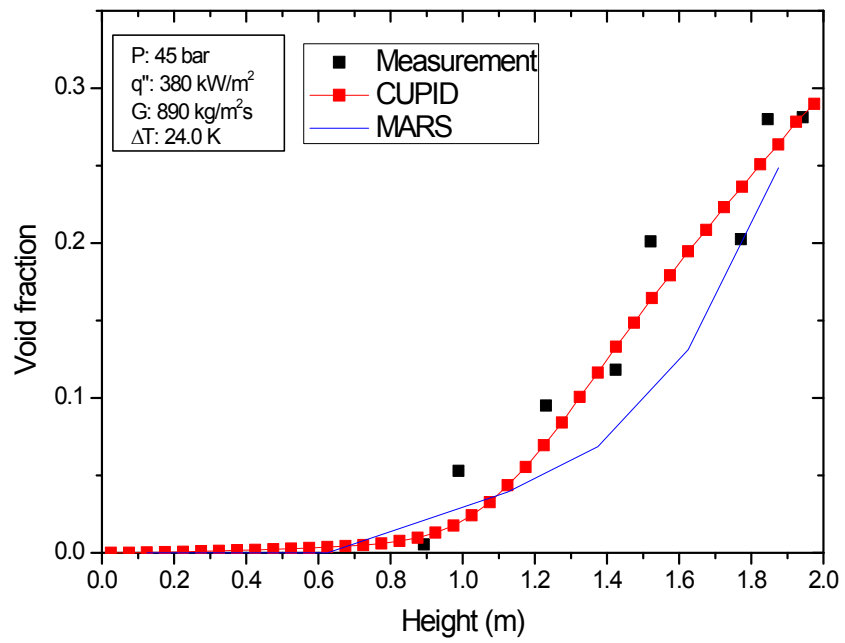
[Fig. 11] Comparison of CUPID and MARS with B_case 1



[Fig. 12] Comparison of CUPID and MARS with B_case 2



[Fig. 13] Comparison of CUPID and MARS with B_case 3



[Fig. 14] Comparison of CUPID and MARS with B_case 4

그림 11 ~ 14는 Bartolomey의 각 실험 데이터와 기기해석코드인 CUPID 코드, 계통해석코드인 MARS-KS 코드의 해석 결과를 나타낸 그림이다. Christensen의 결과와는 좀 상이한 결과가 발생함을 확인하였다. B_case 1에서 CUPID 코드의 평균 오차는 0.023이지만, MARS-KS 코드의 평균 오차는 0.117을 나타내었다. 또한, B_case 2에서도 CUPID 코드의 평균 오차는 0.056이지만, MARS-KS 코드의 평균 오차는 0.163을 나타내었다. 이 두 가지 케이스에서는 MARS-KS 코드는 CUPID 코드에 비해 기포율 오차가 크게 발생하였다. 이는 B_case 1과 B_case 2의 압력 조건이 15 bar인 점을 감안하였을 때, 발생하는 오차로 판단된다. MARS-KS 코드의 B_case 3와 B_case 4에서 평균 오차는 각각 0.091, 0.0326으로 앞의 두 조건보다 오차가 줄어들음을 확인하였고, B_case 3와 B_case 4의 압력 조건은 각각 30 bar, 45 bar로서 B_case 1과 B_case 2의 압력 조건인 15 bar보다 훨씬 크기 때문이다. 압력에 대한 영향을 확인하기에 케이스가 부족하였지만 이는 향후 좀 더 많은 고압 조건에서의 MARS-KS 코드를 해석함으로써 확인할 예정이다.

CUPID 코드의 B_case 3와 B_case 4의 평균 오차는 둘 다 0.022를 나타내었다. 그림에서 보다시피 국부적인 단면평균 기포율의 오차가 큰 부분도 확인 가능하였지만, CUPID 코드는 실험 데이터와의 경향성 측면에서 잘 찾아감을 확인할 수 있었다. 따라서 앞선 두 가지(Christensen 및 Bartolomey) 실험 해석 및 MARS-KS 코드와의 비교를 통하여 CUPID 코드는 10 bar 이상 고압조건에서 기포율을 잘 예측함을 확인 및 검증하였다.

2. 저압 미포화비등 실험

1) Zeitoun 실험

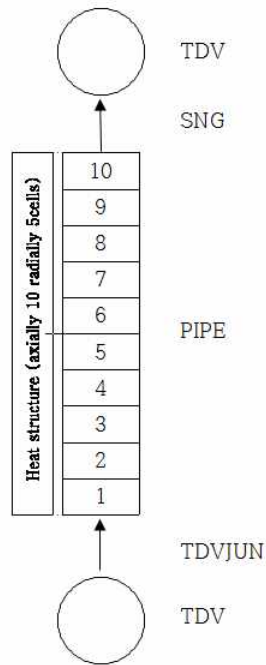
Zeitoun 및 SUBO 실험은 앞서 언급한 2 가지 실험 조건과는 다르게 시험부 내부에 히터를 삽입하여 단면이 환형의 모습을 보인다. Zeitoun의 시험부 내경은 25.4 mm이며, 히터의 직경은 12.7 mm이다. 상당직경(equivalent diameter)은 12.7 mm이며, 높이는 306 mm로 타 실험 조건에 비해서 낮은 시험부 높이라 할 수 있다.

본 연구에서는 Zeitoun의 실험 중 4 가지의 케이스만을 가지고 실험 해석을 진행하였다. 실험 조건은 표를 참고한다.

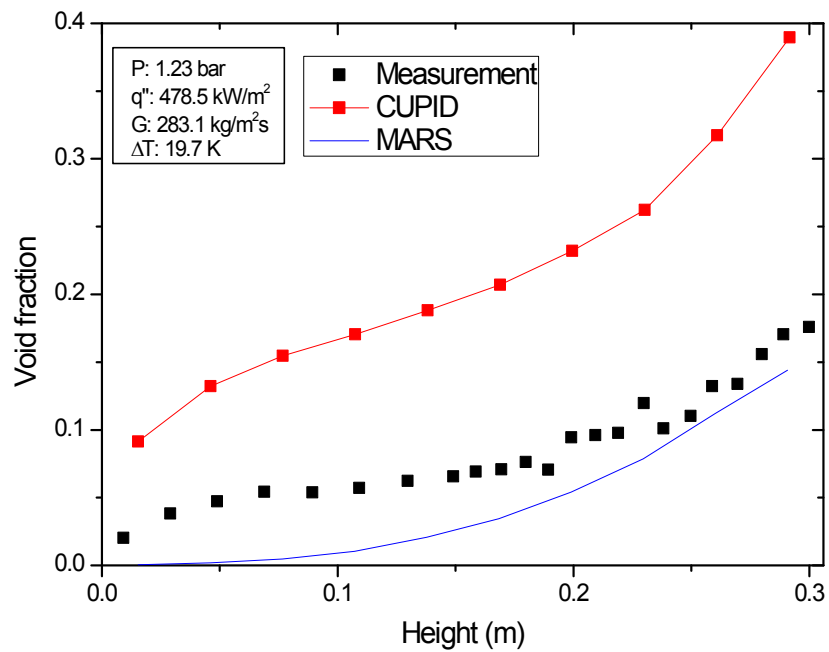
<Table 10> Test conditions of Zeitoun experiments selected for CUPID and MARS code analysis

Name	Pressure (bar)	Heat flux (kW/m ²)	Mass flux (kg/m ² s)	Temperature (K)	Inlet subcooling (K)
Z_case 1	1.23	478.5	283.1	358.97	19.7
Z_case 2	1.14	210	188.9	365.09	11.4
Z_case 3	1.25	598.3	288.7	355.64	23.5
Z_case 4	1.5	705.50	411.70	362.02	22.5

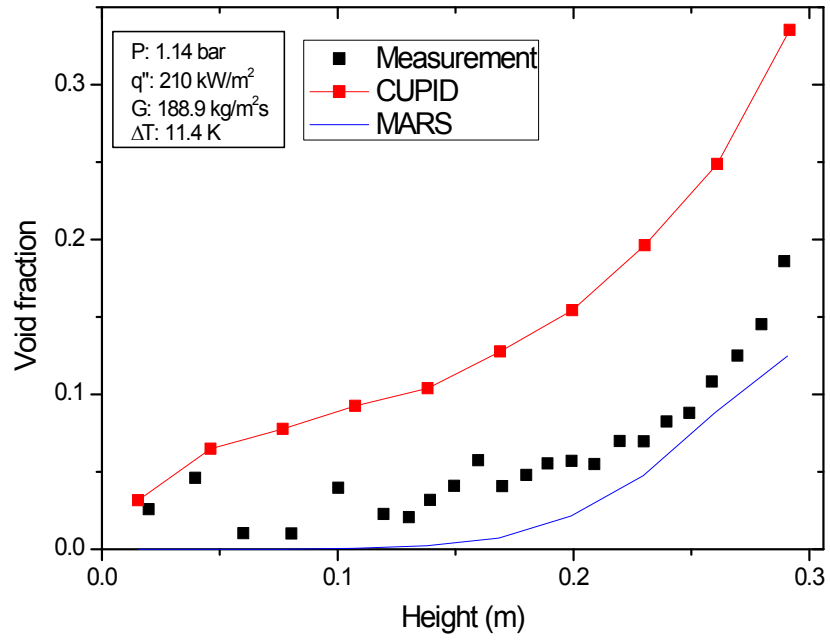
Zeitoun의 실험 해석에서도 격자 최적화(mesh optimization) 작업을 하여 단면 방향의 격자수는 658 개, 축 방향의 격자수는 10 개로 결정하였다. 격자 최적화 데이터는 Appendix A에 첨부하였다. 또한, 비교를 위한 MARS-KS 코드의 nodalization은 그림 15와 같이 구성하였다.



