



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

ANSYS-CFX 코드를 이용한 저압
미포화비등 조건에서의 기포율 분포 해석

濟州大學校 大學院

에너지공학科

玄 秀 淵

2018年 2月

ANSYS-CFX 코드를 이용한 저압 미포화비등 조건에서의 기포율 분포 해석

指導教授 李 演 鍵

玄 秀 淵

이 論文을 工學 碩士學位 論文으로 提出함

2017 年 12 月

玄秀淵의 工學 碩士學位 論文을 認准함

審査委員長 _____ 朴 在 雨

委 員 _____ 李 演 鍵

委 員 _____ 崔 秀 錫



濟州大學校 大學院

2017 年 12 月



Numerical Study on the Void Fraction Distribution in
Subcooled Boiling Flow under Low-pressure
Conditions using the ANSYS-CFX Code

Su-Yeon Hyeon

(Supervised by professor Yeon-Gun Lee)

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

December 2017

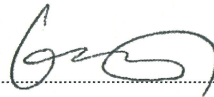
This thesis has been examined and approved.



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



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



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

Date 2017. 12

Department of Nuclear and Energy Engineering
GRADUATE SCHOOL
JEJU NATIONAL UNIVERSITY

목 차

LIST OF FIGURES	iii
LIST OF TABLES	v
SUMMARY	vi
I. 서론	1
II. ANSYS-CFX 모델	3
1. Two-fluid 모델	3
2. 열분배 모델	5
3. 열분배 모델 내 부모모델	8
1) 핵비등생성밀도	8
2) 기포이탈빈도수	9
3) 기포이탈직경	9
III. 고압 미포화비등 실험 해석	11
1. Bartolomey 실험 해석	12
2. Christensen 실험 해석	15
IV. 저압 미포화비등 실험 해석	18
1. SUBO 실험 해석	18
2. JNU 실험 해석	26
3. 계면 운동량 전달 및 기포율 분포	30
4. 기포이탈직경 모델 수정 및 민감도 분석	35
V. IVR-ERVC 조건에서의 미포화비등 해석	39
1. iPOWER IVR-ERVC	39
2. IVR-ERVC 조건에서의 미포화비등 해석	41

VI. 결론 49

REFERENCE 51

감사의 글

LIST OF FIGURES

[Fig. 1] Heat flux partition of wall boiling model	5
[Fig. 2] Mesh optimization for the Bartolomey's experiment	13
[Fig. 3] Comparison of the calculation result of ANSYS-CFX and the measured void fraction; Bartolomey's test	14
[Fig. 4] Mesh optimization for the Christensen's experiment	16
[Fig. 5] Comparison of the calculation result of ANSYS-CFX and the measured void fraction; Christensen's test	17
[Fig. 6] Mesh optimization for the SUBO experiments	19
[Fig. 7] Comparison of the calculation result of ANSYS-CFX and the measured area-averaged void fraction with default models	23
[Fig. 8] Comparison of the calculation result of ANSYS-CFX and the measured void fraction along the radial direction with default models	24
[Fig. 9] Test section of the JNU facility	26
[Fig. 10] Mesh optimization for the JNU experiment	27
[Fig. 11] Comparison of the calculation result of ANSYS-CFX and the measured area-averaged void fraction with default models	29
[Fig. 12] Comparison of the calculation result of ANSYS-CFX and the measured void fraction along the radial direction with default models	29
[Fig. 13] Comparison of the calculation result of ANSYS-CFX and the measured void fraction along the radial direction with non-drag models	32
[Fig. 14] Comparison of the calculation result of ANSYS-CFX and the measured area-averaged void fraction with non-drag models	33
[Fig. 15] Sensitivity analysis result of Base-RB case	38
[Fig. 16] Concept of IVR-ERVC	40
[Fig. 17] Preliminary sizing of the reactor vessel, insulation, and reactor cavity of iPOWER	43

[Fig. 18] Computational domain for IVR-ERVC of iPOWER	44
[Fig. 19] Preliminary design of inlets for simulation	44
[Fig. 20] Coolant temperature distribution during IVR-ERVC	47
[Fig. 21] Void fraction distribution during IVR-ERVC	47
[Fig. 22] Absolute pressure distribution during IVR-ERVC	48
[Fig. 23] Coolant velocity distribution during IVR-ERVC	48

LIST OF TABLES

<Table 1> The models of wall nucleation site density	8
<Table 2> The models of bubble detachment frequency	9
<Table 3> The models of bubble departure diameter	10
<Table 4> Major parameters for heat partition model of ANSYS-CFX code	11
<Table 5> Test condition of SUBO experiments for ANSYS-CFX code analyses	19
<Table 6> Selected models of bubble departure diameter for sensitivity analysis	36
<Table 7> Heat flux distribution along the angle of RV lower plenum	42
<Table 8> Test conditions for preliminary simulation of IVR-ERVC	42
<Table 9> Mesh optimization data of iPOWER IVR-ERVC	45

SUMMARY

The boiling phenomena may occur near the heater surface, which has higher temperature than the liquid saturation temperature, although the liquid temperature doesn't reach the saturation temperature. This is called the subcooled boiling flows. These phenomena could occur in transient state such as LBLOCA(Large Break Loss Of Coolant Accident), and lead the precipitation of boron at the surface of fuel. Therefore, it is important phenomena on operation and safety of nuclear reactors.

Many studies have focused on flow boiling at high-pressure conditions. However, the low-pressure subcooled boiling could take place in the passive heat exchanger and severe accident mitigation features. There is the difference of thermal-hydrodynamic characteristics at low-pressure from those at high-pressures, such as the behavior of vapor bubbles, density of liquid and vapor. Because the flow becomes consequently complicated, assessment and verification of related models are required.

Existing CFD(Computational Fluid Dynamic) codes have been mostly adopting the heat partition model as the wall boiling model. The results of simulation may sensitively vary with sub-models of major parameters on this model. For the above reasons, it is not appropriated to directly apply the same models on major parameters both to high-pressure and low-pressure conditions. Therefore, it is required to sensitivity analyses of sub-models for accurate simulations.

In this study, subcooled boiling experiments were analyzed using a commercial CFD code, ANSYS-CFX, 17.2, that adopts the heat partition model. The experiments for simulation includes those conducted at high- and low-pressure conditions. The predicted distribution of the void fraction are compared with the experiment results. The ANSYS-CFX code was applied to

the experiments of Bartolomey and Christensen at high-pressure conditions, and showed good agreement with measured data for the void fraction. On the other hand, at low-pressure conditions, the distribution of void fraction did not match for SUBO and JNU experiments. In simulation of both experiments, the concentration of bubbles is near the heated surface with default models. Therefore, the sensitivity analysis of bubble departure diameter, D_d , in the heat partition model was performed to evaluate the parametric effect on void fraction distribution and to improve the prediction capability. As a result, it was improved to predict the area-averaged void fraction along the axial direction for the experimental data.

Furthermore, the simulation of IVR-ERVC(In-Vessel corium Retention through External Reactor Vessel Cooling) was performed for innovative safety plant, iPOWER. The iPOWER adopts the PMCCS(Passive Molten Core Cooling System) for the severe accident mitigation features. The PMCCS considers not only IVR-ERVC but Core Catcher. Both of them, there may be the subcooled boiling flow under the low-pressure conditions during mitigation of accidents as the indirect cooling method. Therefore, in this study, two-phase flow was investigated through the multidimensional numerical analysis of iPOWER IVR-ERVC under the low-pressure subcooled boiling flow using ANSYS-CFX code.

I. 서 론

미포화비등(Subcooled boiling)은 유체의 온도가 포화온도에 도달하지 않았음에도 불구하고, 포화온도보다 높은 온도를 가진 가열면 부근에서 발생하는 비등을 의미한다. 이러한 미포화비등 현상은 원자로에서 대형 냉각재 상실사고(LBLOCA; Large Break Loss Of Coolant Accident)시 강수부 내에서 발생할 수 있다. 또한 노심에서 발생하는 미포화비등으로 인해 핵연료 표면에서 붕소가 침전될 수 있다 [1]. 따라서 미포화비등 현상은 원자로 운전 및 안전에 관한 중요한 현상 중 하나이다.

경수로는 약 15.5 MPa에서 운전되기 때문에 기존의 미포화비등 모델 개발은 대부분 고압 조건에 집중되었다 [2,3]. 그러나 피동형 열교환기 및 중대사고시 완화를 위한 대처설비 등에서 저압 조건의 미포화비등 현상이 발생할 수 있다. 저압에서는 고압에서와 달리 기포의 크기가 커지고, 가열면에서 떨어져 나와 유체로 이동하는 거리가 길어지는 등 다른 열수력학적 특성을 가진다. 따라서 유동구조가 복잡해지며 정확한 예측을 위해서는 물리모델의 평가 및 검증이 필요하다.

이러한 비등 현상으로 발생한 기포의 거동은 시스템의 열전달 특성 및 압력강하 등에 영향을 미친다 [4]. 기포율(void fraction)이란 유동 채널 전체 단면적에 대해 기포가 차지하는 비율로 정의되며, 유동양식과 열전달 계수 변화에 영향을 끼칠 수 있다 [5]. 따라서 원자로 설계 및 안전 해석에 있어서 기포율 분포 예측은 매우 중요하다 [6].

CFD(Computational Fluid Dynamic) 코드는 대부분 미포화비등에 대해 벽면비등모델로서 열분배 모델(Heat partition model)을 채택하고 있다. 열분배 모델은 벽면에서의 열속을 세 가지 향으로 구분하여 모델링하며, 주요 인자의 부모모델에 따라 예측결과가 민감하게 변화하는 특징이 있다. 앞서 서술하였듯이, 기존의 CFD 코드들은 고압 조건에서 개발된 관련 모델을 사용하며 높은 정확도를 보인다. 반면, 저압 조건에서의 미포화비등 현상에 대해서는 예측 능력 향상이 요구되며 이에 관한 연구가 진행되어왔다. Choi et al.[5]은 저압조건에서 미포화비등 현상에 대해 CFD의 유효성을 검토하였다. 열분배모델을 이용하여 실험값과 수치해

석 결과를 비교 하였으며, 그 결과 저압조건에서 개발된 상관식을 적용하여 수치 해석의 정확성을 높였다. J. Y. Tu et al.[6]은 ANSYS-CFX 코드의 기포 평균 직경과 기포이탈직경에 관한 부모델 상관식 수정을 통해 저압 미포화비등 조건에서의 기포율 예측능을 향상시켰다. Končar et al.[8,9]은 대기압 및 저압조건의 미포화비등 실험값과 CFX-4.3 코드의 해석 결과를 비교하였으며, 기포 평균 직경에 관한 모델을 수정함으로써 기포율 분포를 적절히 예측하였다. 또한 반경반향의 기포율 분포 분석을 통해 두 상간에 작용하는 계면운동량 전달에 관한 연구를 수행하였다. G. H. Yeoh et al.[10]은 수직 시험부의 저압 미포화비등 실험 해석을 통해 핵비등생성밀도, 기포 크기, 기포이탈빈도수에 관하여 기존에 제안된 상관식 모델 검증을 수행하였다. 이를 통해 고압과 저압 조건에서의 미포화비등 현상 모의를 위해 동일한 부모델을 적용하는 것은 적절하지 않음을 알 수 있다.

본 연구에서는 상용 전산유체역학코드 ANSYS-CFX를 활용하여 고압 및 저압 미포화비등 실험을 해석하고 벽면비등모델의 정확성을 평가하였다. 또한 계면 운동량 전달 모델링을 통해 가열면에서 생성되어 떨어져 나온 기포의 거동을 고려하였으며, 이를 토대로 반경방향으로의 기포율 분포를 분석하였다. 특히 열분배 모델 내 주요 인자인 기포이탈직경, D_d (bubble departure diameter),의 수정 및 민감도 분석을 수행함으로써 저압 조건에서의 기포율 예측 능력을 향상시키는 것을 최종목표로 한다.

위의 결과를 바탕으로 실제 중대사고 시 발전소에서 발생할 수 있는 저압 미포화비등 현상 중 하나로써, 혁신적 안전경수로(iPOWER)의 IVR-ERVC(In-Vessel corium Retention through External Reactor Vessel Cooling)를 해석하였다. iPOWER는 전원에 의존하지 않고 자연력에 의해 구동하도록 설계하는 안전계통인 피동형안전계통을 채택하고 있다. 이에 중대사고 시 용융노심을 안전하게 냉각시키는 피동용융노심 냉각계통(PMCCS; Passive Molten Core Cooling System)을 적용하고 있다. PMCCS는 IVR-ERVC와 Core Catcher를 모두 고려하며, 둘 다 간접 냉각 방식으로 이를 이용한 사고완화 시 저압조건의 미포화비등이 발생할 수 있다 [11]. 따라서 본 연구에서는 ANSYS-CFX 코드로 저압 미포화비등 조건에서의 iPOWER IVR-ERVC 해석을 수행하였으며, 다차원 해석을 통해 이상 자연대류 유동을 확인하고자 한다.

II. ANSYS-CFX 모델

1. Two-fluid 모델

본 연구에서 사용한 ANSYS-CFX 코드는 two-fluid 모델로 지배방정식에 대해 각각 액상과 기상을 고려하여 계산하며 두 상간의 경계면에서 발생하는 상호작용의 영향을 반영한다. 다음의 연속 방정식(1), 운동량 방정식(2), 에너지 방정식(3)을 각각의 상에 대해 고려하여 각 상의 거동을 효과적으로 모사할 수 있다 [12,13].