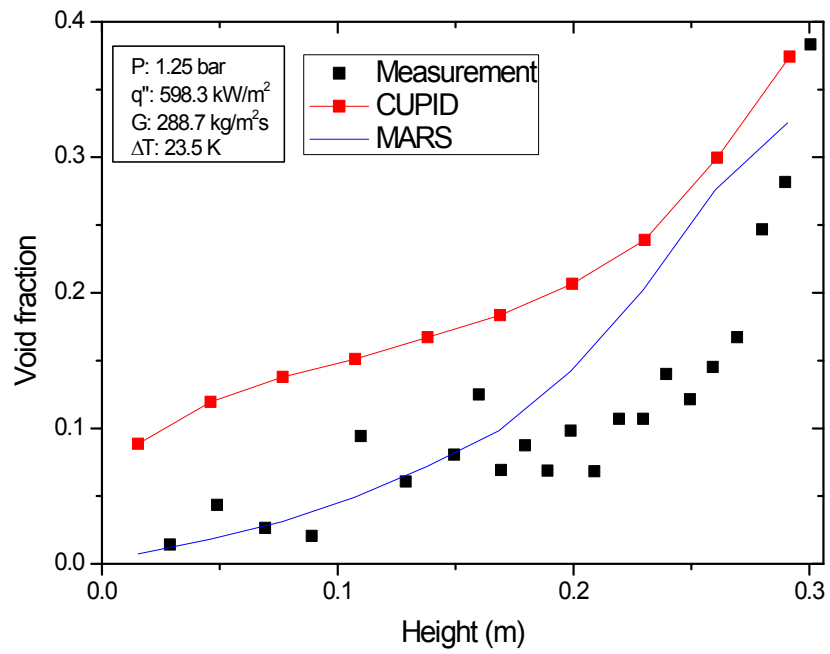
[Fig. 15] MARS-KS nodalization of Zeitoun geometry



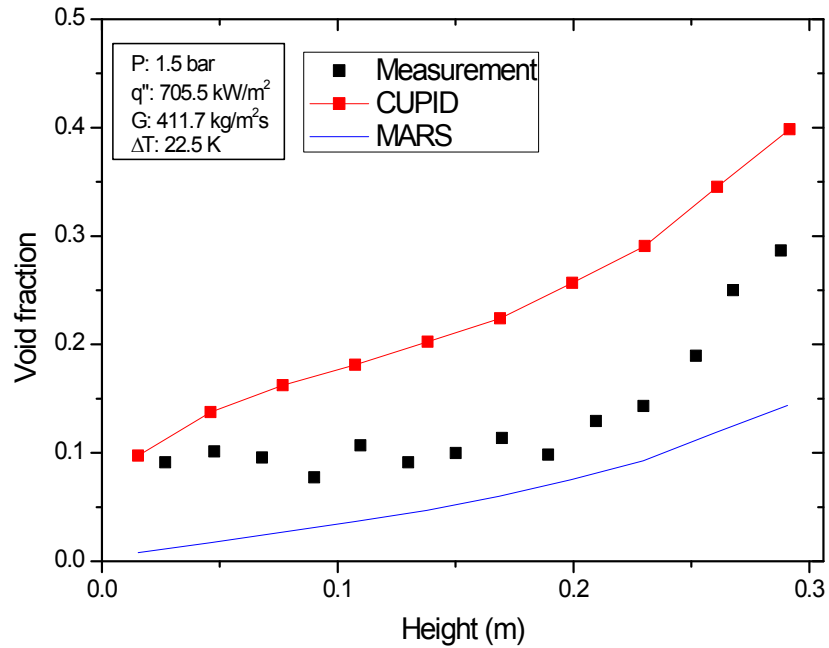
[Fig. 16] Comparison of CUPID and MARS with Z_case 1



[Fig. 17] Comparison of CUPID and MARS with Z_case 2



[Fig. 18] Comparison of CUPID and MARS with Z_case 3



[Fig. 19] Comparison of CUPID and MARS with Z_case 4

그림 16 ~ 19는 Zeitoun의 각 실험 데이터와 기기해석코드인 CUPID 코드, 계통 해석코드인 MARS-KS 코드의 실험 해석 결과를 나타낸 그림이다. 앞선 고압의 실험인 Christensen과 Bartolomey와는 다르게 CUPID 코드의 경우, 모든 케이스에서 실험 데이터보다 기포율을 높게 예측함을 확인하였다. 또한, MARS-KS 코드는 Z_case 3를 제외하고 실험 데이터보다 기포율을 낮게 예측함을 보였다.

CUPID 코드와 실험 데이터의 평균 오차는 모든 케이스에서 0.1 정도 발생하였으며, 최대 오차는 0.216까지도 발생하였다. 그림에서 보듯이 모든 케이스에서 실험 데이터의 최대 기포율이 0.4 이하인 점을 고려한다면 상당히 큰 오차가 발생함을 확인하였다. 이는 앞서 연구 목적에서 언급했듯이 고압에서 개발된 모델을 사용하기 때문이라 판단된다. MARS-KS 코드는 평균 오차가 각 0.032, 0.037, 0.047, 0.075로 크게 발생하진 않는 수치이지만, 낮게 예측한다는 점에서 실험 데이터와의 차이를 보였다.

2) SUBO 실험

SUBO 실험 장치는 한국원자력연구원(KAERI)에서 구축한 실험 장치이며, SUBO 실험의 경우 앞선 실험과는 다르게 광섬유센서를 이용하여 반경방향의 기포율을 측정하는 실험이다. 시험부 내경은 35.5 mm, 히터 내경은 9.98 mm이다. 상당직경(equivalent diameter)은 25.52 mm이며, 높이는 3883 mm으로 앞에서 언급한 실험들에 비해 높이가 긴 시험부이다.

본 연구에서는 SUBO의 실험 중 2 가지 케이스를 가지고 실험 해석을 진행하였으며, 각 실험에 대한 조건들은 표를 참고한다.

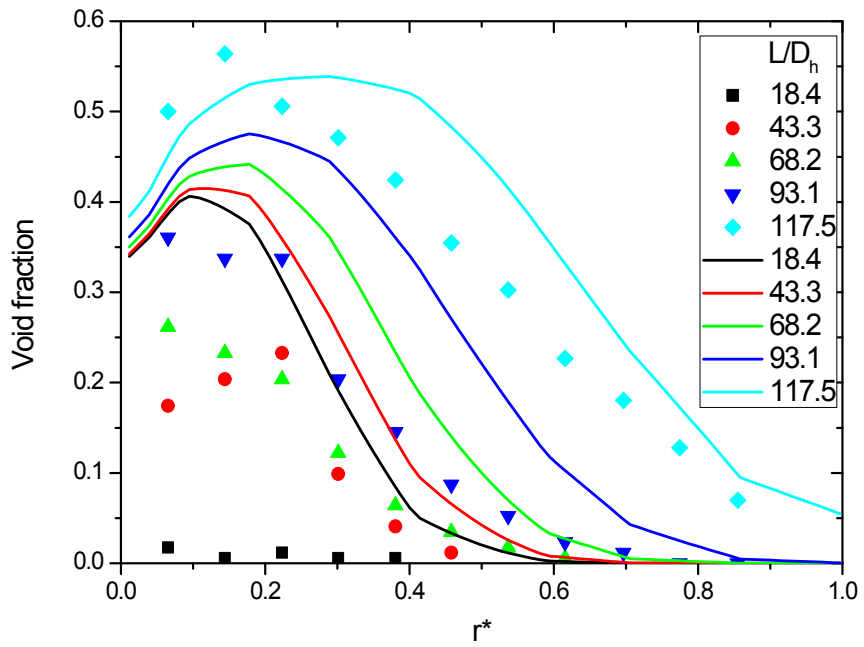
<Table 11> Test conditions of SUBO experiments selected for CUPID and MARS code analysis

Name	Pressure (bar)	Heat flux (kW/m ²)	Mass flux (kg/m ² s)	Temperature (K)	Inlet subcooling (K)
S_case 1	1.616	473.7	1124.7	374.65	17.8
S_case 2	1.551	373.6	1122.9	374.25	17.2

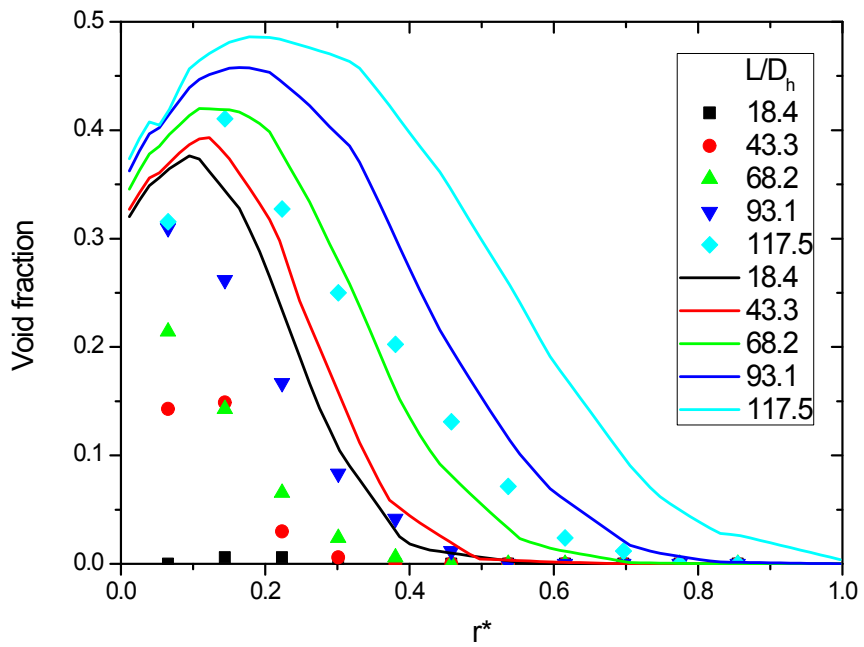
SUBO 실험은 반경방향으로 기포율을 측정하였기에 그래프에서 X 축을 높이가 아닌 r^* 값으로 나타내었다. r^* 값은 반경방향의 길이를 무차원한 수로 식 12로 나타내었다.

$$r^* = \frac{(r - r_i)}{(r_o - r_i)} \quad (12)$$

Zeitoun의 실험 해석에서도 격자 최적화(mesh optimization) 작업을 하여 단면 방향의 격자수는 290 개, 축 방향의 격자수는 100 개로 정하였다. 격자 최적화 데이터는 Appendix A에 첨부되어 있다. SUBO 실험은 반경방향의 기포율 비교이기 때문에 MARS-KS 코드는 시뮬레이션을 하지 않았다.



[Fig. 20] Comparison of CUPID and data with S_case 1



[Fig. 21] Comparison of CUPID and data with S_case 2

그림 20과 21은 SUBO의 각 실험 데이터와 CUPID 코드의 실험 해석 결과를 나타낸 그림이다. 그림에서 표식은 실험 데이터를 의미하고, 선은 CUPID 코드의 해석 결과를 의미한다. 같은 색상이 같은 높이(L/D_h)를 의미한다. 그림에서 보듯이 모든 높이에서 기포율을 높게 예측함을 보였다. 하지만 높이가 높은 지점보다는 높이가 낮은 지점에서의 기포율의 차이가 훨씬 많이 발생하는 모습을 보이는데, 이는 Zeitoun의 해석에서도 마찬가지로 발생한 부분이다. 낮은 높이에서 실험데이터와 비교시 상대적으로 높은 오차를 보인다는 의미는 nucleate boiling 구간을 빠르게 지나간다는 의미가 되기 때문에 이는 저압 조건을 해석하는 CUPID 내 모델의 한계로 생각되며, 이는 향후 좀 더 많은 케이스를 해석하여 분석할 예정이다.

저압 조건인 Zeitoun과 SUBO 실험 해석에서 나타나듯이 실험 데이터보다 높게 기포율을 예측하는 경향성을 보였다. 따라서 다차원 코드에서 기포의 생성을 결정짓는 열분배모델 내 부모모델을 수정하였다.

3. 저압 미포화비등 조건의 CUPID 코드 열분배모델 내 부모모델 수정

앞서 언급한 실험 해석 결과를 보면 CUPID 코드는 저압 조건에서 기포율을 정확히 측정하지 못하였다. 정확도를 높이기 위해 열분배모델에 들어가는 핵생성위치밀도인 N'' 와 기포이탈직경인 d_{Bl} 에 대해 민감도 분석을 진행하였다. 기포이탈빈도수인 f 는 타 문헌에서 많이 쓰이고 있는 Cole 모델로 적용하였다.

핵생성위치밀도인 N'' 은 4 개의 모델, 기포이탈직경인 d_{Bl} 는 3 개의 모델을 사용하였으며, 각 모델에 대한 CUPID 코드 부모모델 민감도 분석을 위해 Z_case 1을 사용하였다. 민감도 분석을 위해 사용된 부모모델은 표 12를 참고한다.

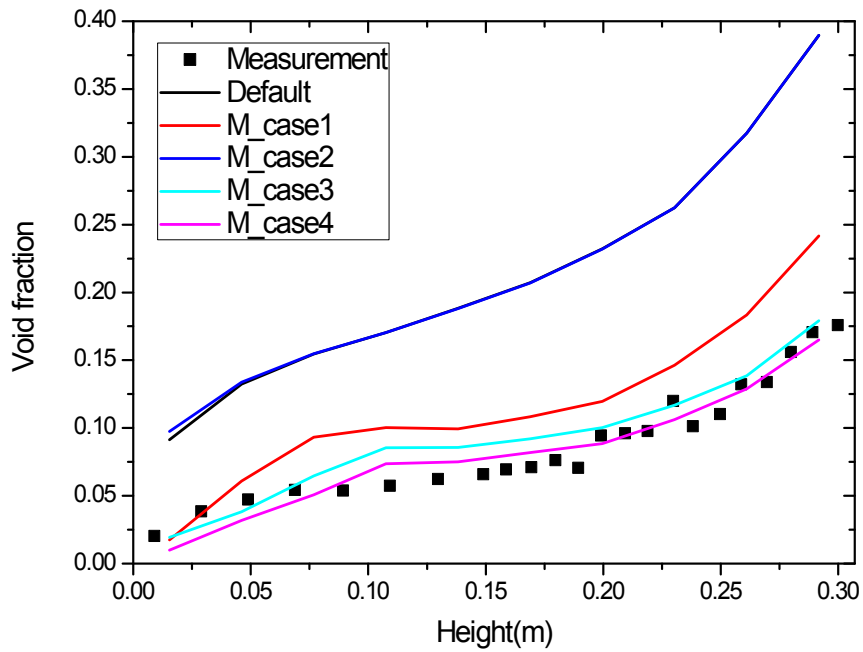
<Table 12> Submodels for sensitivity analysis

Parameter	Author	Parameter	Author
	Cole		Cole and Rohsenow
Nucleation site density, N''	Lemmert and Chwala	Bubble departure diameter, d_{Bl}	Fritz
	Kocamustafaogullari and Ishii		
	Hibiki		Tolubinsky

각 케이스에 대해 설정한 모델은 표 13을 참고한다. 총 12 가지 부모모델 민감도 분석 케이스 중 그림 22는 CUPID 코드 내 기존 모델보다 기포율을 낮게 예측한 4 가지의 케이스를 나타낸다. CUPID 코드의 기존 모델은 실험 결과 값보다 기포율을 높게 예측하므로, 낮게 예측한 케이스에서 저압 조건의 모델을 설정하였다. 또한, 표 및 그림에서 명시한 default는 CUPID 코드 내 기존 모델을 의미한다.

<Table 13> Conditions of submodel selected for sensitivity analysis

Name	Nucleation site density, N''	Bubble departure frequency, f	Bubble departure diameter, d_{Bl}
Default	Cole	Cole	Cole and Rohsenow
M_case 1	Cole	Cole	Tolubinsky
M_case 2	Lemmert and Chwala	Cole	Cole and Rohsenow
M_case 3	Hibiki	Cole	Tolubinsky
M_case 4	Kocamustafaogullari and Ishii	Cole	Fritz



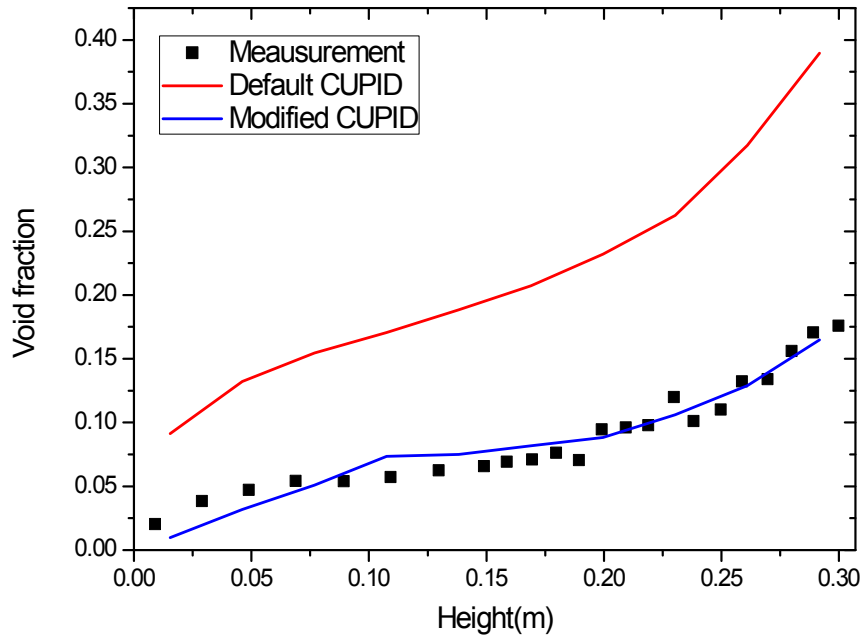
[Fig. 22] Sensitivity analysis result of CUPID

<Table 14> Comparison of minimum and maximum errors with sensitivity analysis

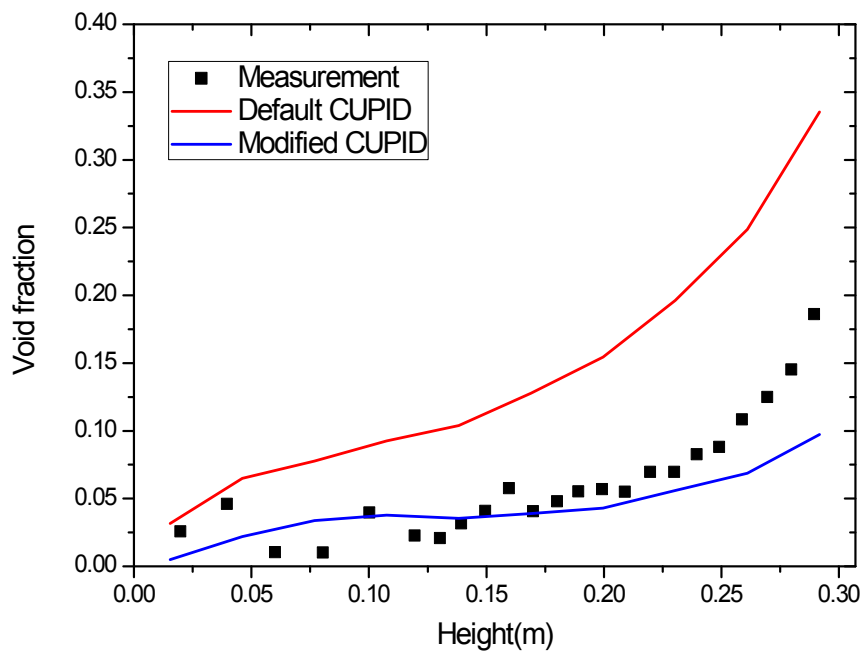
Name	Default	M_case 1	M_case 2	M_case 3	M_case 4
Min error	0.063	0.016	0.057	0.003	0.004
Max error	0.218	0.069	0.218	0.029	0.024

표 14는 민감도 분석 결과와 실험 데이터의 최소 및 최대 기포율 오차를 나타낸다. M_case 4의 모델이 실험 데이터와 비교했을 때, 가장 오차가 적음을 확인하였다. 이는 실험데이터와 잘 맞음을 의미하기 때문에 M_case 4의 모델을 기준 삼아 Zeitoun의 실험을 재해석하였다.