Continuity equations

$$\frac{\partial(\rho_l \alpha_l)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_l \alpha_l \vec{u}_l) = \Gamma_{lg} \quad (1a)$$

$$\frac{\partial(\rho_g \alpha_g)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho_g \alpha_g \vec{u}_g) = \Gamma_{gl} \quad (1b)$$

Momentum equations

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t}(\rho_l \alpha_l \vec{u}_l) + \nabla \cdot (\rho_l \alpha_l \vec{u}_l \vec{u}_l) \\ & = -\alpha_l \nabla P + \alpha_l \rho_l \vec{g} + \nabla \cdot [\alpha_l \mu_l^{eff} (\nabla \vec{u}_l + (\nabla \vec{u}_l)^T)] + (\Gamma_{lg} \vec{u}_g - \Gamma_{gl} \vec{u}_l) + F_{lg} \end{aligned} \quad (2a)$$

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t}(\rho_g \alpha_g \vec{u}_g) + \nabla \cdot (\rho_g \alpha_g \vec{u}_g \vec{u}_g) \\ & = -\alpha_g \nabla P + \alpha_g \rho_g \vec{g} + \nabla \cdot [\alpha_g \mu_g^{eff} (\nabla \vec{u}_g + (\nabla \vec{u}_g)^T)] + (\Gamma_{gl} \vec{u}_l - \Gamma_{lg} \vec{u}_g) + F_{gl} \end{aligned} \quad (2b)$$

Energy equations

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_l \alpha_l H_l) + \nabla \cdot (\rho_l \alpha_l \vec{u}_l H_l) = \nabla \cdot (\alpha_l k_l \nabla T_l) + (\Gamma_{lg} H_g - \Gamma_{gl} H_l) \quad (3a)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho_g \alpha_g H_g) + \nabla \cdot (\rho_g \alpha_g \vec{u}_g H_g) = \nabla \cdot (\alpha_g k_g \nabla T_g) + (\Gamma_{gl} H_l - \Gamma_{lg} H_g) \quad (3b)$$

여기서 ρ , α , \vec{u} , P , \vec{g} , μ^{eff} , k , Γ , H 는 각 상에 대한 밀도, 부피분율, 속도, 압력, 중력가속도, 유효점성도, 열전도도, 계면 질량 전달항, 엔탈피이며, 하첨자 l 과 g 는 각각 액상과 기상을 의미한다.

운동량 보존방정식에서 두 상간에 작용하는 계면 운동량 전달항은 아래의 힘의 합으로 나타낼 수 있다.

$$F_{lg} = -F_{gl} = F_D + F_L + F_{WL} + F_{TD} + F_{VM} \quad (4)$$

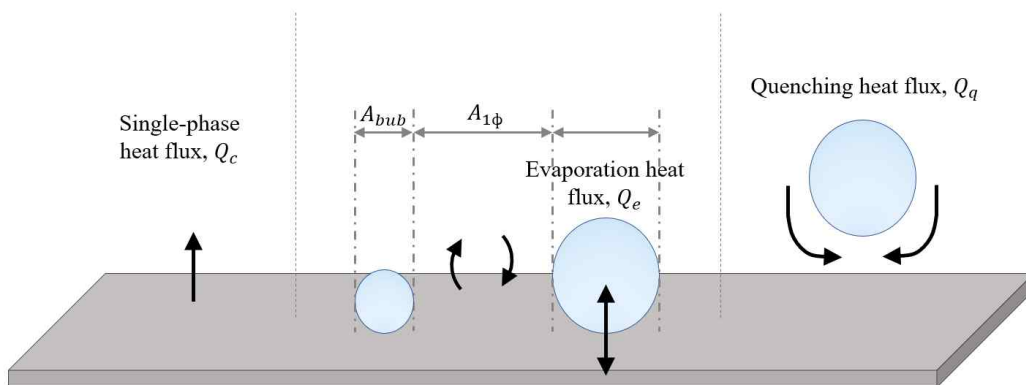
F_D , F_L , F_{WL} , F_{TD} , F_{VM} 은 각각 항력(drag force), 양력(lift force), 벽면윤활력(wall lubrication force), 난류분산력(turbulent dispersion force), 가상질량력(virtual mass force)이다. 계면 운동량 전달항은 가열표면에서 생성되어 떨어져 나온 기포의 공간 분포에 영향을 미친다. 따라서 기포의 반경방향 분포의 정확한 예측을 위해서는 상기 힘들에 대한 평가와 검증이 요구된다 [4,9].

2. 열분배 모델

미포화비등에 대해 전산유체역학코드는 벽면 비등에 관한 기본 모델로서 대부분 Kurul and Podowski(1990)이 제안한 열분배 모델(heat partition model)을 적용하고 있다. 본 연구에 사용된 ANSYS-CFX 코드 또한 해당 모델을 채택하고 있다. 열분배 모델에서는 벽면으로부터의 총 열속을 그림 1과 같이 대류, 기화 그리고 급냉의 세 가지 요소로 구분한다. 유체로 공급되는 열속은 Q_c 와 Q_q 의 합이며, 다음 식 (5)와 같이 표현된다.

$$Q_w = Q_c + Q_e + Q_q \quad (5)$$

Q_c , Q_e , Q_q 는 각각 단상 유동 열전달, 벽면 비등 열전달, 표면 급냉 열전달에 의한 열속을 의미한다 [12,13]



[Fig. 1] Heat flux partition in the wall boiling model

열분배 모델에서 열원인 벽면은 식 (6)과 같이 두 부분으로 구성되며, 두 면적 모두 무차원의 형식을 나타낸다.

$$A_{1\phi} + A_{bub} = 1 \quad (6)$$

$A_{1\phi}$ 과 A_{bub} (bubble influence area)는 각각 기포의 영향을 받는 부분과 그렇지 않은 부분으로 구분할 수 있다. 즉, $A_{1\phi}$ 은 단상의 대류가 발생하는 면적으로 기포의 영향을 받지 않는다. 따라서 해당 면적에서는 기포가 존재하지 않으며 유체의 단상 유동과 유사한 방식으로 다뤄진다. 이에 해당하는 열속은 단상의 유체가 기포로 상변화를 위해 받는 열속인 단상 대류 열속(Q_c)이며, 다음 식 (7)로 나타낼 수 있다.

$$Q_c = A_{1\phi} h_c (T_w - T_l), \quad (7)$$

여기서 T_w 과 T_l 는 각각 열원인 벽과 유체의 온도이며, h_c 는 대류열전달계수이다.

A_{bub} 는 벽면에서 기포의 영향을 받는 면적으로 두 상간의 열교환이 일어나는 부분을 의미한다. 해당 면적에서는 기화 열전달이 발생하며 미포화유체의 기화에 기여한다. 상변화된 기포가 벽면에서 떨어져 나가기 전까지 받는 열속인 벽면 비등 열속(Q_e)은 다음과 같이 표현된다.

$$Q_e = \dot{m} (h_{g,sat} - h_l), \quad (8)$$

여기서 $h_{g,sat}$ 과 h_l 는 각각 포화증기와 미포화유체의 엔탈피이며, \dot{m} 는 증발률로 다음 식(9)와 같이 계산한다.

$$\dot{m} = \frac{\pi D_d^3}{6} \rho_g f n \quad (9)$$

D_d , ρ_g , f , n 는 각각 기포이탈직경(bubble departure diameter), 기체 밀도, 기포 이탈빈도수(bubble detachment frequency), 핵비등생성밀도(wall nucleation site density)이다.

상변화로 인해 생성된 기포가 벽면에서 떨어져 나가면 그 자리에 벽 근처 주변부의 유체가 흘러들어오게 된다. 그리고 다음 기포가 생성될 때 까지 A_{bub} 에서 과도 열전달(thermal transient conduction)이 일어난다 [13]. 해당 매커니즘을 급냉 열전달이라 하며 표면 급냉 열속(Q_q)이 이에 해당한다.

$$Q_q = A_{bub} h_q (T_w - T_l) \quad (10)$$

$$h_q = \left(\frac{2}{\sqrt{\pi}} \right) f \sqrt{t_w k_l \rho_l C_{pl}} \quad (11)$$

표면 급냉 열속 Q_q 은 단상 대류 열속과 비슷한 형태로 구할 수 있으며 식 (10)으로 계산한다. 식 (11)는 급냉 열전달 계수 h_q (quenching heat transfer coefficient)로 waiting time t_w 과 기포이탈빈도수 f 로 표현되며 k_l , ρ_l , C_{pl} 은 각각 유체의 열전도도, 밀도, 정압비열이다.

해당 매커니즘 모델은 많은 연구자들에 의해 열전달 closure model로서 사용되었다 [13]. 따라서 각각의 열속을 구성하는 인자들과 관련된 부모모델에 대한 다양한 모델상관식이 존재하며, 정확한 예측을 위해선 모델의 적절한 선정이 요구된다 [4,5,14]. 본 연구에서는 열분배 모델을 채택하고 있는 ANSYS-CFX 코드를 이용하여 미포화비등 실험을 모의하였다. 고압 및 저압 미포화비등 조건에서 해석 코드의 기포율 해석능을 확인하였으며, 민감도 분석을 통해 기포율 분포 예측능력을 향상시켰다.

3. 열분배 모델 내 부모모델

ANSYS-CFX 코드는 벽면 비등에 관한 기본 모델로서 앞서 설명한 열분배 모델을 채택하였다. 각 해당 열속에는 이를 적절히 예측하기 위한 하위 모델을 필요로 하며, 핵비등생성밀도, 기포이탈직경, 기포이탈빈도수 등이 존재한다.

1) 핵비등생성밀도, n (wall nucleation site density)

ANSYS-CFX 코드는 가장 기본적으로 사용되는 Cole(1960)의 모델에서 변경된 상수를 제시한 Lemmert and Chwala(1977)의 모델을 채택한다 [12]. Lemmert and Chwala(1977)이 제안한 상관식은 일반적으로 많이 사용되는 수식이며 단위는 m^{-2} 이다 [13]. Basu et al.(2002)는 저압의 1 atm 조건에서 진행된 미포화비등 실험을 토대로 실험상관식을 제시하였다. 해당 모델은 접촉각에 대한 영향을 반영하고 있으며 벽면 과열도(wall superheat; $T_w - T_{sat}$)에 따라 두 가지 형태로 제안되었다 [15]. 상기 상관식을 아래 표 1에 정리하였으며, 상첨자(*)는 ANSYS-CFX에 내장된 기본 모델을 의미한다.

<Table 1> The models of wall nucleation site density

Author	Model
Cole (1960)	$n = [185(T_w - T_{sat})]^{1.805}$
Lemmert and Chwala (1977)*	$n = [210(T_w - T_l)]^{1.805}$
Basu et al. (2002)	$n = 0.34 \times 10^{-4} (1 - \cos\theta) (T_w - T_{sat})^{2.0}$ $0K < (T_w - T_{sat}) < 15K$ $n = 0.34 \times 10^{-1} (1 - \cos\theta) (T_w - T_{sat})^{5.3}$ $15 \leq (T_w - T_{sat})$ <p style="text-align: center;">θ : 접촉각 T_{sat} : 포화온도</p>

2) 기포이탈빈도수, f (bubble detachment frequency)

기포이탈빈도수 f 에 관해 일반적으로 Cole(1960)의 상관식을 사용한다. 이 상관식은 기포이탈빈도수를 기포이탈직경이 연관된 형태로 제안되었다 [7]. Kurul and Podowski(1990)는 Cole(1960)의 상관식에서 항력계수를 추가하여 항력의 의존도를 높였으며, ANSYS-CFX 코드에서는 이 모델을 채택하고 있다.

<Table 2> The models of bubble detachment frequency

Author	Model
Cole (1960)	$f = \sqrt{\frac{4g(\rho_l - \rho_g)}{3D_d\rho_l}}$
Kurul and Podowski (1990)*	$f = \sqrt{\frac{4g(\rho_l - \rho_g)}{3C_D D_d \rho_l}}$ C_D : drag force coefficient

3) 기포이탈직경, D_d (bubble departure diameter)

Fritz(1935)는 수조비등 조건에서 부력과 표면장력의 static equilibrium을 고려하여 기포이탈직경을 도출한 모델이다 [14]. Cole and Rohsenow(1969)는 낮은 압력 조건에서 상관식을 제안하였으며, 물과 물이 아닌 유체의 기포이탈직경을 다르게 제안하였다. 해당 상관식은 기기해석코드인 CUPID 코드에서 채택하고 있다 [16]. ANSYS-CFX 코드에서는 과냉도(subcooling; $T_{sat} - T_l$)를 함수로 갖는 Tolubinsky and Kostanchuk(1970)의 상관식을 채택하고 있다. 해당 상관식은 간단하여 많은 안전해석코드에서 쓰이나, 고압 조건에서의 데이터를 이용한 모델로 범용적으로 사용할 수 없는 한계가 있다. Kocamustafaogullari and Ishii(1995)는 저압 및 낮은 과냉도 데이터를 기반으로 만들어진 상관식이다 [13].

<Table 3> The models of bubble departure diameter

Author	Model
Fritz (1935)	$D_d = 0.0208\theta \sqrt{\frac{\sigma}{g\Delta\rho}}$ <p>θ : contact angle σ : surface tension</p>
Cole and Rohsenow (1969)	$D_d = 1.5 \times 10^{-4} \sqrt{\frac{\sigma}{g\Delta\rho}} \left(\frac{\rho_f C_{pf} T_{sat}}{\rho_g h_{fg}} \right)^{5/4}$ for water $D_d = 4.65 \times 10^{-4} \sqrt{\frac{\sigma}{g\Delta\rho}} \left(\frac{\rho_f C_{pf} T_{sat}}{\rho_g h_{fg}} \right)^{5/4}$ for other liquids <p>C_{pf} : specific heat at constant pressure for saturated liquid</p>
Tolubinsky and Kostanchuk (1970)*	$D_d = \min\left(0.0006 \times \exp\left[-\frac{T_{sat} - T_l}{45}\right], 0.0014\right)$
Kocamustafaogullari and Ishii (1995)	$D_d = 2.5 \times 10^{-5} \left(\frac{\rho_l - \rho_g}{\rho_g} \right)^{0.9} \theta \sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho_l - \rho_g)}}$

Ⅲ. 고압 미포화비등 실험 해석

ANSYS-CFX에서 채택하고 있는 기존 모델들의 고압 미포화비등 해석능을 확인하기 위해 대표적인 실험인 Bartolomey(1967)와 Christensen(1961) 실험을 모의하였다. 열분배 모델을 이용하기 위한 하위모델은 코드 내에서 기본적으로 채택하고 있는 상관식을 적용하였으며, 표 4에 정리하였다. 난류모델은 $k-\epsilon$ model, 항력(drag force)은 Ishii-Zuber(1979)의 모델을 적용하였다. 고압조건에서의 미포화비등 실험의 경우, 시험부 높이에 따른 단면 평균 기포율에 대해서만 비교 가능하기 때문에 반경방향으로의 기포율 분포를 확인할 수 없다. 따라서 두 상간에 작용하는 계면 운동량 전달을 고려하지 않고 해석을 진행하였다.