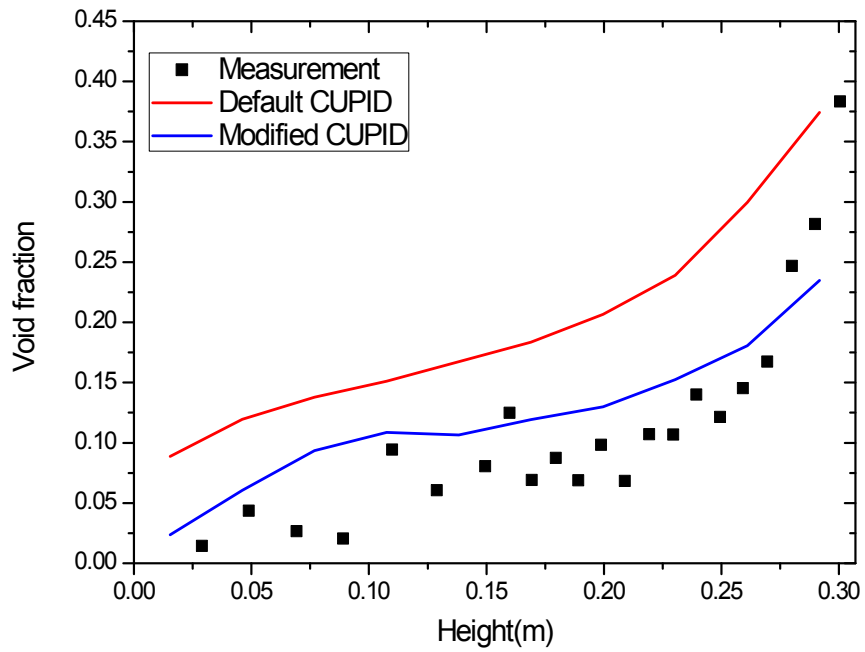
1) Zeitoun 실험 재해석



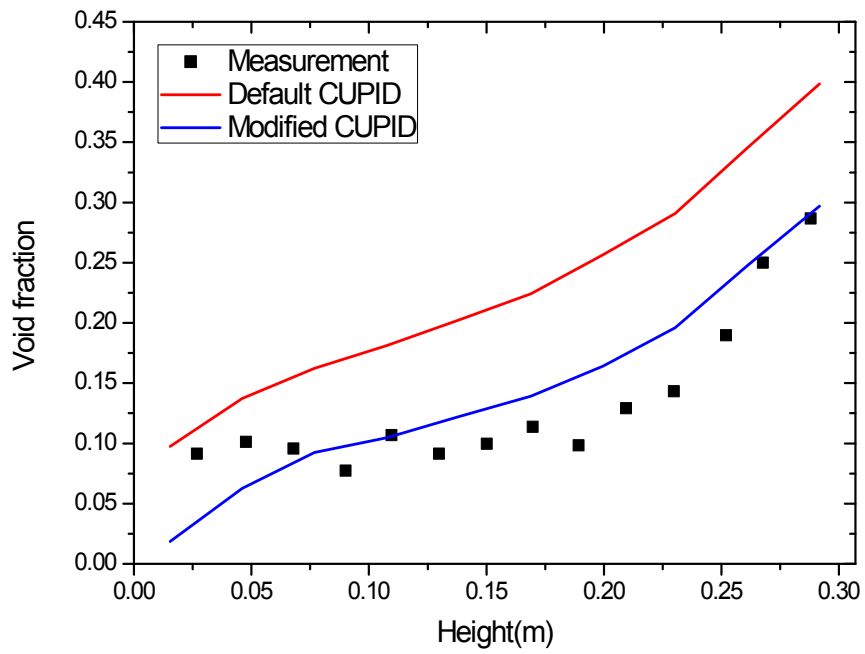
[Fig. 23] Comparison of default CUPID and modified CUPID with Z_case 1



[Fig. 24] Comparison of default CUPID and modified CUPID with Z_case 2



[Fig. 25] Comparison of default CUPID and modified CUPID with Z_case 3

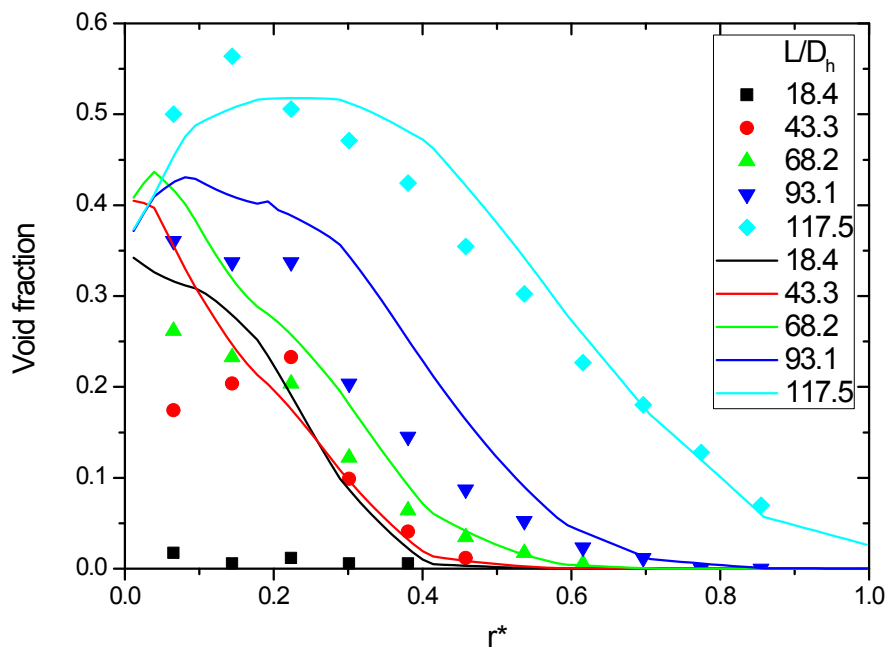


[Fig. 26] Comparison of default CUPID and modified CUPID with Z_case 4

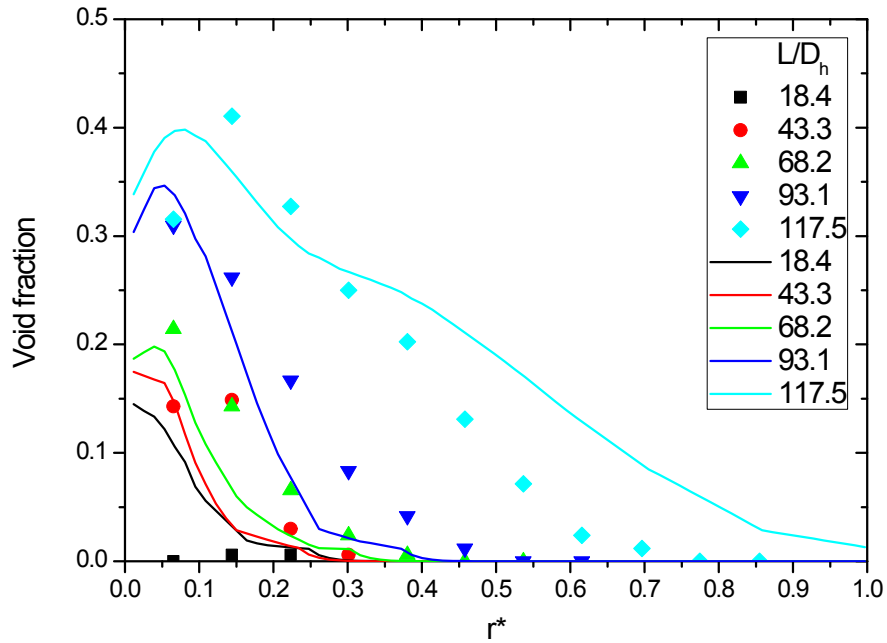
그림 23 ~ 26은 Z_case 1 ~ 4의 조건을 CUPID 코드를 이용하여 M_case 4의 모델로 시뮬레이션 한 결과이다. CUPID 코드와 실험 데이터 간 평균 오차는 각 케이스마다 0.011, 0.024, 0.037, 0.028로 확인하였다. 기존의 모델과 실험 데이터 간 평균오차가 각 케이스마다 0.128, 0.081, 0.109, 0.096 임에 비해 실험 데이터가 수정된 모델 해석 결과와 큰 오차가 발생하지 않음을 확인하였다. 국부적인 오차를 보게 되면 크게 발생한 지점이 있었으나, 전체적인 경향성을 보았을 때 무시해도 될 정도의 국부적인 오차라 판단된다. 하지만 낮은 높이에서 상대적으로 높게 기포율이 예측되는 점에 대해서는 열분배모델 내 부모모델 수정으로는 해결되지 않았음을 확인하였고, 이는 열분배모델과는 상관이 없음을 알게 되었다.