<Table 4> Major parameters for heat partition model of ANSYS-CFX code

Parameter	Model
Active nucleate site density, n	Lemmert and Chwala (1977) $n = [210(T_w - T_l)]^{1.805}$
Bubble detachment frequency, f	Kurul and Podowski (1970) $f = \sqrt{\frac{4g(\rho_l - \rho_g)}{3C_D D_d \rho_l}}$
Bubble departure diameter, D_d	Tolubinsky and Kostanchuk (1970) $D_d = \min\left(0.006 \times \exp\left[-\frac{T_{sat} - T_l}{45}\right], 0.0014\right)$
Bubble waiting time, t_w	Tolubinsky and Kostanchuk (1970) $t_w = \frac{0.8}{f}$
Area influence factor, F	Kurul and Podowski (1990) $F = 2$

1. Bartolomey(1967) 실험 해석

Bartolomey 실험은 내경 15.4 mm, 높이 2000 mm의 원통형 시험부에서 진행되었으며, 원통 외부에서 균일한 열속을 주어 시험부 내 기포율을 측정하는 실험을 하였다 [17]. 본 연구에서는 실험 중 한 가지 케이스를 가지고 해석하였으며, 시험부 높이에 따른 단면 평균 기포율을 실험 결과와 비교하였다.

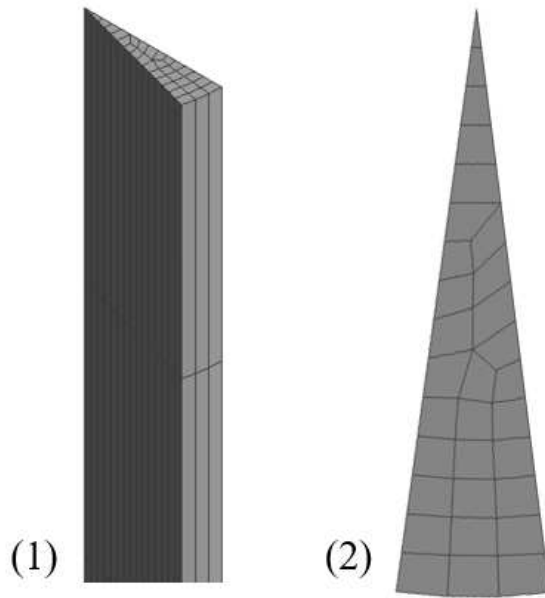
해석에 앞서 격자 최적화(mesh optimization)를 수행하였다. 격자 최적화는 격자의 개수에 의해 해석 결과가 달라지는 영향을 최소화시키는 작업이다 [16]. 기포율 변화가 10^{-4} 이 넘지 않는 기준을 정하여 최종적으로 4,650개의 격자수를 정하였다. 해석을 위한 격자 모양과 격자 최적화 데이터는 각각 그림 2(a), 2(b)에 나타내었다.

해석을 위해 외부 열속이 가해지는 벽면에서 열속 경계조건을, 시험부 상부면은 압력 경계조건을 사용하여 각각 모의하였다. 시험부 하부면은 등온의 냉각수가 일정한 유량으로 입구에 유입되도록 적용하였으며, 대칭면에는 대칭조건을 사용하였다.

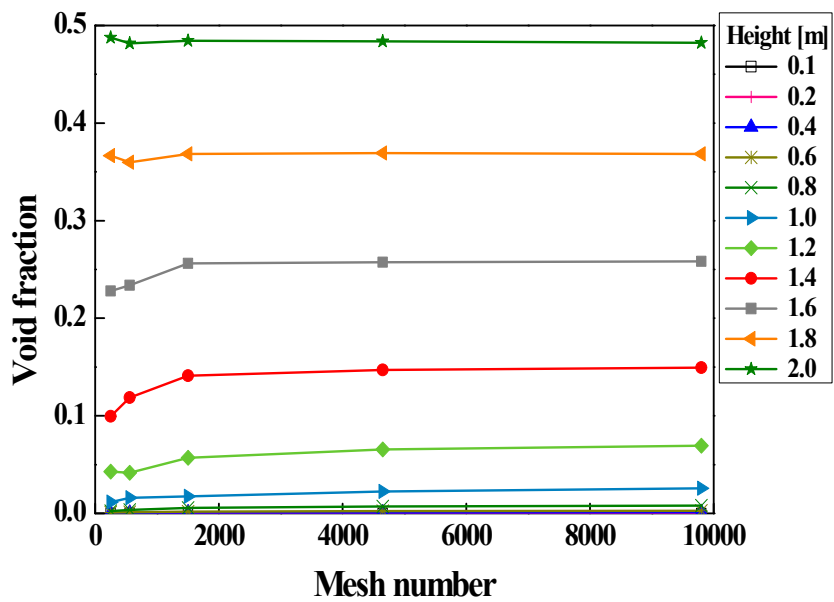
그림 3은 Batolomey의 실험 데이터와 ANSYS-CFX 코드 해석 결과의 비교 그래프이며, 시험부 높이에 따른 단면 평균 기포율 분포를 나타내었다. 각 조건에서 계산값과 실험 데이터의 차이를 알아보기 위하여 식 (12)의 표준오차를 사용하여 오차율을 구하였다. c_i 와 m_i 는 각각 계산값과 측정값이며, N 은 데이터 개수이다.

$$\epsilon = \left[\frac{\sum_{i=1}^N \frac{(c_i - m_i)^2}{m_i}}{N-1} \right]^{1/2} \quad (12)$$

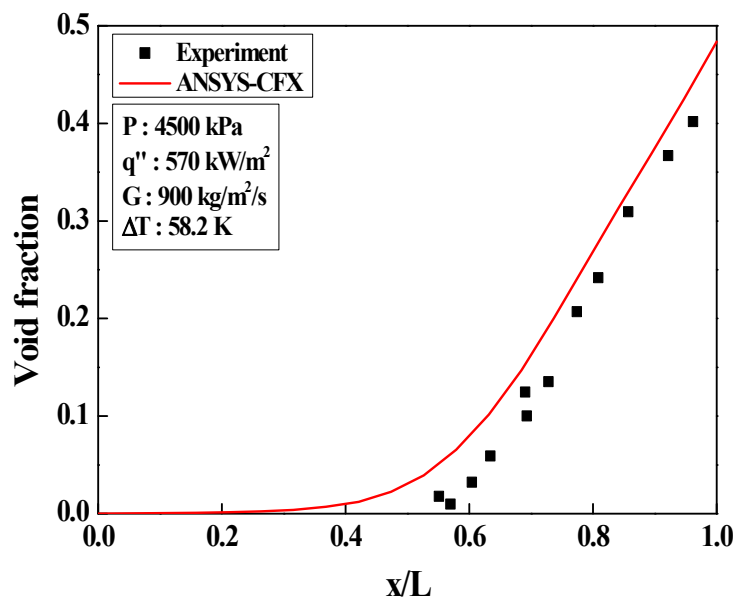
축방향 기포율 분포 비교 결과를 나타낸 그림 3에서 해석 결과가 전체적으로 실험값보다 약간 높지만, 전체적인 경향성을 잘 예측하고 있다. 실험 데이터와의 표준오차는 0.155이며, 축방향 단면 평균 기포율의 차가 작은 것을 알 수 있다. 따라서 Bartolomey의 실험 조건에서 단면 평균 기포율 예측 오차는 크지 않으며, ANSYS-CFX 코드가 Bartolomey 실험을 잘 예측하고 있음을 확인하였다.



(a) Computational domain of Bartolomey's experiment
; (1) side view, (2) top view



(b) Void fraction with different mesh number
[Fig. 2] Mesh optimization for the Bartolomey's experiment



[Fig. 3] Comparison of the calculation result of ANSYS-CFX and the measured void fraction; Bartolomey's test

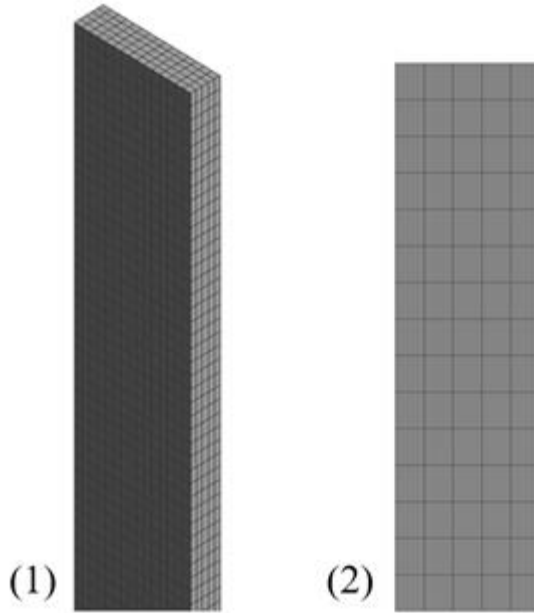
2. Christensen(1961) 실험 해석

Christensen 실험은 가로 11.1 mm, 세로 44.4 mm, 높이 1270 mm의 사각 채널의 시험부에서 진행되었다. Bartolomey 실험과 동일하게 외부에서 균일한 열속을 주어 시험부 높이에 따른 단면 평균 기포율을 측정하였다 [16,18].

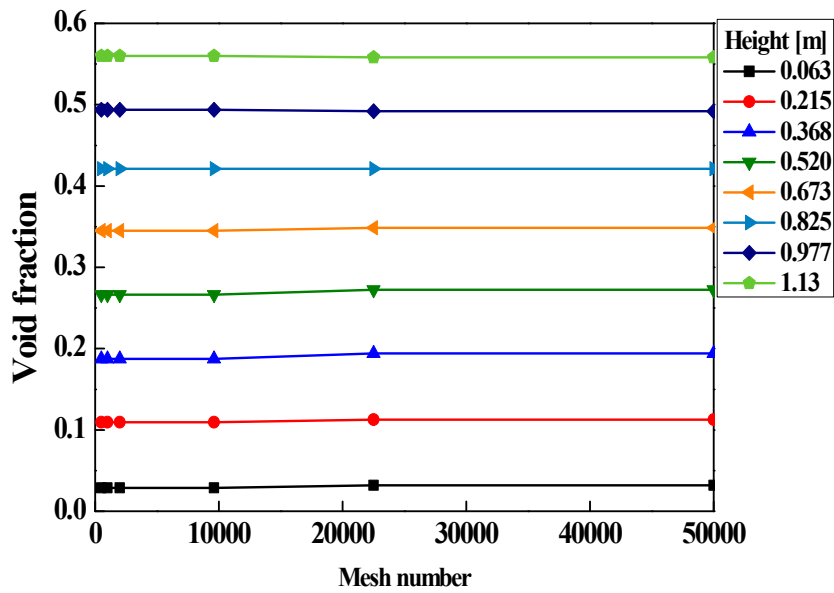
앞선 Bartolomey 실험 해석과 동일하게 격자 최적화 결과를 그림 4에 나타내었으며, 최종 결정된 격자수는 22,500개이다. 해석을 위해 외부 벽면에서 열속 경계조건으로, 시험부 상부면은 압력 경계조건을 사용하여 각각 모의하였다. 입구 경계조건은 등온의 냉각수가 일정유량으로 유입되도록 모의하였다.

그림 5는 Christensen 실험 결과와 코드 해석 결과를 비교한 그래프로 축방향의 단면 평균 기포율을 나타내었다. 표준오차는 0.213이며, Bartolomey 실험과 동일하게 전체적으로 실험값보다 약간 높게 예측하고 있다. 그러나 경향성 측면에서 실험과 상당히 유사한 것을 확인할 수 있다.

Bartolomey와 Christensen 실험은 대표적인 고압 미포화비등 실험으로 4500 kPa 이상의 고압 조건에서 진행되었다. ANSYS-CFX 코드를 이용하여 해당 두 실험을 모의한 결과, 전체적인 경향성 측면에서 기포율 분포를 정확하게 예측하는 것을 확인할 수 있다. 그러나 본 실험 모두 반경방향으로의 기포율 분포 데이터가 없기 때문에 계면 운동량 전달에 관한 분석을 할 수 없는 한계가 있다. 미포화비등 현상은 기포의 생성 및 이탈, 유체로의 이동과 응축 등 복잡한 국소 현상을 동반한다. 따라서 단면 평균 기포율의 일차원 분포뿐만 아니라, 반경 방향의 기포율 분포를 예측하는 것 또한 중요하다. 본 연구에서는 다차원 국소 기포율 분포 데이터를 확보한 저압 미포화비등 실험을 해석하여 계면 운동량 전달이 반경방향 기포율 분포에 미치는 영향을 검토하였다.

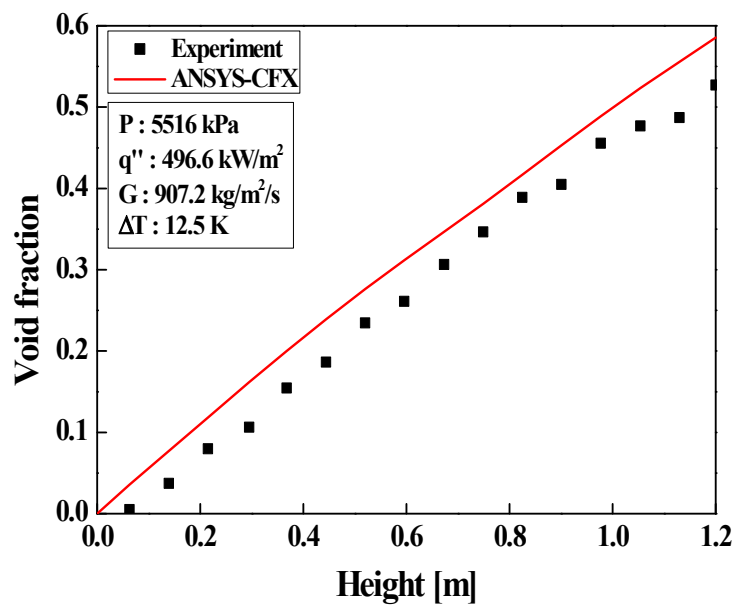


(a) Computational domain of Christensen's experiment
; (1) side view, (2) top view



(b) Void fraction with different mesh number

[Fig. 4] Mesh optimization for the Christensen's experiment



[Fig. 5] Comparison of the calculation result of ANSYS-CFX and the measured void fraction; Christensen's test

IV. 저압 미포화비등 실험 해석

저압 미포화비등 실험 중 대표적인 실험인 SUBO(2010) 실험과 제주대학교에서 실행한 JNU(Jeju National University) 실험에 대해 ANSYS-CFX 코드로 해석을 진행하였다. 기존 모델들의 기포율 예측 능력을 평가하기 위해, 먼저 열분배 모델에 관한 부모모델들을 고압 미포화비등 실험 해석과 동일하게 모델링하여 해석하였다. 또한 저압에서의 기포율 예측 능력 향상을 위해 부모모델 중 기포이탈직경을 수정하여 해석 및 분석하였다.