2) SUBO 실험 재해석

SUBO 실험도 Zeitoun의 실험과 마찬가지로 민감도 분석 결과 모델인 M_case 4를 이용하여, 조건은 동일하게 적용하여 CUPID 코드로 시뮬레이션을 진행하였다.



[Fig. 27] Comparison of modified CUPID and data with S_case 1



[Fig. 28] Comparison of modified CUPID and data with S_case 2

그림 27과 28은 S_case 1과 2의 조건을 CUPID 코드를 이용하여 M_case 4의 모델로 시뮬레이션 한 결과이다. 기존의 CUPID 모델을 사용한 결과보다 기포율을 낮게 예측함을 보였다. 이는 Zeitoun 실험 재해석 결과에서도 마찬가지로 결과를 얻을 수 있었다. 하지만 낮은 높이에서의 실험 데이터와의 기포율의 차이는 크게 발생하였고, 반경방향 기포의 분포는 잘 맞지 않음을 보였다. 이는 반경방향 기포 분포의 영향을 미치는 계수 및 모델을 CUPID 내 기존 모델로 사용했기 때문이라 판단된다.

반경방향 기포 분포 영향에는 bubble mean diameter, lift force coefficient, wall lubrication force coefficient, turbulent dispersion force가 있다. 이 4 가지 변수는 계면 운동량 전달식에 있는 drag force와 non-drag force에 영향이 있다.

① Drag force

이는 입자와 유동장 표면에서의 표면 마찰과 입자 주변의 압력 차이에 의한 힘이며, 다음과 같은 식 13으로 나타낸다.

$$C_{ig} = \frac{3}{4} \frac{C_D}{d_b} \alpha_g \rho_l |U_g - U_l| \quad (13)$$

여기서 C_D 는 drag force coefficient이며, 입자에 대한 Reynolds number의 함수로 주어진다. 이 때 Reynolds number는 기포에 대한 Reynolds number로써, 식 14와 같이 주어진다.

$$Re_b = \frac{\rho_l U_{rel} d_b}{\mu_l} \quad (14)$$

따라서 drag force는 d_b , 즉, bubble mean diameter에 영향을 미치는 것을 확인할 수 있다.

② Non-drag force

Non-drag force는 다음과 같은 식 15로 나타내며, lift force와 virtual mass force, turbulent dispersion force, wall lubrication force의 합으로 나타낸다.

$$F_k = F_k^L + F_k^{VM} + F_k^{TD} + F_k^W \quad (15)$$

Lift force는 채널 안 모든 기포의 움직임에 가장 큰 영향을 미치는 힘으로써, 다음과 같은 식 16과 같이 나타낸다.

$$F_l^L = \alpha_g \rho_l C_L (U_g - U_l) \times \nabla \times U_l \quad (16)$$

여기서 C_L 은 lift force coefficient이다. 이 계수 값에 따라 벽면 근처에서의 기포울의 분포를 결정짓는다.

Wall lubrication force는 벽면 근처에서 발생하는 힘으로 기포를 벽면에서 밀어내는 힘을 나타내며, 다음과 같은 식 17로 나타낸다.

$$F_l^W = - \frac{\alpha_g \rho_l (U_g - U_l)^2}{d_b} \max \left[0, C_{W1} + C_{W2} \frac{d_b}{y_w} \right] \vec{n} \quad (17)$$

Wall lubrication force의 부호가 (-)를 나타내는 것은 기포가 벽면에서 멀어지는 방향성을 의미한다. C_{W1} 과 C_{W2} 는 wall lubrication coefficient이며, 이 계수 값 비율에 따라 wall lubrication force가 벽면에서 얼마만큼 영향을 미치는지를 결정짓는다.

Turbulent dispersion force는 turbulent에 의해 반경방향의 기포율 구배를 평평하게 만들어 주는 힘을 나타낸다.

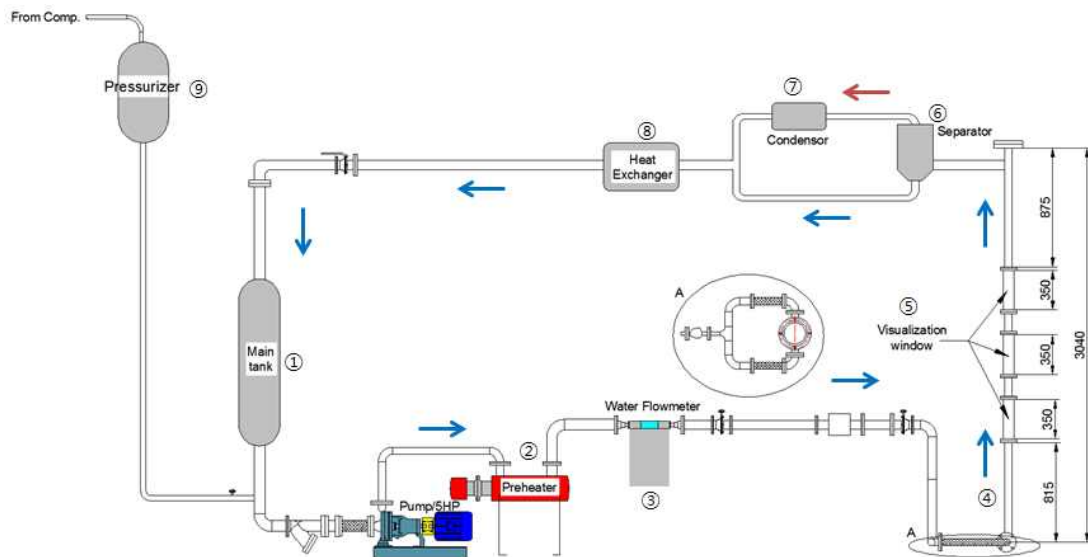
$$F_l^{TD} = - C_{TD} \rho_l k_l \nabla \alpha_l \quad (18)$$

C_{TD} 는 turbulent dispersion coefficient이며, 이 계수 값이 커짐에 따라 채널 내 기포율 구배가 작아지는 효과가 있다. 하지만 본 연구에서는 기포의 분포 보다는 기포의 생성의 초점을 두었기 때문에 이 부분에 대해서는 제외하였으며, 향후 이러한 계수 및 모델에 대한 민감도 분석을 하여, 다차원 미포화비등 현상의 기포율을 잘 예측할 수 있도록 연구하고자 한다.

VI. CUPID 코드를 이용한 제주대 미포화비등 장치 예비 해석

1. 실험 장치

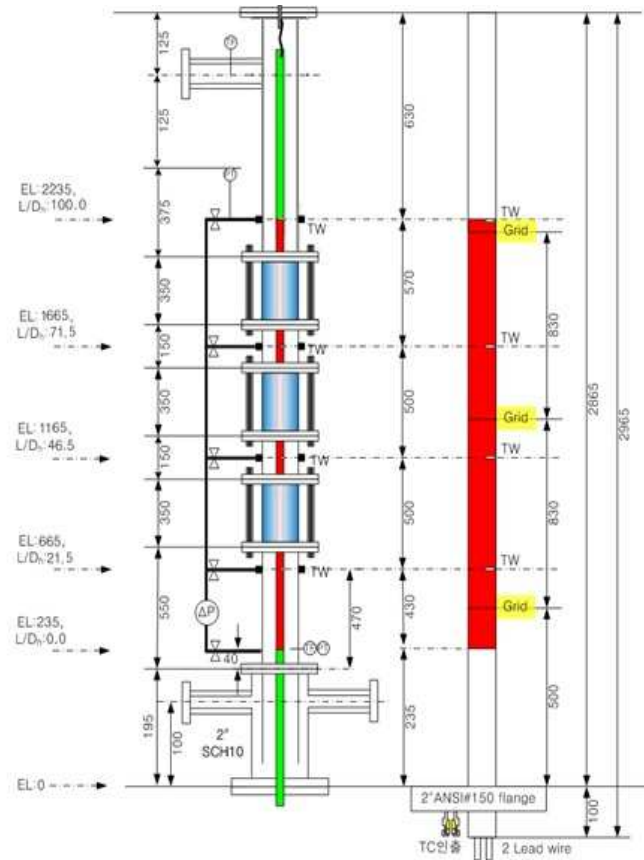
제주대학교 원자력과학기술연구소에 구축한 비등 실험 장치는 저압 조건(1 ~ 3 bar)에서의 수직 환형관 내 발생하는 미포화비등 현상을 실험하기 위한 장치이다. 시험부의 내경은 30 mm이며, 히터의 직경은 10 mm로 구성되어 있다. 실험 장치 및 시험부의 구성은 그림 29와 30을 참고한다.



[Fig. 29] Test loop of the JNU boiling facility

유체의 흐름은 화살표로 나타내었으며, 파란색 및 빨간색 화살표는 각각 물과 기포를 의미한다. 물은 메인탱크에서 출발하여 펌프를 거치고, 프리히터로 가게된다. 프리히터는 물의 온도 상승 및 유지를 위한 장치이며, 그 후 코리올리스 유량계를 지나게 된다. 유량계를 거쳐 시험부 내로 유입되며, 시험부 내에서 온도가 상승된 물과 발생한 기포는 기-액 분리기를 거쳐 각각의 상으로 분리된다. 상변화 된 기포

는 응축기를 통해 물로 환원되고, 온도가 상승된 물과 만난다. 환원된 물과 온도가 상승된 물은 만나 열교환기를 통해 일정 온도로 낮춰지고 주탱크로 유입된다.



[Fig. 30] Test section of the JNU boiling facility

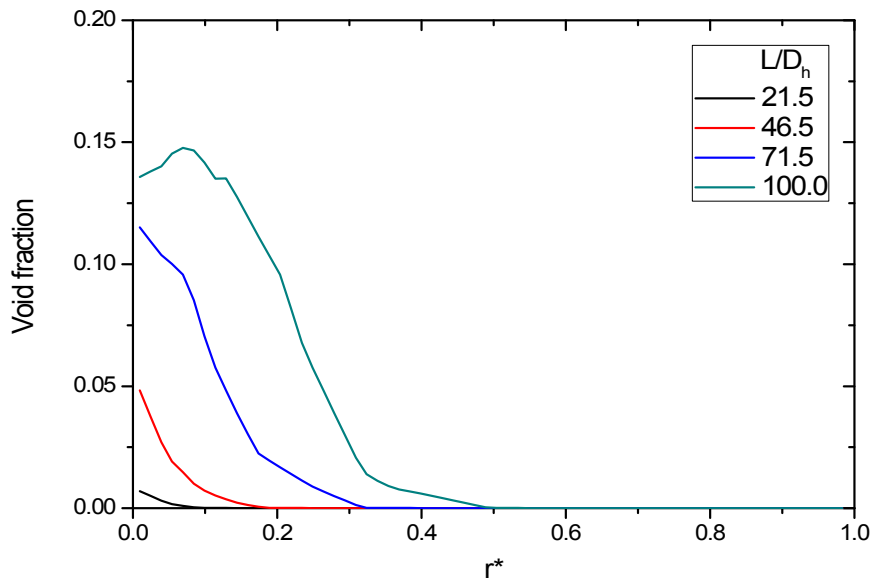
시험부에는 3개의 가시창을 설치하여, 높이에 따른 미포화비등장의 가시화 데이터를 얻을 수 있게 구성하였다. 또한, 비등장에서 발생한 기포 측정 장비로는 광섬유 센서를 사용하며, 광섬유 센서는 각각 $L/D_h = 21.5, 46.5, 71.5, 100.0$ 지점에 설치하여 반경 및 축 방향의 기포율을 측정한다.

2. CUPID 예비 해석

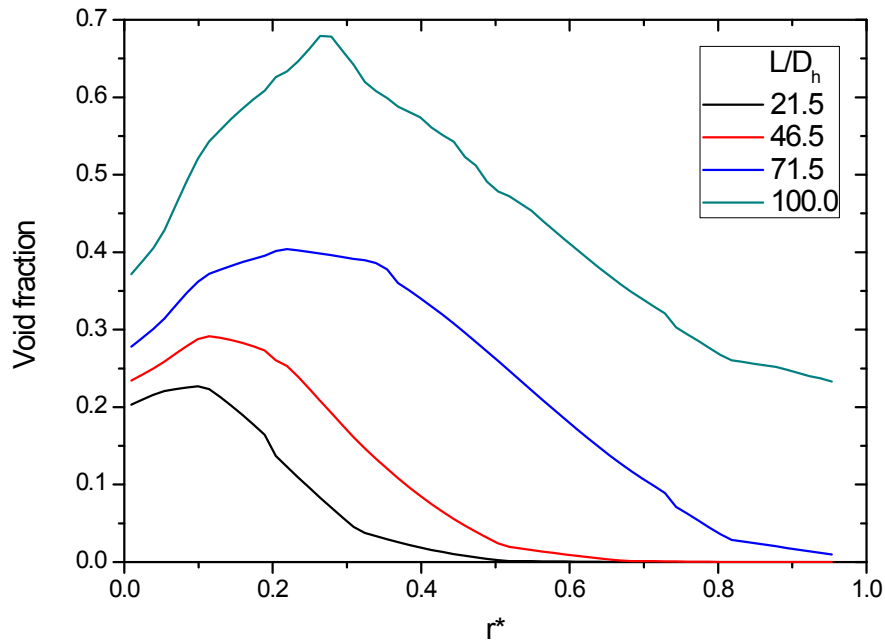
제주대학교 원자력과학기술연구소에 구축한 비등장치는 최대 압력 3 bar, 최대 열속 473 kW/m²의 조건에서 실험이 가능하도록 제작되었다. 저압 비등장치이므로 수정된 모델을 이용하여 해석을 진행하였다. 조건은 다음 표와 같으며, 역시 격자최적화(mesh optimization) 작업을 하였고, 총 격자수는 251 × 80으로 진행하였다.

<Table 15> Preliminary analysis conditions of JNU boiling facility

Name	Pressure (bar)	Heat flux (kW/m ²)	Mass flux (kg/m ² s)	Temperature (K)	Inlet subcooling (K)
J_case 1	1.5	150	480.37	369.52	15.0
J_case 2	2	310	598.84	383.38	10.0



[Fig. 31] Preliminary analysis of J_case 1



[Fig. 32] Preliminary analysis of J_case 2

그림 31과 32는 기기해석코드인 CUPID 코드를 이용하여 수정된 모델로 예비해석한 결과이다. 앞선 기존 실험 해석 결과와 마찬가지로 높이에 따라 기포율이 증가하는 모습을 보였다. J_case 1의 경우 낮은 높이에서는 기포의 peak가 히터 벽면에 있음을 보였지만 L/D_h 100 지점에서는 기포의 peak 지점이 벽면에서 약간 떨어져 나옴을 확인할 수 있었다. 이러한 결과를 가지고 향후 같은 조건에서 실험을 진행하여 비교 및 분석을 할 예정이다.

V. 결론

본 연구에서는 2011년 한국원자력연구원에서 개발한 다차원 원자력 열수력 기기 해석코드인 CUPID를 이용하여, 고압 및 저압 조건의 미포화비등을 해석하였다. 고압 조건인 Christensen과 Bartolomey 실험을 해석하여 고압 미포화비등에서 코드 검증에 하였고, 이후 저압 조건인 Zeitoun과 SUBO 실험을 해석하였다. 고압 조건인 Christensen 및 Bartolomey, 그리고 저압 조건인 Zeitoun은 단면평균 기포율을 측정하여 축방향의 데이터를 제공하였다. 하지만 SUBO의 경우, 광섬유센서를 사용하여 반경방향의 기포율 데이터를 제공하였다는 차이점이 있다. 해석 결과와 비교를 위하여 검증된 코드인 계통해석코드 MARS-KS 코드를 이용하였다.

고압 조건에서의 단면평균의 기포율은 실험 데이터와 유사한 수치를 나타내었다. Christensen의 실험 해석은 실험 데이터와 평균 기포율 오차가 0.017 ~ 0.054를 나타냈으며, MARS-KS 코드와도 비슷한 경향성을 띄었다. Bartolomey의 실험 해석은 평균 기포율 오차가 0.022 ~ 0.056를 확인하였다. MARS-KS의 경우는 15 bar에서 오차가 CUPID 코드에 비해 크게 발생하였다. 30 bar 및 45 bar의 해석에서의 평균 오차는 각각 0.091, 0.033이 발생함으로써, 압력 조건 영향이 있을 것이라 판단되었다. 이러한 과정을 통해 CUPID 코드를 검증하였으며, 저압 조건에서의 미포화비등 해석을 하였다.

저압 조건 실험인 Zeitoun의 실험 해석에서 기포율은 실험 데이터와 상당히 큰 차이를 보였다. Zeitoun 실험 해석의 경우 CUPID 코드는 모든 케이스에서 실험 데이터보다 높게 기포율을 예측하였다. 평균 오차도 0.1 정도 발생하였으며, 국부적으로 보았을 때 0.216까지도 발생하였다. 실험 데이터의 최대 기포율이 0.4 이하인 점을 고려한다면 상당히 큰 오차가 발생함을 확인하였다. 이는 앞서 연구 목표에서 언급했듯이 고압의 조건에서 개발된 모델이므로 이러한 현상이 발생되었다고 판단된다. 또한, 저압 조건의 실험인 SUBO 실험에서도 기포율의 차이를 확인하였다.

저압 미포화비등 조건의 기포율 예측능력 향상을 위해 민감도 분석을 하였다. 민감도 분석에 사용되는 변수로는 ① 핵생성위치밀도, ② 기포이탈직경, ③ 기포이탈

빈도수, ④ K-factor이며, 이 변수들은 미포화비등 내 기포의 형성에 대한 다차원 안전해석코드의 미포화비등 모델인 열분배모델을 해석하기 위한 부모모델이다. 이 중 K-factor와 기포이탈빈도수는 각각 4와 Cole(1960)의 모델을 고정하였고, 핵생성위치밀도와 기포이탈직경에 대해 민감도 분석을 진행하였다. 각각 4개와 3개의 모델을 가지고 12 가지 케이스에 대해 민감도 분석을 하였고, 그 결과 저압 조건에서의 미포화비등 해석을 위한 모델을 결정하였다. 핵생성위치밀도는 Kocamustafaogullari and Ishii의 모델이며, 기포이탈직경은 Fritz의 모델이다. 이 수정된 모델을 가지고 Zeitoun의 실험과 SUBO 실험을 재해석하였다.