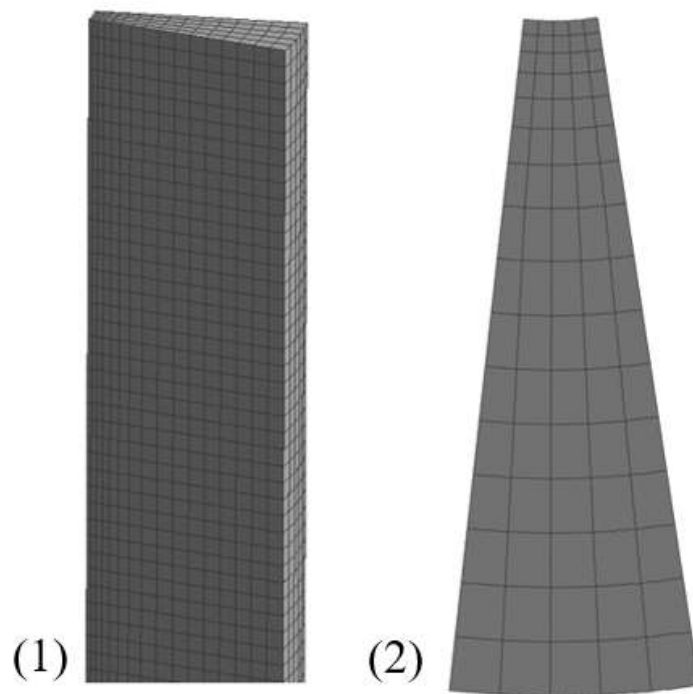
1. SUBO(2010) 실험 해석

SUBO 실험장치의 시험부는 수직 환형 유로와 그 가운데에 열속을 가하는 봉 히터로 구성되어 있다. 시험부의 내경은 35.5 mm, 히터의 외경은 9.98 mm, 높이는 3883 mm의 규모를 가진다. 해당 실험의 경우 미포화비등 내의 국소 기포 인자들을 측정하기 위하여 광섬유 프로브가 실험장치 내 총 6개의 높이에 삽입되었다. 그 중 5개는 가열부에 위치($L/D_h = 18.4, 43.3, 68.2, 93.1, 117.5$)하고 있으며, 1개는 비가열부에 위치($L/D_h = 123.4$)한다 [19]. 본 연구에서는 가열부만을 모의하였으며, 해석 조건은 표 5와 같다. Base-RB 케이스를 기준으로 낮은 열속 조건인 Q1RB 케이스와 열속 및 유속이 높은 V2RB 케이스를 선정하여 해석하였다. 해석에 앞서 고압 미포화비등 실험 해석과 동일하게 격자 최적화를 수행하였으며, 격자의 모양은 그림 6(a)에서 확인할 수 있다. 그리고 격자수는 이전과 마찬가지로 높이에 따라 기포율이 변화하지 않는 240,000개로 결정하였으며, 해당 데이터를 그림 6(b)에 나타내었다.

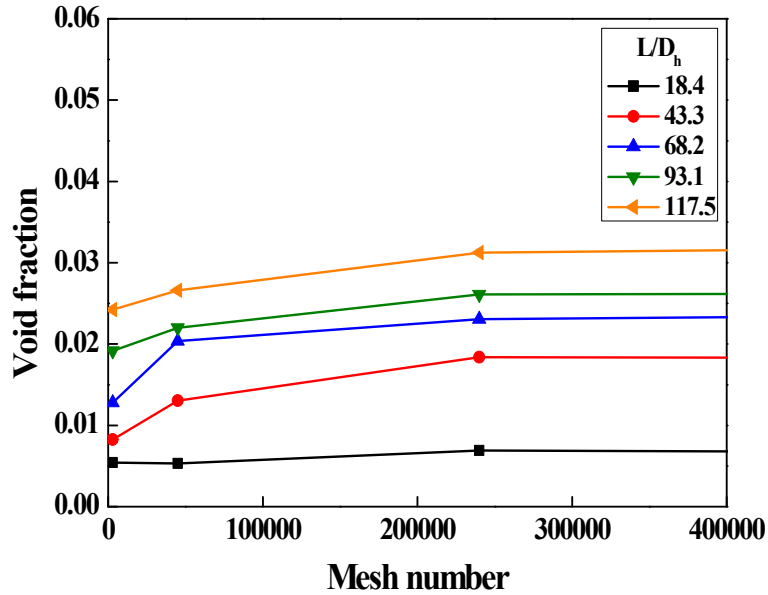
해석을 위해 상단면은 압력 경계조건을 적용하였으며, 하부면은 냉각수가 일정한 유량으로 유입되도록 하였다. 히터 외벽에 해당하는 벽면은 열속 경계조건을, 대칭면에는 대칭조건을 각각 적용하였다. 유동채널 내벽은 단열조건으로 설정하여 모의하였다.

<Table 5> Test condition of SUBO experiments for ANSYS-CFX code analyses

Case	Pressure [kPa]	Heat flux [kW/m ²]	Mass flux [kg/m ² /s]	Inlet subcooling [K]
Base-RB	161.6	473.7	1124.7	17.5
Q1RB	155.1	373.6	1122.9	17.2
V2RB	162.1	563.7	2086.6	18.2



(a) Computational domain of SUBO experiments
; (1) side view, (2) top view



(b) Void fraction with different mesh number
 [Fig. 6] Mesh optimization for the SUBO experiments

SUBO 실험은 반경방향의 기포율을 측정하였으며 그래프의 x축을 반경방향의 길이를 무차원 수, r^* 로 나타내었고 이는 다음의 식 (13)과 같다.

$$r^* = \frac{(r - r_i)}{(r_o - r_i)} \quad (13)$$

먼저 기존 모델 적용 시, 코드의 기포율 분포 예측능을 파악하기 위해 고압 실험 해석에서 사용한 모델과 동일하게 적용하여 진행하였으며, 결과는 그림 7, 8과 같다. 그림 7은 축방향으로의 단면 평균 기포율, 그림 8은 높이별 반경방향으로의 기포율이다. 그림 8에서 표식은 실험 데이터, 선은 해석 결과이며 같은 색상이 같은 높이(L/D_h)를 의미한다.

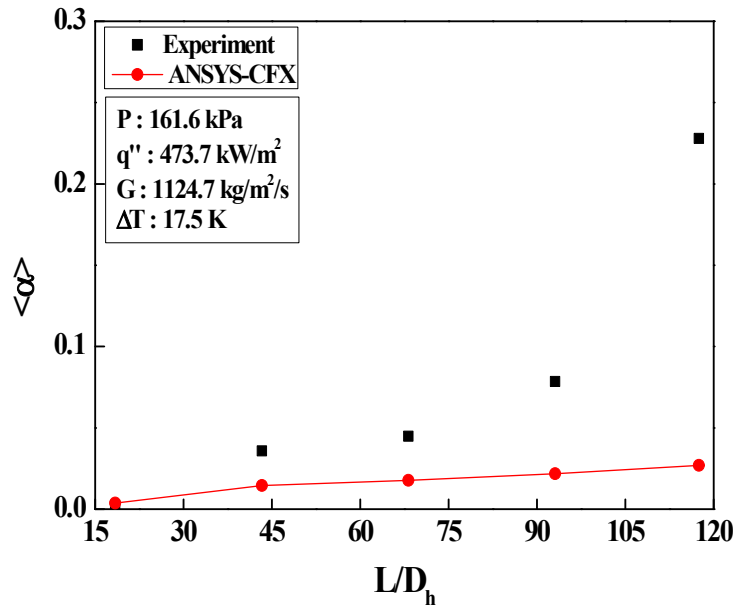
축방향 단면 평균 기포율 비교결과를 그림 7에 나타내었다. 그림에서 (a), (b), (c)는 각각 Base-RB, Q1RB, V2RB 케이스를 의미하며, 각 케이스의 표준오차는 0.249, 0.133, 0.199이다. 그림 7(a)를 통해 전체적으로 실험 데이터에 비해 기포율을 낮게 예측하는 것을 확인할 수 있다. ANSYS-CFX 코드는 높이에 따라 기포율이 증가하도록 예측하지만, 그 양이 실험에 비해 적은 것을 알 수 있다. 그림 7(b)에서 가장 낮은 위치에서 실험보다 기포율을 약간 높게 예측하지만, 이를 제외한 나머지 높이에서는 Base-RB 케이스와 마찬가지로 낮게 예측한다. 그림 7(c)의 실험 결과에서 V2RB 케이스의 단면 평균 기포율이 비슷한 압력 조건 및 더 낮은 열속에서 수행된 Base-RB 케이스 보다 더 낮게 측정되었다. 이는 질량속의 증가로 인해 기포 경계층의 두께가 가열 벽면을 따라 감소하여 단면 평균 기포율이 낮은 것을 보여준다. 그러나 코드에서는 이를 적절히 예측하는데 한계를 보인다.

그림 8은 반경방향의 기포율 분포 결과이며, (a), (b), (c)는 각각 Base-RB, Q1RB, V2RB 케이스를 의미한다. Base-RB 케이스 결과인 그림 8(a)에서 가장 높은 지점인 $L/D_h = 117.5$ 를 제외한 나머지 위치에서 히터 근처의 기포율을 실험 데이터보다 높게 예측한 것을 확인할 수 있다. 특히 가장 낮은 위치인 $L/D_h = 18.4$ 의 경우, 실험에서는 기포가 존재하지 않지만 해석에서는 이미 상당량의 기포가 발생한 것으로 예측하였다. 또한 실험 결과에서 $L/D_h = 93.1$ 높이에서 기포율이 가열 벽면이 아닌 채널 중앙인 횡방향으로 약간 이동한 위치에서 피크를 갖고 있다. 그러나 코드에서는 이와 같은 경향성을 적절히 예측하지 못한다. Q1RB 케이스를 나타낸 그림 8(b)에서 Base-RB 케이스와는 달리 가장 높은 $L/D_h = 117.5$ 인 지점에서 기포율 피크가 횡방향으로 이동하였다. 이를 통해 열속 조건이 기포율 분포에 영향을 미치는 것을 알 수 있다. 따라서 높은 열속을 가진 Base-RB 케이스에서 Q1RB 케이스 보다 높은 기포율 분포가 예측되었다. 코드 해석 결과에서도 열속이 낮은 Q1RB 케이스의 기포율 분포를 Base-RB 케이스보다 전체적인 높이에서 낮게 예측한 것을 알 수 있다. 그러나 이전 Base-RB 케이스의 결과와 마찬가지로 L/D_h 에 따른 기포율 분포의 경향성을 예측하는데 한계를 보인다. 반면 질량속이 커지면 가열벽면을 따라 이동하는 미포화유체의 엔탈피 증가를 감소시킨다. 따라서 기포의 생성률 및 기포율이 감소하게 된다. 따라서 전체적으로 V2RB 케이스의 기포율이 Base-RB 케이스보다 낮게 예측된 것을 그림 8(c)에서

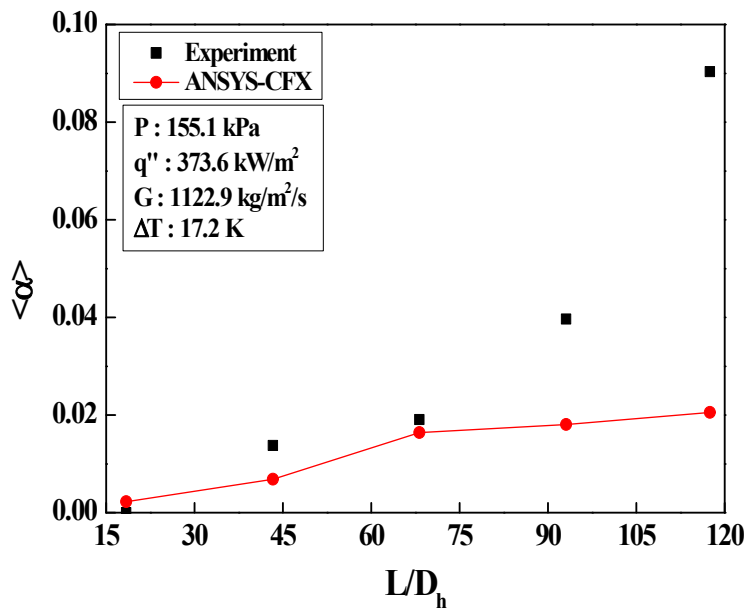
알 수 있다. 코드 해석 결과에서는 이와 같은 질량속에 따른 기포율 분포의 변화가 나타나지 않으며, Base-RB, Q1RB 케이스와 비슷하게 L/D_h 에 따라 기포율의 피크가 달라지는 경향성을 보이지 않는다. 따라서 코드는 실험과는 달리 모든 케이스에서 가열 벽면 기포율 피크가 나타나도록 예측한다.

저압 미포화비등 조건인 SUBO 실험 해석을 통해 ANSYS-CFX 코드가 앞선 고압 조건의 Bartolomey와 Christensen 실험과는 달리 단면 평균 기포율 뿐만 아니라 경향성 또한 정확히 예측하지 못하는 것을 확인할 수 있다. 전체적으로 실험보다 기포율을 낮게 예측하고 있으며, 높이가 높은 지점에서 낮은 지점 보다 기포율 차이가 큰 모습을 보인다. 이는 NVG(Net Vapor Generation)지점 이후의 기포율을 정확하게 예측하지 못하기 때문으로 판단된다.

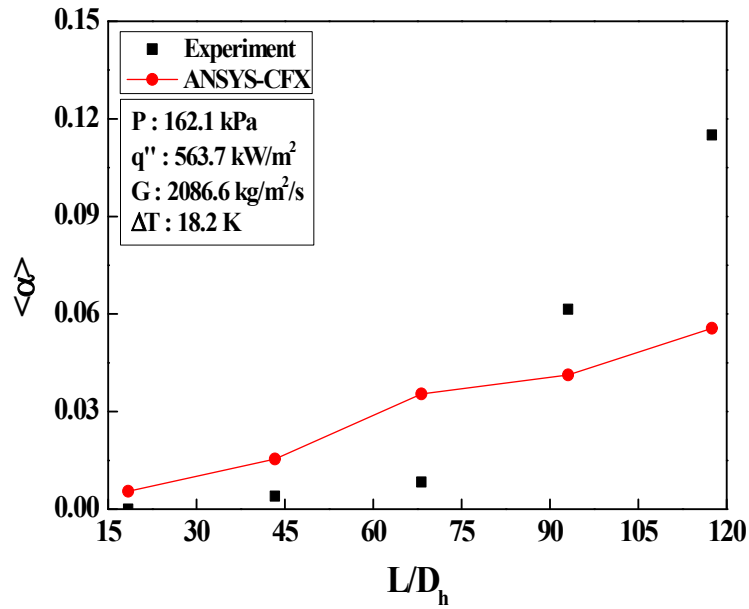
SUBO 실험의 경우 반경방향으로의 기포율을 측정함에 따라 생성된 기포가 벽면에서 떨어져 나와 유체로 이동하면서의 거동을 확인할 수 있다. 전체적인 경향성은 아니지만 부분적으로 벽면이 아닌 채널 중앙으로 약간 이동한 지점에서 기포율의 피크를 가짐을 확인할 수 있다. 또한 높이가 높아지면서 히터 근처에서의 기포율 변화 폭이 더 커진다. 이는 두 상간에 작용하는 계면 운동량 전달에 의한 것으로 사료된다. 해석 결과에서는 이러한 경향성이 전혀 나타나지 않았다. 이는 유체의 방향에 수직한 방향, 즉 반경방향의 기포율 분포에 영향을 주는 비견인력이 고려되지 않고 해석한 결과이다. 앞서 서술하였듯이 ANSYS-CFX 코드에서는 비견인력으로 양력, 벽면유효력, 난류분산력, 가상질량력을 적용할 수 있다. 따라서 정확한 기포율 예측을 위해서는 열분배 모델의 부모모델 뿐만 아니라 계면 운동량 전달 또한 검증이 필요하다.