Zeitoun의 실험 재해석 결과 실험 데이터와의 평균 오차를 상당히 줄일 수 있었다. 모든 케이스에서 0.04 이하로 평균 오차가 발생하였다. 기존의 모델과는 다르게 실험 데이터와 유사한 결과 값을 얻을 수 있었다. 하지만 낮은 높이에서 실험 데이터보다 높게 기포율이 예측되는 점은 열분배모델 내 부모모델 수정으로는 해결되지 않음을 확인하였다. 이는 다른 저압 조건인 SUBO 실험 재해석에서도 발생하였다. 또한, SUBO 실험 재해석 결과에서 열분배모델 내 부모모델 수정으로는 반경방향 기포 분포의 영향이 없음을 확인하였다. 이는 열분배모델은 기포의 생성의 영향을 미치며, 반경방향 기포 분포에는 영향을 미치지 않기 때문이다. 반경방향 기포 분포의 영향을 미치는 항은 계면 운동량 전달식에 있으며, drag coefficient 내 bubble mean diameter, lift force 내 lift coefficient, wall lubrication force 내 wall lubrication coefficient, turbulent dispersion force 내 turbulent dispersion coefficient로 총 4 가지이다. 하지만 본 연구에서는 고려하지 않았으며, 이는 향후 민감도 분석을 통해 반경방향 기포 분포의 정확도를 높일 예정이다.

이 후 수정된 모델을 적용한 CUPID 코드로 제주대학교 비등장치의 예비 해석을 진행하였다. 구축된 비등장치는 O.D 30 mm, I.D 10 mm의 환형 유로를 가지고 있으며, 높이는 3040 mm로 구성되어 있으며, 최대 열속과 최대 압력은 각각 473 kW/m²과 3 bar이다. 향후 광섬유센서를 통해 반경방향 및 축방향(L/D_h 21.5, 46.5, 71.5, 100.0)의 기포율을 측정할 예정이며, 실험 데이터와 예비 해석 결과를 비교하여 CUPID 코드의 정확도를 높이는 연구를 진행할 예정이다.

REFERENCE

- [1] H. Christensen, 1961, "Power-to-void transfer functions", ANL-6385, Argonne National Laboratory, Argonne, USA
- [2] C. C. Bartolomey and V. M. Chanturiya, 1967, "Experimental study of tube void fraction when boiling subcooled water in vertical tubes", *Thermal Engng*, 14, pp.123-128
- [3] O. Zeitoun and M. Shoukri, 1997, "Axial void fraction profile in low pressure subcooled flow boiling", *Int. J. Heat Mass Transfer*, 40, pp.869-879
- [4] G. E. Thorncroft, J. F. Klausner, R. Mei, 1998, "An experimental investigation of bubble growth and detachment in vertical upflow and downflow boiling", *Int. J. Heat Mass Transfer*, 41, pp.3857-3871
- [5] N. Basu, G. R. Warrier, V. K. Dhir, 2002, "Onset of nucleate boiling and active nucleation site density during subcooled flow boiling", *ASME J. Heat Transfer*, 124, pp.717-728
- [6] R. Situ, T. Hibiki, X. Sun, Y. Mi, M. Ishii, 2004, "Axial interfacial area transport of subcooled boiling flow in an internally heated annulus", *Experiments in Fluids*, 37, pp.589-603
- [7] B. J. Yun, B. U. Bae, D. J. Euh, G. C. Park, C. -H. Song, 2010, "Characteristic of the local bubble parameters of a subcooled boiling flow in an annulus", *Nuclear Engineering and Design*, 240, pp.2295-2303

[8] J. Y. Tu and G. H. Yeoh, 2002, "On numerical modeling of low-pressure subcooled boiling flows", *Int. J. Heat Mass Transfer*, 45, pp.1197-1209

[9] M. Ishii and T. Hibiki, 2006, "Thermo-fluid dynamics of two-phase flow", Springer

[10] 박익규, 조형규, 이재룡, 김정우, 윤한영, 이희동, 정재준, 2011, "열수력 기기 해석용 CUPID 코드 개발 및 평가 전략", *한국전산유체공학회지*, 16, pp.30-48

[11] G. Yadigaroglu, 2005, "Computational fluid dynamics for nuclear applications: From CFD to multi-scale CMFD", *Nuclear Engineering and Design*, 235, pp.153-164

[12] KAERI, 2009, "MARS code manual vol.II: Input requirements", Korea

[13] C. Y. Han and P. Griffith, 1965, "The mechanisms of heat transfer in nucleate boiling the heat flux temperature difference relationship", *Int. J. Heat Mass Transfer*, 8, pp.905-914

[14] D. B. R. Kenning, H. Victor, M. DelValle, 1981, "Fully developed nucleate boiling: overlap of areas of influence and interference between bubble sites", *Int. J. Heat Mass Transfer*, 24, pp.1025-1032

[15] R. L. Judd and K. S. Hwang, 1976, "A comprehensive model for nucleate pool boiling heat transfer including microlayer evaporation", *ASME J. Heat Transfer*, 98, pp.623-629

[16] A. Bejan, 1993, "Heat Transfer", Wiley, New York, p.260

[17] R. W. Bowring, 1962, "Physical model based on bubble detachment and calculation of steam voidage in the subcooled region of a heated channel", Report HPR-10, Institute for Atomenergi, Halden, Norway

[18] B. B. Mikic and W. M. Rohsenow, 1969, "A new correlation of pool boiling data including the fact of heating surface characteristics", ASME J. Heat Transfer, 91, pp.245-250

[19] R. Cole, 1960, "Photographic study of boiling in region of critical heat flux", AIChE Journal, 6, pp.533-542

[20] M. Lemmert and J. M. Chwala, 1977, "Influence of flow velocity on surface boiling heat transfer coefficient", In: Hahne, E., Grigull, U. (Eds.), Heat Transfer in Boiling, Academic Press and Hemisphere

[21] G. Kocamustafaogullari and M. Ishii, 1983, "Interfacial area and nucleation site density in boiling systems", Int. J. Heat Mass Transfer, 26, pp.1377-1387

[22] W. Fritz, 1935, "Maximum volume of vapor bubbles", Phys. Z. 36, pp.379-384

[23] T. Hibiki and M. Ishii, 2003, "Active nucleation site density in boiling systems", Int. J. Heat Mass Transfer, 46, pp.2587-2601

[24] N. Kurul and M. Z. Podowski, 1990, "Multidimensional effects in forced convection subcooled boiling", Proc. 9th Int Heat Transf Conf, Jerusalem, Israel, pp.21-25

[25] H. J. Ivey, 1967, "Relationships between bubble frequency, departure diameter and rise velocity in nucleate boiling", *Int. J. Heat Mass Transfer*, 10, pp.1023-1040

[26] K. Stephan, 1992, "Heat transfer in condensation and boiling", Springer, New York

[27] R. Cole and W. Rohsenow, 1969, "Correlation of bubble departure diameters for boiling of saturated liquids", *Chem. Eng. Prog.*, 65, pp.211-213

[28] V. I. Tolubinsky and D. M. Kostanchuk, 1970, "Vapor bubbles growth rate and heat transfer intensity at subcooled water boiling", *Proc. 4th Int Heat Transf Conf*, Paris, France, pp.B-2.8

[29] G. Kocamustafaogullari, 1983, "Pressure dependence of bubble departure diameter for water", *Int. Commun. Heat Mass Transfer*, 10, pp.501-509

[30] H. C. Unal, 1976, "Maximum bubble diameter, maximum bubble growth time and bubble growth rate", *Int. J. Heat Mass Transfer*, 19, pp.643-649

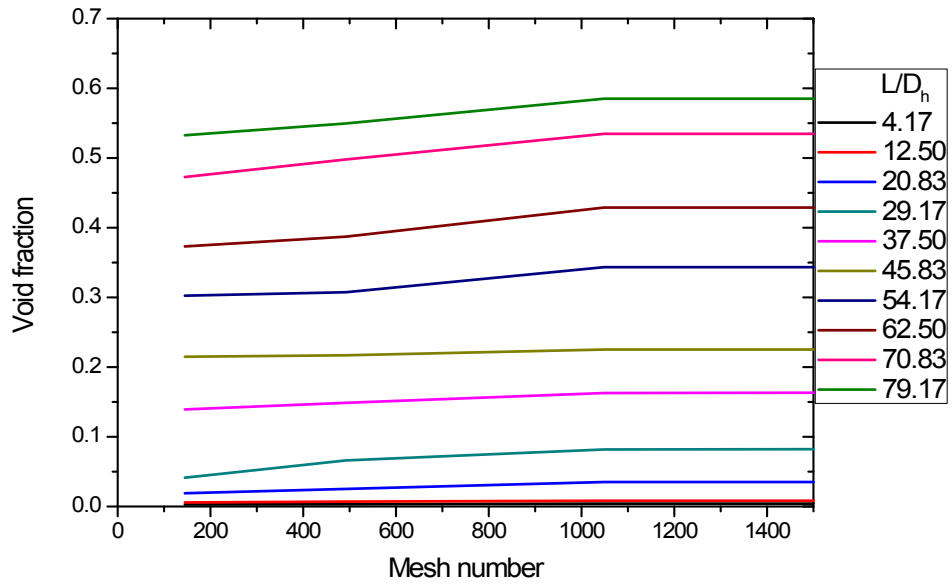
[31] ANSYS Inc., 2009, "ANSYS CFX-Solver Theory Guide: Release 12.1", USA

[32] KAERI, 2014, "CUPID 1.8 manual Vol. I: Mathematical models and solution methods", Korea

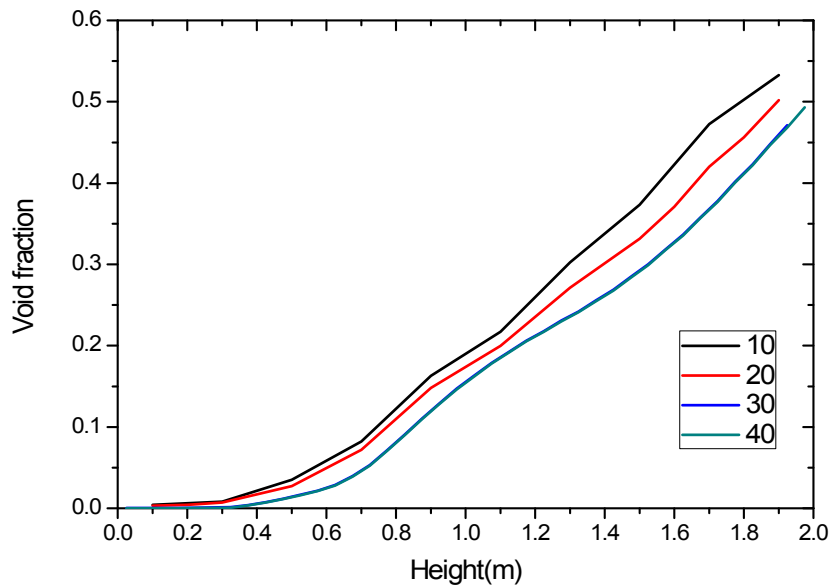
APPENDIX A.

- Mesh optimization -

1) Bartolomey

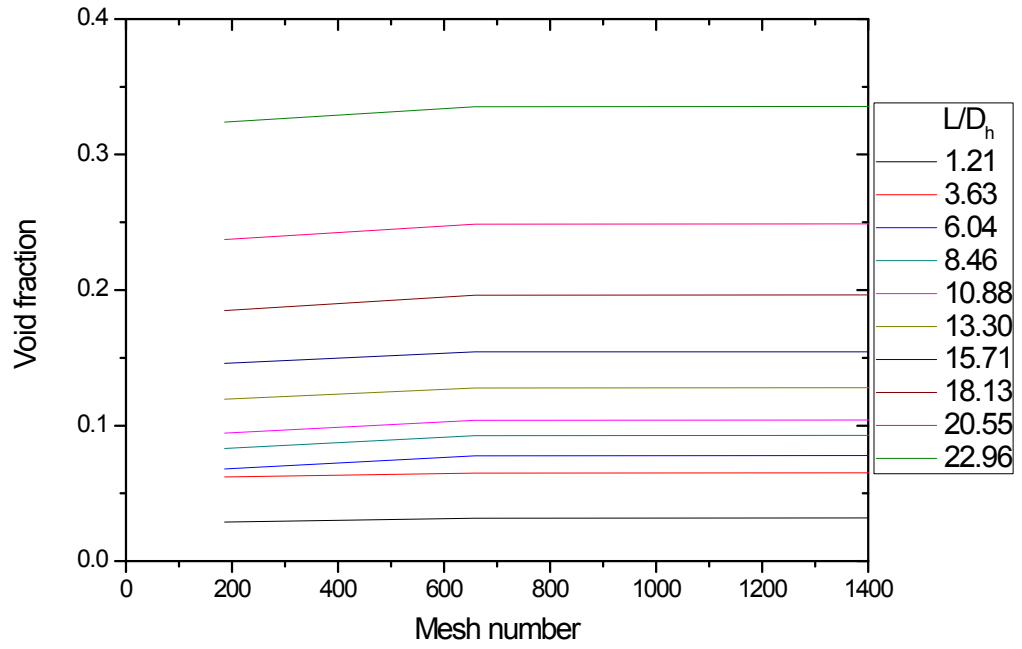


[Fig. 33] Mesh optimization of the cross-section with Bartolomey

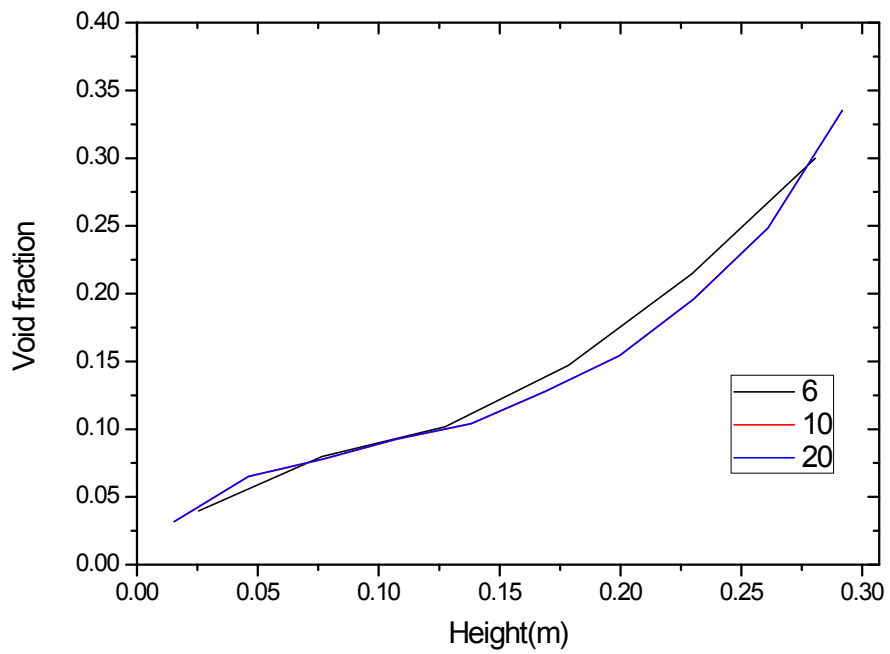


[Fig. 34] Mesh optimization of the height with Bartolomey

2) Zeitoun

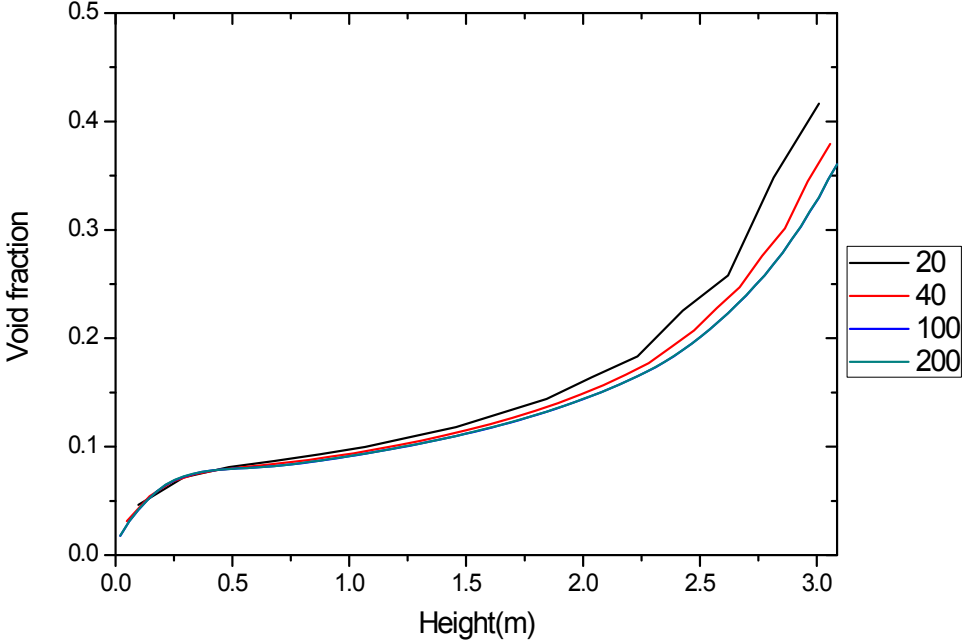


[Fig. 35] Mesh optimization of the cross-section with Zeitoun



[Fig. 36] Mesh optimization of the height with Zeitoun

3) SUBO



[Fig. 37] Mesh optimization of the height with SUBO

감사의 글

길지도 짧지도 않은 2년이라는 시간이 지났습니다. 지난 2년이라는 시간을 돌이켜 보면 많은 아쉬움과 후회가 남습니다. 학업적 성취의 아쉬움도 있지만, 고마운 분들께 감사의 마음을 제대로 전달하지 못해서 그런 것 같습니다. 많이 부족한 저를 이렇게 성장하기까지 힘이 되고 방향을 잡아주셨던 많은 분들께 감사의 마음을 전하고자 합니다.

먼저 본 논문이 완성되기까지 아낌없는 격려와 지도를 해주신 이연건 교수님께 진심으로 감사드립니다. 그리고 부족한 저를 실험실에 받아주시고, 많은 조언 및 방향을 잡아주셨던 김신 교수님께 감사드립니다. 또한, 저의 논문심사를 맡아주시고, 소중한 충고와 조언을 해주셨던 김남진 교수님, 최수석 교수님께도 깊은 감사를 드립니다.

말형으로써 묵묵히 실험실의 중심을 잡아주신 보안이형, 제 잘못에 대해 호통은 치지만 여러 조언을 아낌없이 해준 영준이형, 여러 가지 지식이 풍부하고 자기 일에 대해 묵묵하게 하는 우연이, 아무리 짓궂게 장난치고 이런 저런 일을 시켜도 불평 않고 잘 따라준 동재, 이제 막 대학원 시작하여 정신없지만 최선을 다하는 현미에게도 고맙다는 말을 전합니다. 그리고 그동안 잘 따라준 실험실 학부생인 윤기, 연하, 준희, 소현이에게도 고마움을 전합니다.

항상 사랑으로 키워주시고 부족한 자식을 믿어주신 아버지, 어머니께 감사의 말씀을 드립니다. 이 외에 제가 미처 언급하지 못한 고마운 분들이 너무나 많습니다. 그 분들의 이름을 모두 새기지 못함을 죄송하게 생각하며, 대신 제 깊은 감사의 말로 이 글을 마칠까 합니다. “진심으로 감사드립니다.”