(a) Base-RB case

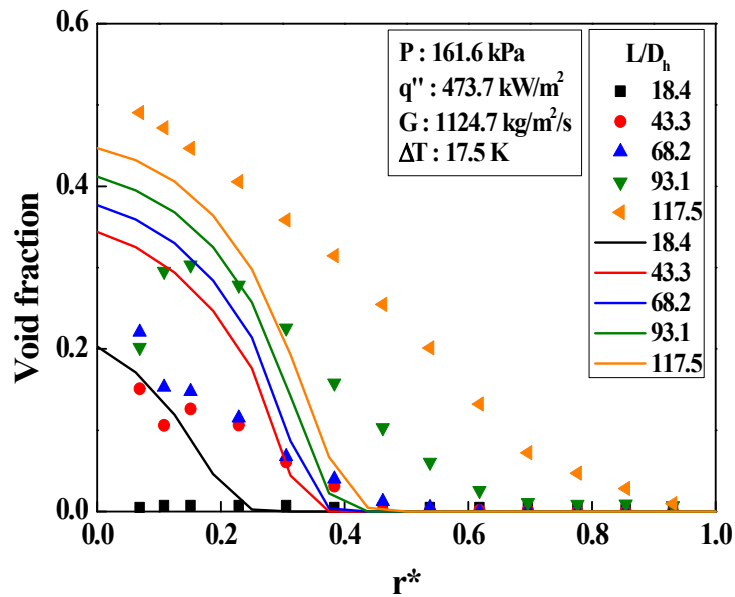


(b) Q1RB case

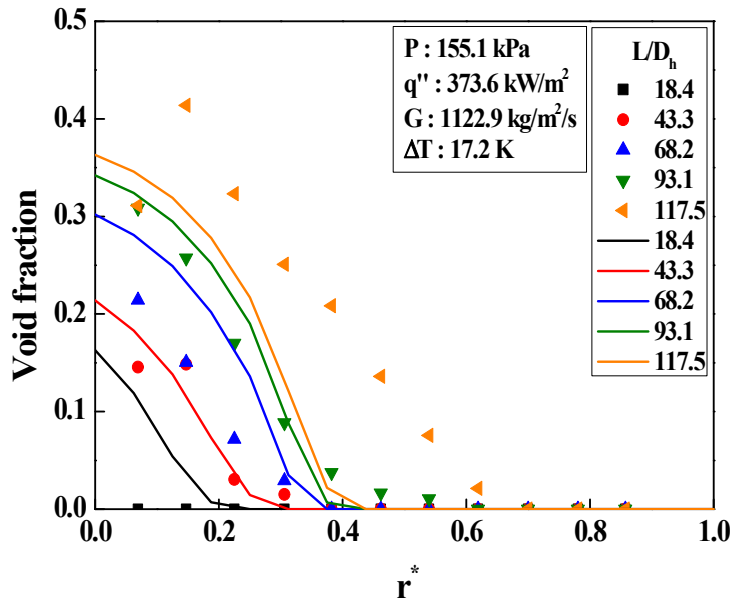


(c) V2RB case

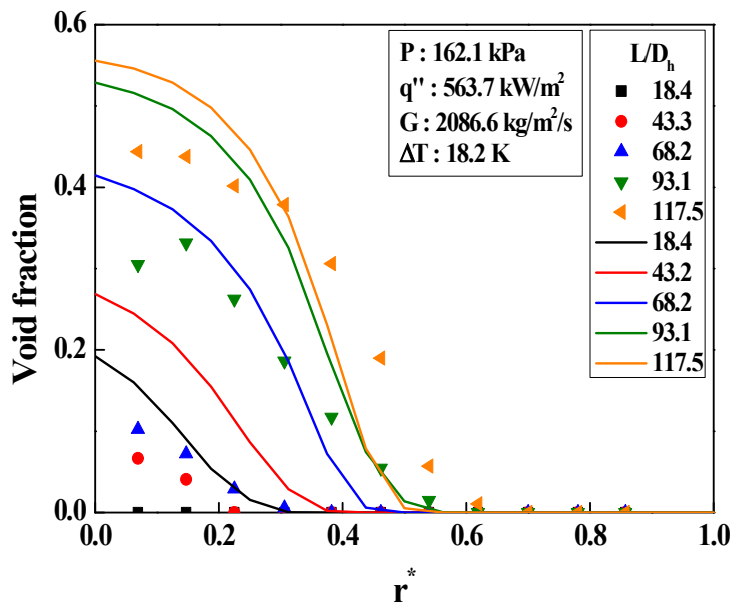
[Fig. 7] Comparison of the calculation result of ANSYS-CFX and the measured area-averaged void fraction with default models



(a) Base-RB case



(b) Q1RB case

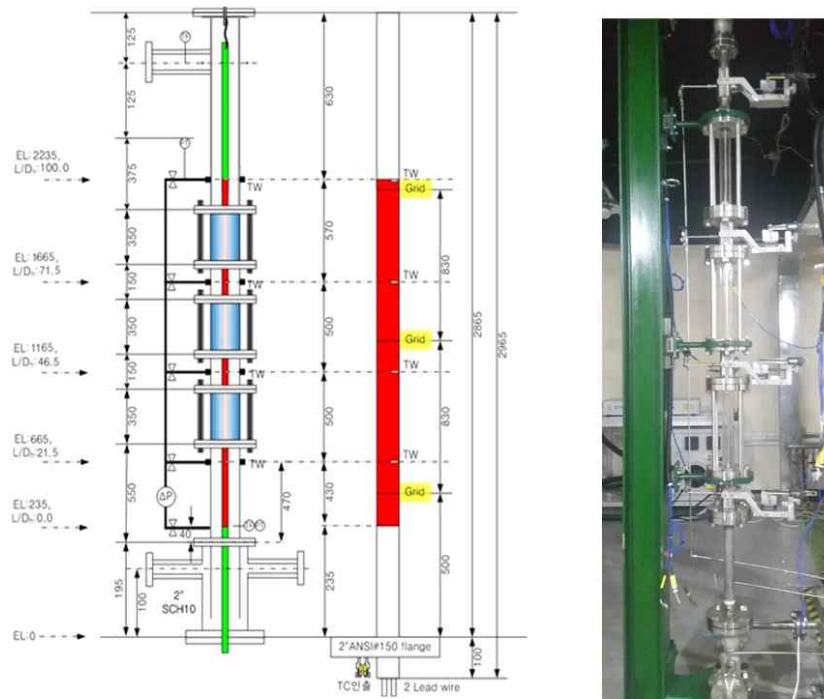


(c) V2RB case

[Fig. 8] Comparison of the calculation result of ANSYS-CFX and the measured void fraction along the radial direction with default models

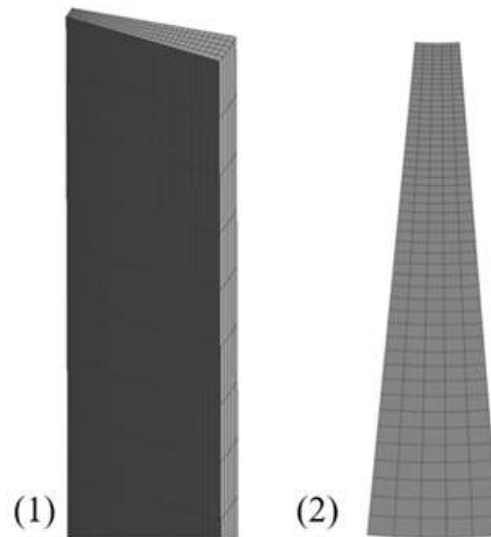
2. JNU(Jeju National University) 실험 해석

제주대학교에서는 강제대류 미포화비등 실험장치를 구축하여 대기압 주변의 저압 조건에서 미포화비등 시 기포인자 전파특성에 대한 실험을 수행하고 있다 [20]. 본 연구에서는 해당 실험을 JNU 실험이라 칭한다. JNU 실험 장치의 시험부는 SUBO 실험과 마찬가지로 원형 수직관 중앙에 봉 히터가 위치하는 환형 비등채널로 구성되어 있다. 시험부 내경은 30 mm, 히터 외경 10 mm, 높이 2865 mm의 규모를 가지며, 가열부 길이는 2000 mm이다. 시험부의 개념도는 그림 9를 참고한다. 또한 시험부에는 축방향으로 4개의 광섬유센서가 설치($L/D_h = 21.5, 46.5, 71.5, 100$)되어 반경방향으로의 기포인자의 측정이 가능하다. 따라서 SUBO 실험과 마찬가지로 축방향의 단면 평균 기포율과 반경방향으로의 기포율 분포 모두 고려할 수 있다. 본 연구에서는 실험 케이스 중 한 가지를 선정하여 진행하였으며, SUBO 실험과 마찬가지로 가열부만을 모의하였다.

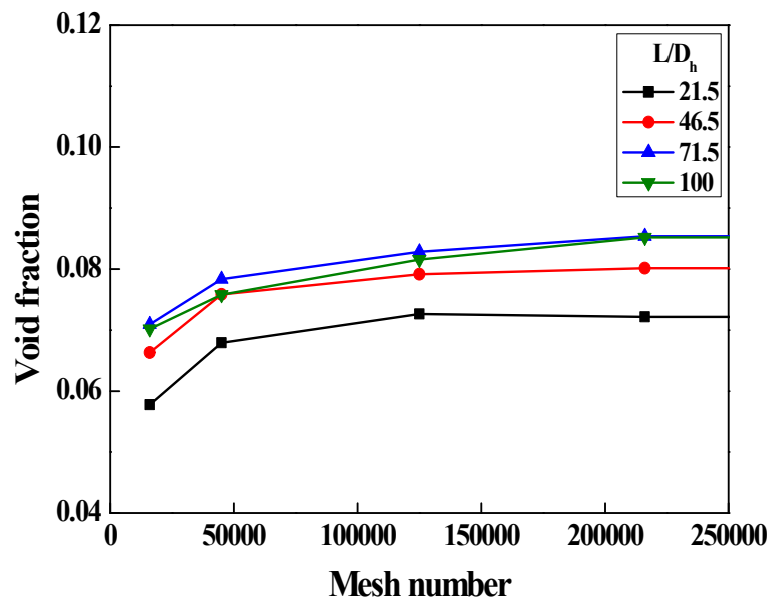


[Fig. 9] Test section of the JNU facility

이전 해석과 동일하게 격자 최적화를 수행하였으며, 격자의 모양은 그림 10(a)에 나타내었다. 그리고 격자수는 125,000개로 결정했으며 그림 10(b)에서 확인 할 수 있다.



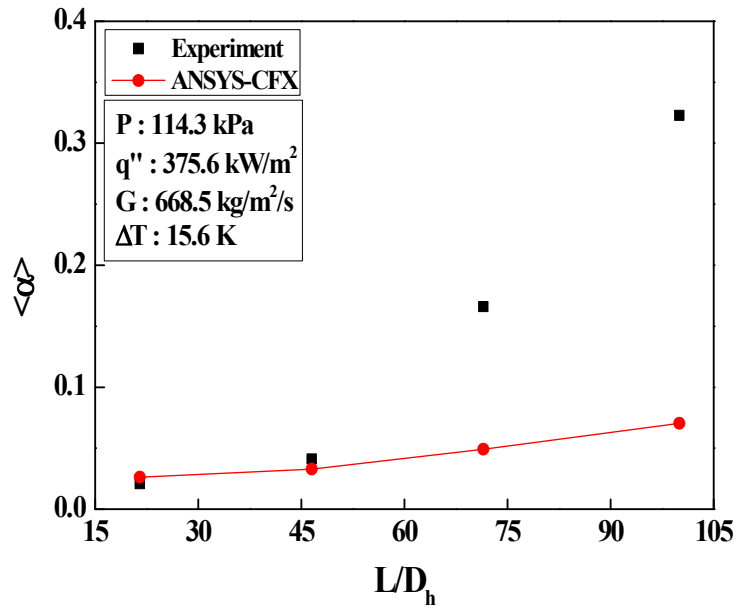
(a) Computational domain of the JNU experiment
; (1) side view, (2) top view



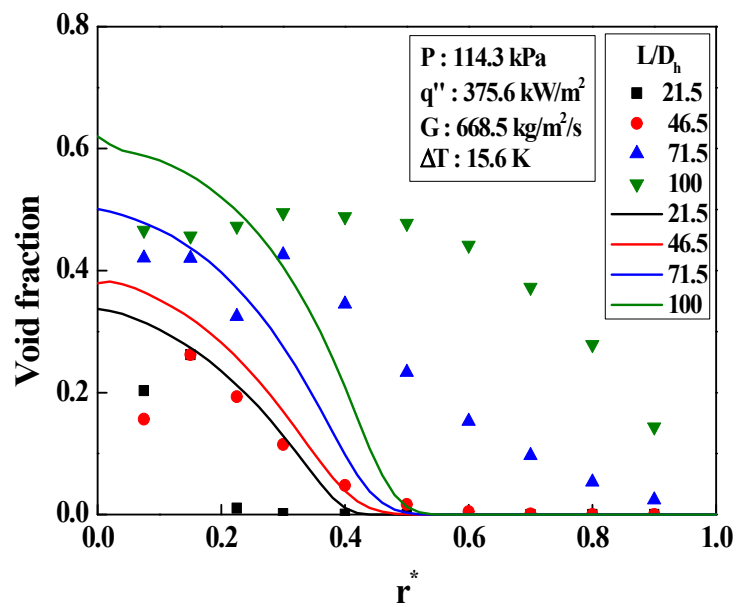
(b) Void fraction with different mesh number
[Fig. 10] Mesh optimization for the JNU experiment

JNU 실험에 대한 ANSYS-CFX 코드의 해석능을 확인하기 위하여 고압 조건 실험과 동일하게 기존 모델을 적용하여 해석하였다. 그림 11, 12는 각각 축방향의 단면 평균 기포율과 반경방향으로의 높이별 기포율 분포 해석 결과이다. 그림 11의 단면 평균 기포율의 경우 0.266의 표준오차를 보이며, 높이가 높아짐에 따라 기포율이 증가하는 경향성은 이전 SUBO 실험과 비슷하게 예측하였다. 또한 높은 위치에서 실험과의 기포율 차가 큰 점을 보아 NVG 지점 이후 기포율 예측의 한계를 보인다.

반경방향의 기포율 분포의 경우 기포가 채널 전체적으로 분포하는 실험 데이터의 경향성을 제대로 예측하지 못하고 있다. 따라서 히터 근처에서는 실험 데이터 보다 높게 기포율을 예측하지만, 채널 전체에 고르게 퍼져있는 경향성을 예측하지 못하기 때문에 단면 평균 기포율을 낮게 예측하는 데 영향을 끼칠 수 있다. 따라서 이 경우에는 반경방향으로의 기포의 거동에 주된 영향을 주는 비견인력에 관한 모델 검증이 추가적으로 필요할 것으로 사료된다. 비견인력은 운동량 보존방정식에서 두 상간에 작용하는 계면 운동량 전달에 영향을 주는 힘으로, 항력, 양력, 벽면윤활력, 난류분산력, 가상질량력이 있다. 계면 운동량 전달은 가열 벽면에서 떨어져 나온 기포의 반경방향 분포에 영향을 미친다.



[Fig. 11] Comparison of the calculation result of ANSYS-CFX and the measured area-averaged void fraction with default models



[Fig. 12] Comparison of the calculation result of ANSYS-CFX and the measured void fraction along the radial direction with default models

3. 계면 운동량 전달 및 기포율 분포

고압 미포화비등 실험의 경우 반경방향으로의 기포율 분포 데이터가 제한적이기 때문에 계면 운동량 전달에 관한 분석이 불가하다. 미포화비등 현상은 복잡한 현상을 동반하며, 저압 조건에서는 기포의 크기가 커지고 미포화유체로 이동하는 거리가 길어지는 등 유동구조가 복잡해지기 때문에 반경방향으로의 기포율 분포가 중요한 데이터가 될 것으로 보인다. 따라서 본 연구에서는 다차원 기포율 분포 계측을 수행한 SUBO와 JNU 실험을 모의하였다. 앞선 기존 모델을 적용한 해석 결과를 통해, 저압 미포화비등 조건에서 ANSYS-CFX 코드가 단면 평균 기포율 뿐만 아니라 반경방향으로의 기포율 분포를 제대로 예측하지 못하는 것을 확인하였다. 특히 실험 데이터에서 횡방향으로 기포율 피크가 이동한 경향성을 예측하는 것에 한계를 보였다.

따라서 본 연구에서는 반경방향으로의 기포의 거동에 영향을 주는 계면 운동량 전달을 추가적으로 반영하여 해석을 진행하였다. 열분배 모델의 부모모델을 기존 모델로 유지하고 비견인력(non-drag forces)을 추가로 적용하였다. 비견인력의 모델은 저압 미포화비등 실험을 모의한 기존 참고문헌을 토대로 채택하였다 [8,14]. 양력(lift force)의 경우 항력 계수 C_L 를 0.1로 적용하였으며, 이는 약한 기포류 난류 유동에(weakly turbulent bubbly flow) 적합한 것으로 알려져 있다 [9]. 벽면운활력과 난류분산력은 각각 ANSYS-CFX 코드 내에서 채택하고 있는 Antal(1991)과 Favre Averaged Drag(FAD) model을 적용하였다.

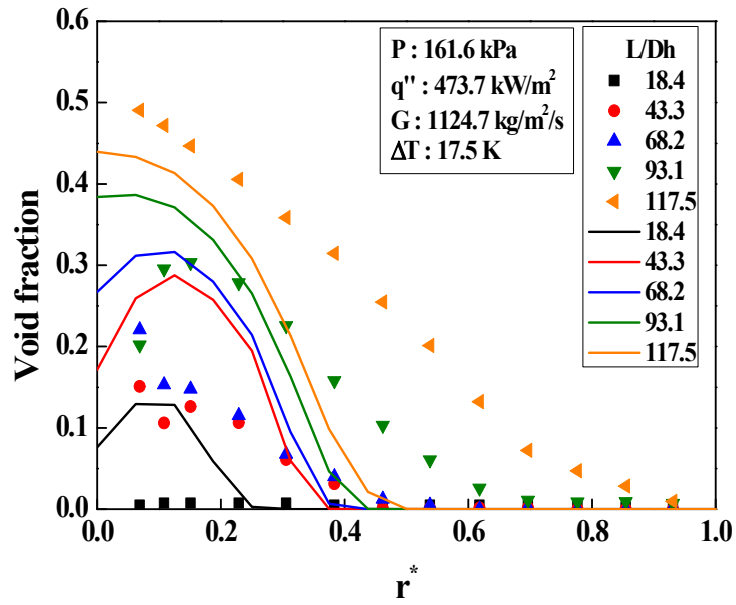
계면 운동량 전달을 반영하여 반경방향 기포율 및 축방향 단면 평균 기포율을 이전 해석 결과와 비교 및 분석하였다. 결과 그래프에서 'Default'는 비견인력을 고려하지 않은 이전 모델링 결과를 의미하고 'Non-drag'는 앞서 설명한 비견인력을 고려하여 해석한 결과이다.

그림 13(a), (b), (c)에 각각 Base-RB, Q1RB, V2RB 케이스의 반경방향 기포율 분포 비교결과를 나타내었다. 계면 운동량 전달을 고려해줌으로써 반경방향의 기포 거동을 이전 해석 결과와 다르게 예측하는 것을 그림 13(a)에서 확인할 수 있다. 특히 모든 실험 데이터에서 보이는 것과 비슷하게 양력 및 벽면운활력에 의해 기포율 피

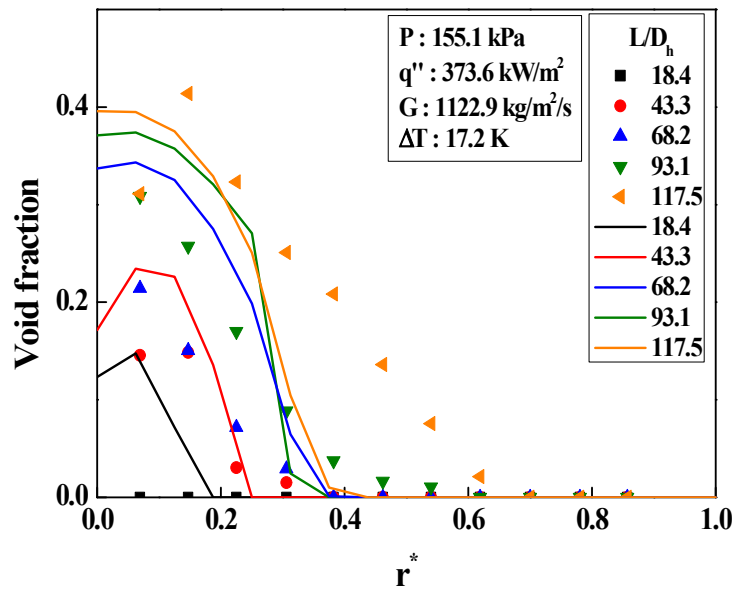
크가 히터 벽면이 아닌 채널 중앙 방향으로 이동한 것을 알 수 있다. 그러나 균일한 기포율 분포에 영향을 주는 난류분산력의 영향은 미미한 것으로 보인다. 또한 그림 13(b)을 통해 Q1RB 케이스에서도 마찬가지로 기포율 피크가 이동한 것을 알 수 있다. 그림 V2RB 케이스 결과인 그림 13(c)에서도 동일하게 경향성을 예측하였다.

Base-RB, Q1RB, V2RB 케이스의 축방향 단면 평균 기포율 비교 결과를 각각 그림 14(a), (b), (c)에 나타내었다. 각 케이스별 실험데이터와의 표준오차는 0.246, 0.141, 0.148 이다. 그림 14(a)에서 비견인력을 고려해주기 전과 후의 단면 평균 기포율의 변화가 거의 없음을 확인할 수 있다. Q1RB 케이스인 그림 14(b)의 경우, Base-RB 케이스보다 이전 모델링과의 차이가 약간 발생하였으나, 최대 기포율 차이가 0.004로 작기 때문에 거의 변화가 없다. V2RB 케이스의 결과를 나타낸 그림 14(c)에서도 이전 모델링 결과와 약간의 차이를 보였다. 그러나 Q1RB 케이스와 마찬가지로 기포율의 차가 최대 약 0.010으로 큰 변화가 없다.

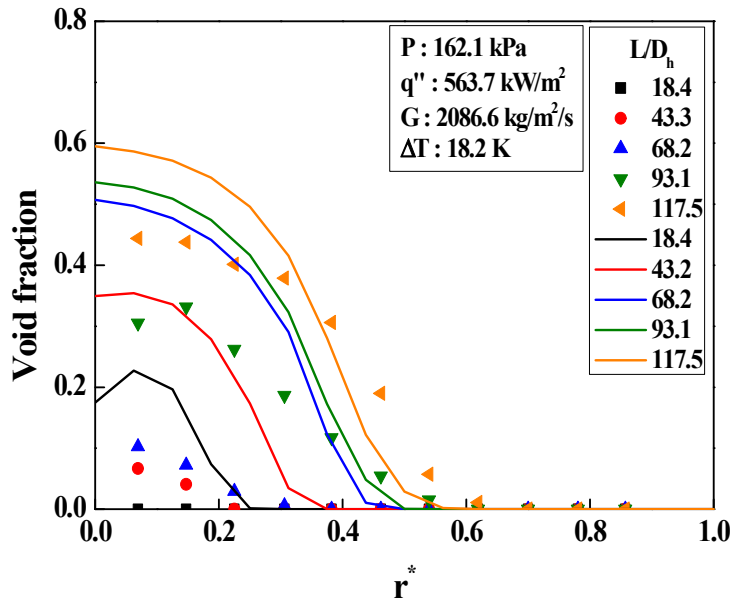
따라서 계면 운동량 전달, 즉 비견인력에 의해 반경방향의 기포율 분포가 달라지는 것을 확인하였다. 모든 높이에서 실험 데이터와 맞지는 않지만, 비견인력을 반영함으로써 저압 미포화비등 실험에서 전반적으로 나타나는 기포의 거동을 모의할 수 있게 된다. 또한 열분배 모델에 관한 상관식은 기존 모델을 그대로 유지했기 때문에 단면 평균 기포율은 크게 달라지지 않았음을 확인할 수 있다. 이는 비견인력이 생성된 기포가 벽면을 떨어져 나온 후의 거동에 영향을 주기 때문이다. 따라서 단면 평균 기포율 분포를 정확히 예측하기 위해서는 기포 생성물에 영향을 주는 부모모델에 관한 검증이 필요하다.



(a) Base-RB case

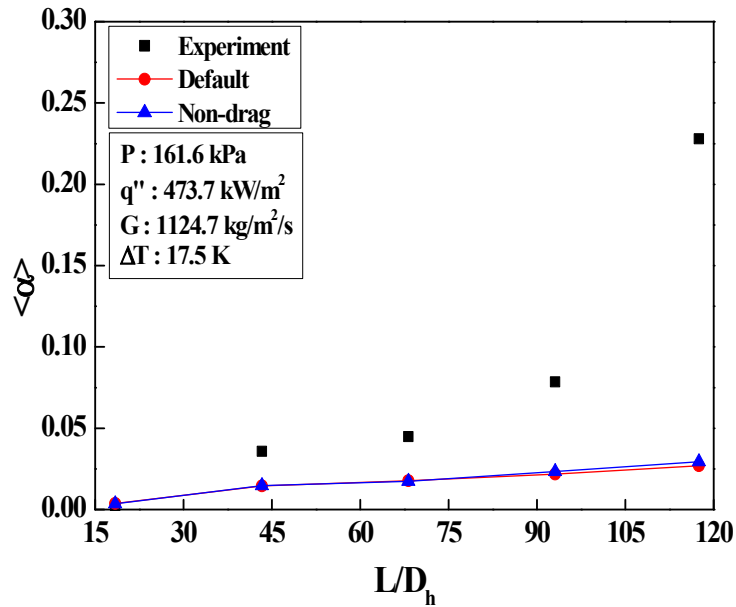


(b) Q1RB case

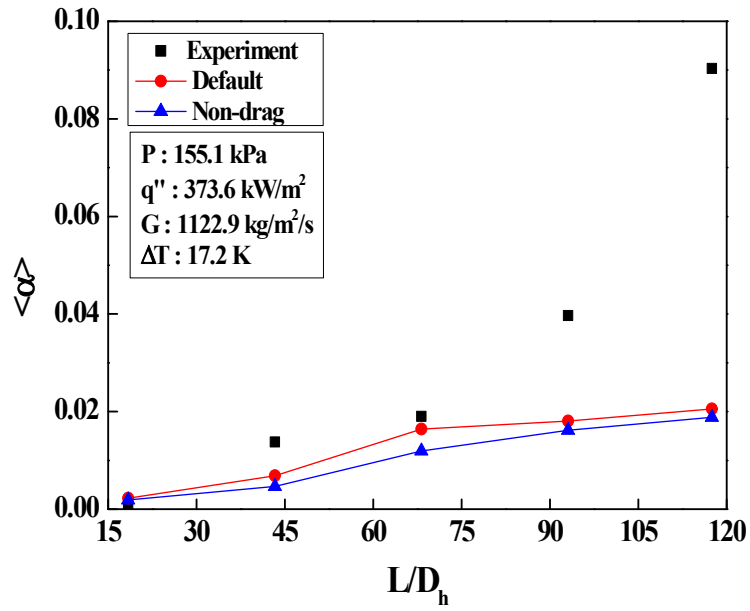


(c) V2RB case

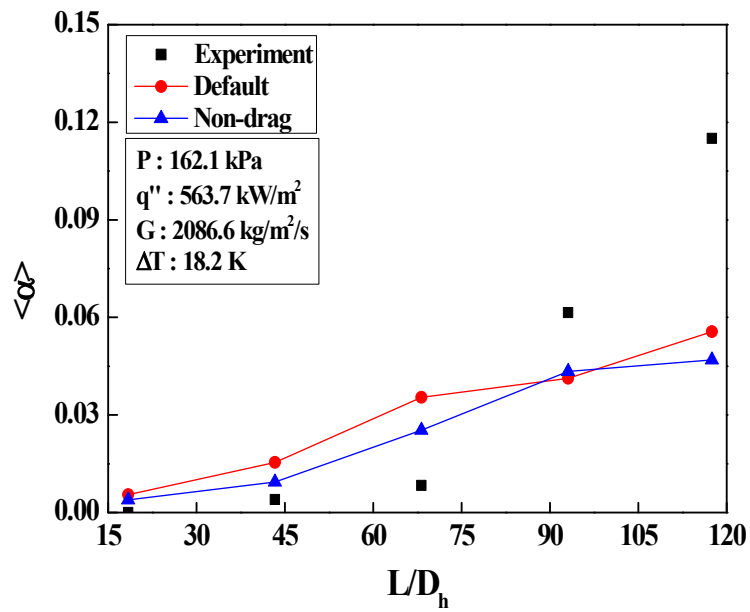
[Fig. 13] Comparison of the calculation result of ANSYS-CFX and the measured void fraction along the radial direction with non-drag models



(a) Base-RB case



(b) Q1RB case



(c) V2RB case

[Fig. 14] Comparison of the calculation result of ANSYS-CFX and the measured area-averaged void fraction with non-drag models

4. 기포이탈직경 모델 수정 및 민감도 분석

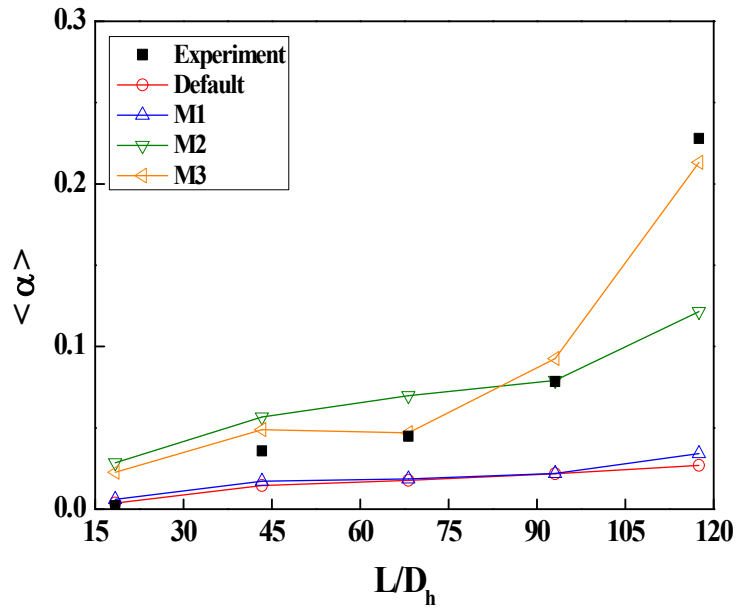
앞선 실험 해석 결과를 통해 ANSYS-CFX 코드가 저압 조건에서 기포율을 정확히 예측하지 못하는 것을 알 수 있다. 저압 미포화비등 현상을 정확히 예측하기 위해서는 열분배 모델과 관련된 부모모델에 대한 적절한 선정이 요구된다. 기포 생성률에 관여하는 주요 인자는 크게 기포이탈직경, 기포이탈빈도수, 핵비등생성 밀도가 있다. 정확도를 높이기 위하여 주요 인자 중 기포이탈직경(bubble departure diameter) D_d 에 대해 민감도 분석을 진행하였다. 기포이탈직경은 비등 열속, Q_e ,과 증발률, \dot{m} ,을 계산하기 위해 필요한 인자 중 하나이다. 식 (9)에서 알 수 있듯이 기포이탈직경은 증발률 계산 시 세제공의 형태로 계산되며 기포 생성률에 주된 영향을 미친다.

민감도 분석을 위해 기존 모델을 포함한 총 4 가지의 상관식 모델을 선정하였으며, 사용된 부모모델은 표 6을 참고한다. 먼저 ANSYS-CFX 에서 채택하고 있는 Tolubinsky and Kostanchuk(1970)의 모델을 이용하여 'Default' 모델을 선정하였다. 그리고 저압 조건에서 제안된 Cola and Rohsenow(1969)의 상관식과 이 외에 많이 적용되는 Fritz(1935)의 상관식을 채택하였다. 또한 저압 조건에서 개발 및 제안된 상관식 비교를 위해 저압 및 낮은 과냉도 영역에서 제안된 Kocamutafaogullari and Ishii(1995)의 모델을 선정하였다. 적용된 모델에 관한 자세한 설명은 2장 'ANSYS-CFX 모델'의 '3. 열분배 모델 내 부모모델'을 참고한다. 분석을 위해 SUBO 실험의 Base-RB 케이스를 참고하였으며, 기포이탈직경모델을 변경하여 해석하였다.

<Table 6> Selected models of bubble departure diameter for sensitivity analysis

Name	Model
Default	Tolubinsky and Kostanchuk (1970) $D_d = \min\left(0.006 \times \exp\left[-\frac{T_{sat} - T_l}{45}\right], 0.0014\right)$
M1	Cole and Rohsenow (1969) $D_d = 1.5 \times 10^{-4} \sqrt{\frac{\sigma}{g\Delta\rho}} \left(\frac{\rho_f C_{Pf} T_{sat}}{\rho_g h_{fg}}\right)^{5/4}$ for water
M2	Fritz(1935) $D_d = 0.0208\theta \sqrt{\frac{\sigma}{g\Delta\rho}}$
M3	Kocamustafaogullari and Ishii (1995) $D_d = 2.5 \times 10^{-5} \left(\frac{\rho_l - \rho_g}{\rho_g}\right)^{0.9} \theta \sqrt{\frac{\sigma}{g(\rho_l - \rho_g)}}$

그림 15은 각 상관식 모델을 적용한 축방향 단면 평균 기포율 분포를 나타낸 해석 결과이다. 표 6에 나타내었듯이 그래프에서 'Default는 ANSYS-CFX에서 채택한 Tolubinsky and Kostanchuk(1970)의 모델을 적용한 결과이다. 그래프에서 M1부터 M3은 표 6에에서 정리한 것과 같이 순서대로 Cole and Rohesnow(1969), Fritz(1935), Kocamustafaogullari and Ishii(1995)을 의미한다. 열분배 모델은 주로 기포 생성률에 영향을 미치며, 반경방향의 기포율 분포에 미치는 영향이 미미하기 때문에 단면 평균 기포율 분포만을 비교 분석하였다. Cole and Rohsenow(1969)의 모델을 적용한 M1의 경우 기존 모델을 사용하였을 때와 유사한 결과를 보인다. 해당 모델은 낮은 압력 조건에서 제안된 상관식임에도 실험 결과를 제대로 예측하지 못하였다. 따라서 해석하고자 하는 물리량을 정확히 예측하기 위해서는 모델의 적용 범위뿐만 아니라 검증을 통해 현상에 맞는 상관식을 적용할 필요가 있다. Fritz(1935)의 모델을 이용한 M2에서는 기존 모델보다 더 많은 기포 생성률을 보이지만 실험 데이터와는 경향성을 다르게 예측한다. 마지막 M3은 저압 및 낮은 과냉도 데이터를 토대로 제안된 Kocamustafaogullari and Ishii(1995)의 모델을 적용한 것으로 $L/D_h = 43.3$ 인 곳에서의 기포율이 $L/D_h = 68.2$ 인 지점보다 약간 높게 기포율을 예측하지만, 전체적으로 실험 데이터와의 경향성이 잘 일치하였다. 실험 데이터와의 표준오차는 M1, M2, M3에 따라 각각 0.244, 0.317, 0.227 이다. 따라서 본 연구에서 채택한 상관식 모델 중 Kocamustafaogullari and Ishii(1995)의 기포 이탈 직경 모델을 고려했을 때 단면 평균 기포율에 대한 정확도를 향상시킬 수 있었다.



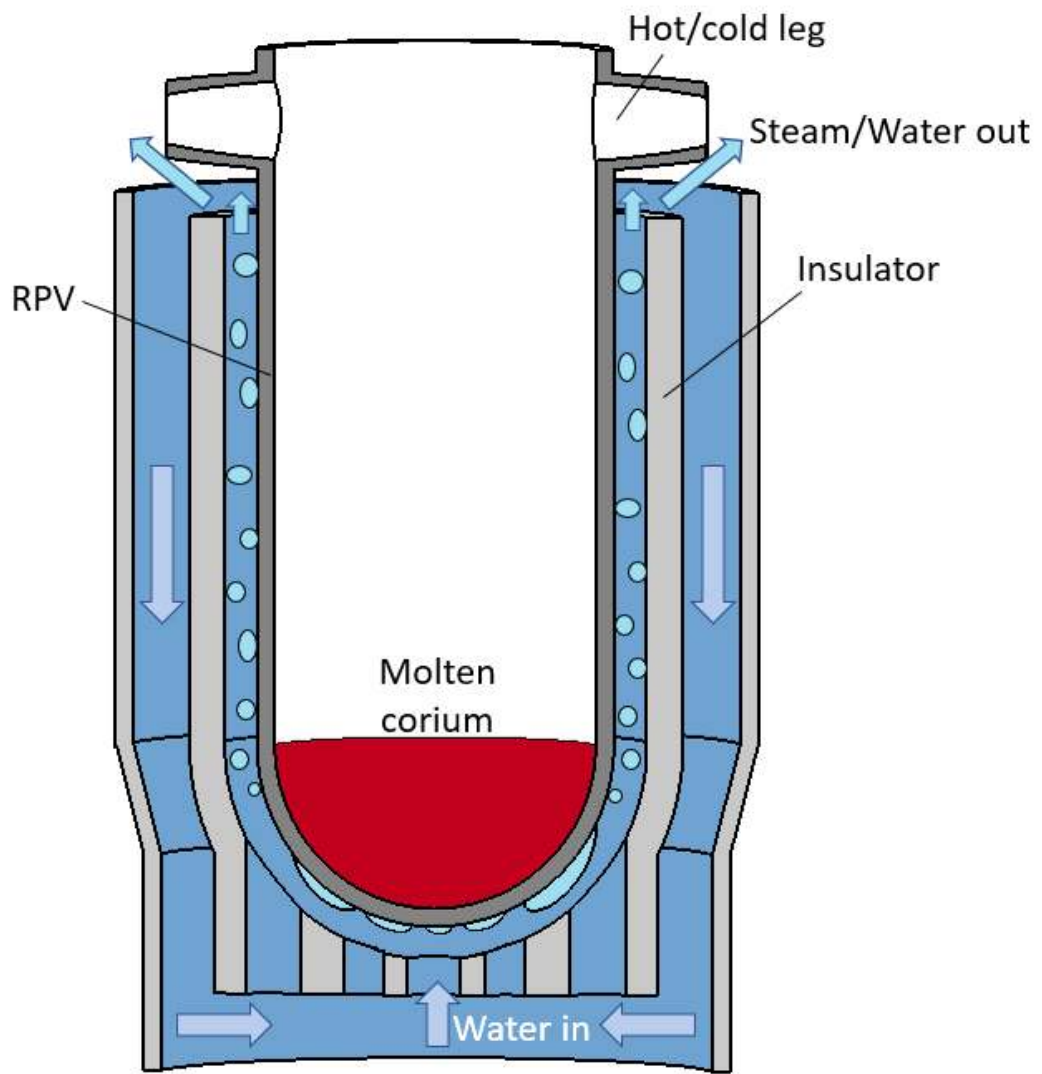
[Fig. 15] Sensitivity analysis result of Base-RB case

V. IVR-ERVC 조건에서의 미포화비등 해석

1. iPOWER IVR-ERVC

피동안전계통은 발전소 정전(SBO; Station Black Out) 혹은 자연재해와 같은 외부요인의 이유로 모든 능동 기기가 사용불능인 상태에서도 노심 냉각을 유지하고 발전소를 안전한 상태로 유지시킬 수 있다. iPOWER는 이와 같은 피동안전계통으로 구성된 혁신적 안전경수로이다. iPOWER에서는 피동안전계통의 일환으로 피동용융노심냉각계통(PMCCS; Passive Molten Core Corium Cooling System)을 적용하고 있다 [11].

피동용융노심냉각계통은 노심 용융물이 원자로압력용기 외부로 유출되는 것을 방지하고, 노심용융물이 유출 될 경우에는 원자로 하부에서 장기간 냉각하고 안정화 시키는 기능을 수행하는 중대사고 대처설비이다. 현재 개념개발이 진행 중인 PMCCS에서는 기존에 알려진 냉각방식인 노심용융물 노내 억류 및 냉각(IVR-ERVC; In-Vessel corium Retention through External Reactor Vessel Cooling)과 노외냉각장치(Core Catcher)를 모두 고려한다. 노심용융물을 노내에 억류시키고 외부에서 냉각하는 전략인 IVR-ERVC(그림 16)는 노심용융물에 의하여 원자로압력용기에 손상이 발생하기 전에 원자로압력용기의 외벽을 침수시키고, 냉각수의 자연순환으로 노심용융물의 냉각과 원자로압력용기의 건전성을 유지시키는 전략이다. Core Catcher는 사고 시 냉각수 공급이 실패하거나 원자로 용기로 가해지는 열부하를 제거하지 못하여 원자로용기가 파손되는 경우 방출된 노심용융물을 냉각시켜 안정시키는 역할을 수행한다 [21].



[Fig. 16] Concept of IVR-ERVC

2. IVR-ERVC 조건에서의 미포화비등 해석

앞선 저압 미포화비등 실험 해석 및 열분배 모델의 민감도 분석을 통해 ANSYS-CFX 코드의 단면 평균 기포율의 정확도를 향상시켰다. 분석을 위해 선정된 SUBO와 JNU 실험 모두 수직 상향 시험부를 가지며 실험 조건이 제한적이다. 그러나 실제 발전소에서는 복잡한 가열 벽면을 가지는 등의 한계로 직접적인 비교가 불가하다. 따라서 본 연구에서는 실제 중대사고시 사고 완화를 위한 대처 설비 중 하나인 IVR-ERVC 조건에서의 미포화비등 현상을 모의하였다. 1-D 계통해석코드 해석에서 반영하지 못하는 다차원 현상 해석을 위해 ANSYS-CFX 코드로 iPOWER IVR-ERVC 해석을 진행하였으며, 기포율 및 냉각재 유량 계산 결과를 토대로 이상 자연대류 유동을 확인하였다.

그림 17는 현재 개념(안) 개발 중에 있는 iPOWER IVR-ERVC의 예비 설계안으로 단위는 mm 이다. 그림에서 A 구역은 원자로 공동의 하부와 단열재 사이 공간이다. B 구역은 원자로 용기를 의미하며 C는 단열재를 나타낸다. 단열재 두께는 118.5 mm 이다. 원자로 용기와 단열재 사이 공간에서의 유동 현상에 초점을 맞추기 위해 그림의 파란색 부분만을 모델링하였다. 해당 설계안을 토대로 형상의 대칭성을 이용해 90°로 회전된 유동 채널을 모의하였으며 그림 18에 나타내었다. 또한 실제 유동 현상을 반영하기 위하여 냉각재 유입구 부분을 그림 19와 같이 모의하였다. 냉각재 유입구 하나의 직경은 약 150 mm 이며, 207.8 mm의 간격을 가지도록 설계하였다. 이는 APR1400의 IVR-ERVC 평가를 위해 설계된 HERMES-HALF 실험 장치를 참고하여 결정하였다[22].

표 7은 노심용융물 노내 역류 시, 원자로용기 하반구 기울기에 따른 열속 분포이다. 이를 위해 중대사고 시 충분한 시간이 지난 후 APR1400의 열속을 계산하기 위한 MAAP4 코드 결과를 참고하였다. 노심용융물의 열부하 평가를 위해 재배치된 노심용융물이 상대적으로 가벼운 금속층과 모든 노심 성분(주로 UO_2 와 ZrO_2)을 함유하는 세라믹 풀로 구성되었다고 가정하였다. 또한 노심용융물의 금속층에서의 열속 집중 현상(focusing effect)에 의해 80° 부근에서 가장 높은 열

속을 가진다 [23]. 본 연구에서는 해당 열속 결과를 토대로 iPOWER의 예상출력에 따른 보간법을 이용하여 원자로용기 하반구에 가해지는 열부하를 가정하였다.

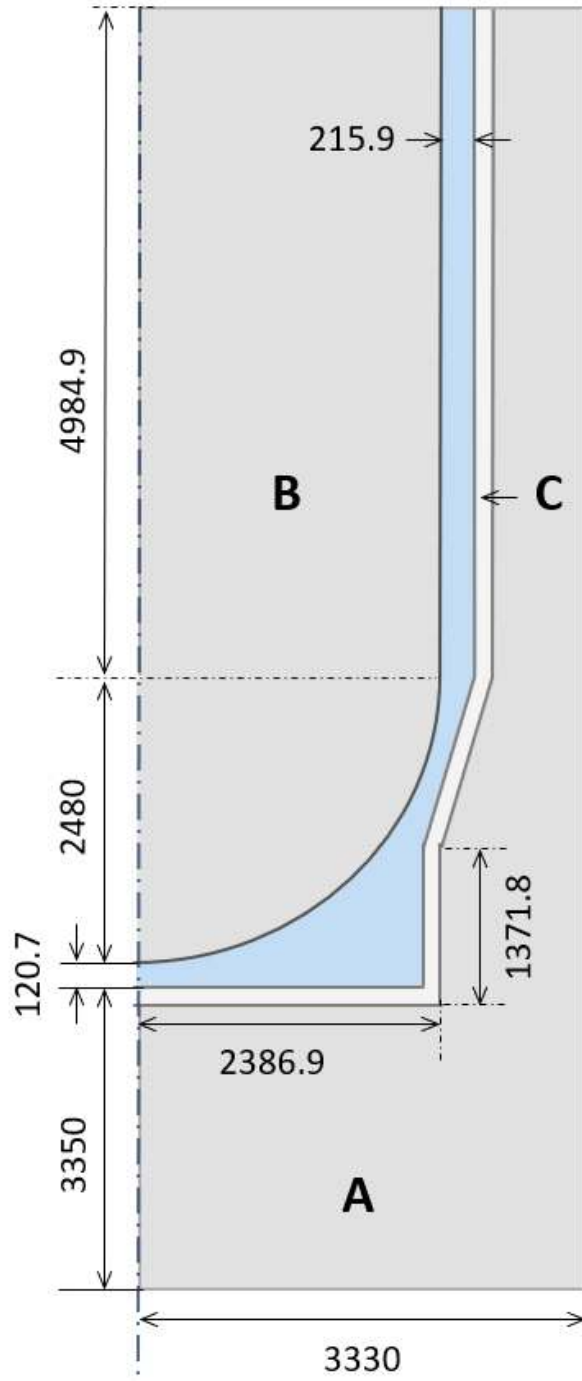
해석을 위해 적용된 경계조건을 표 8에 정리하였다. 원자로용기 내부에서 발생하는 열부하는 원자로용기 하부에 해당하는 벽면에서 열유속 경계조건으로 적용하였다. 입구 조건은 사고 직후가 아닌 충분한 시간이 지난 후 냉각재 온도가 약 95℃까지 상승했을 때를 가정하여 모의하였다. 또한 실제 사고발생 시 원자로용기 하반구에 가해지는 열부하에 의해 상당한 양의 증기가 생성될 것을 고려하여, 입구 온도와 예상 출구 온도의 열평형 계산을 통해 속도를 가정하였다. 출구는 고온관 바로 아래 위치하기 때문에 대기압의 압력 경계조건을 적용하였으며, 대칭이 되는 벽면은 대칭 경계조건을 적용하였다. 이외의 벽면은 단열조건으로 설정하여 모의하였다.

<Table 7> Heat flux distribution along the angle of RV lower plenum

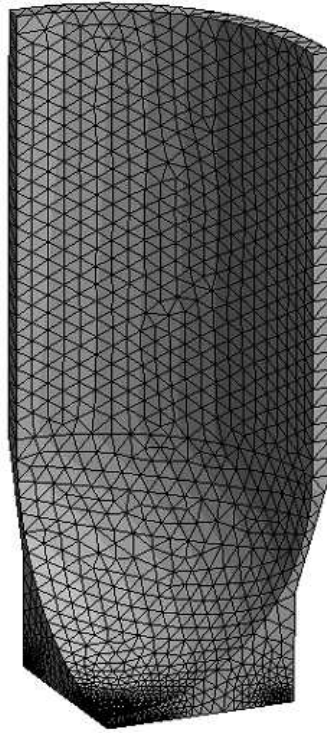
Number of heaters	Angle [°]	Heat flux [MW/m^2]
1	0~45.68	0.21
2	45.68~70.60	0.50
3	70.6~79.05	0.68
4	79.05~90.00	1.05

<Table 8> Test conditions for preliminary simulation of IVR-ERVC

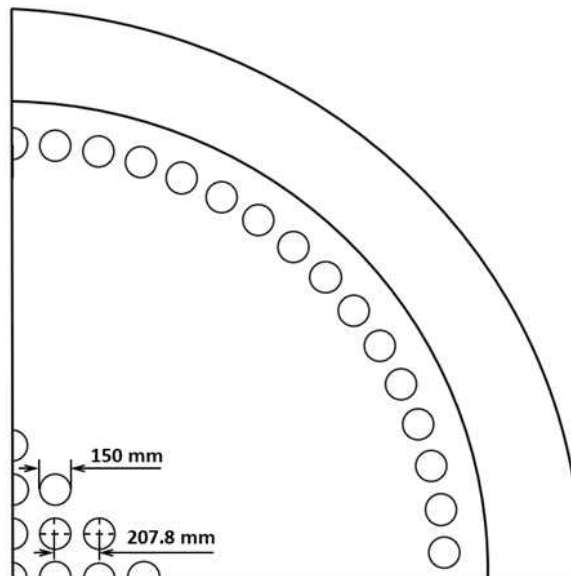
Outlet pressure [kPa]	Coolant velocity [m/s]	Inlet temperature [K]
101.3	0.5201	368.15



[Fig. 17] Preliminary sizing of the reactor vessel, insulation, and reactor cavity of iPOWER



[Fig. 18] Computational domain for IVR-ERVC of iPOWER



[Fig. 19] Preliminary design of inlets for simulation

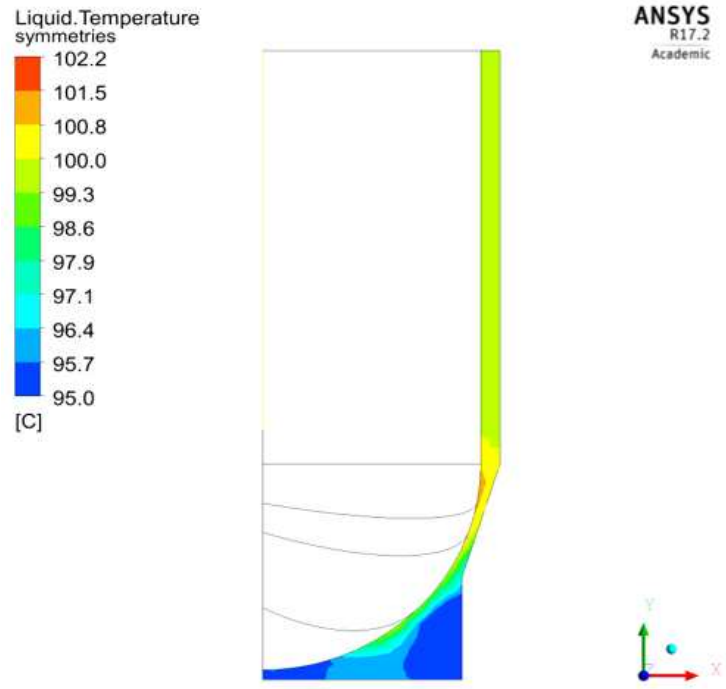
해석에 앞서 격자최적화를 하였으며 데이터는 표 9에 정리하였다. 해석결과에 영향을 미치는 격자수의 영향을 파악하기 위해 3 단계로 격자수를 증가시키며 해석하였다. IVR-ERVC에서 중요한 물리량 중 하나인 냉각수의 속도가 출구에서 일정한 값을 유지하는 격자를 선택하여 Medium(M)의 70,449개의 격자수를 결정하였다 [24].

난류 모델로서 $k-\epsilon$ model을 적용하였으며, 항력의 계산에는 ANSYS-CFX 내의 Ishii-Zuber(1979) 모델을 적용하였다. 또한 원자로용기 하부 벽면 열속에 의한 비등현상을 모의하기 위해 열분배모델을 채택하였다.

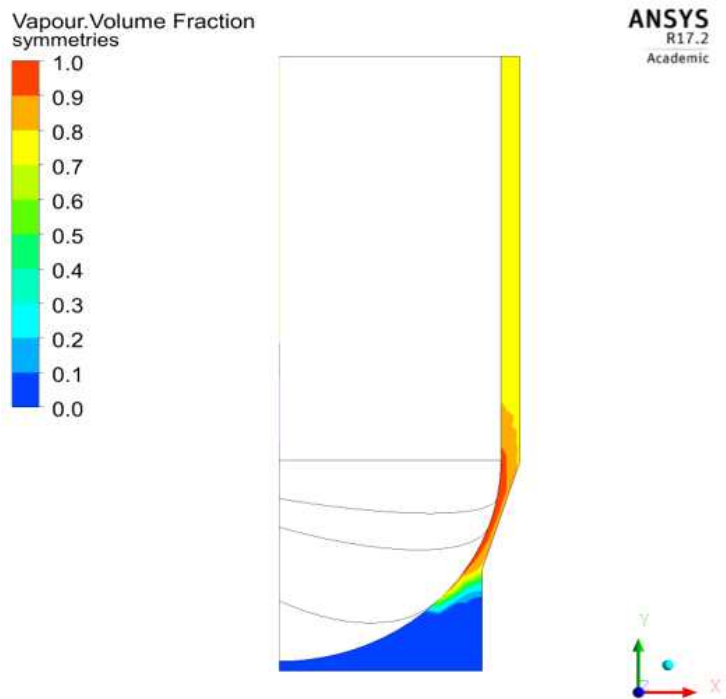
<Table 9> Mesh optimization data of iPOWER IVR-ERVC

Name	Elements	Averaged outlet velocity
Coarse (C)	35,559	0.472 m/s
Medium (M)	70,449	0.438 m/s
Fine (F)	94,847	0.451 m/s

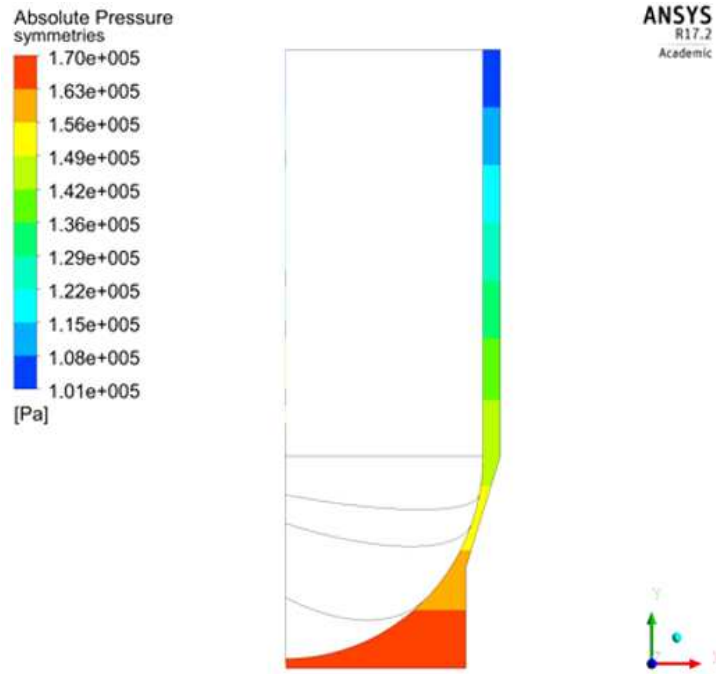
원자로용기 외벽에서의 냉각재 온도 분포를 그림 20에 나타내었다. 원자로용기 하부 외벽을 따라 냉각재 온도가 상승하는 것을 확인할 수 있다. 또한 열속이 가장 높은 약 80~90° 부근에서 냉각재 온도가 최대가 된다. 이후 벽면을 따라 냉각재 온도가 약간 낮아지며 일정한 온도를 유지한다. IVR-ERVC 조건에서의 기포율 분포는 냉각재 온도 분포와 유사하게 나타나며 그림 21에서 확인할 수 있다. 원자로용기 외벽과 단열재 사이 유로가 좁아지며 열속이 최대인 지점에서 원자로용기 하반구 벽면을 따라 기포율이 최대가 된다. 생성된 기포는 벽면을 따라 흐러가면서 약간 응축되나, 출구에 도달할 때 까지 냉각재는 이상으로 존재하는 것을 알 수 있다. 이는 수두차에 의한 포화온도의 증가하면서 미포화비등에 영향을 끼친 것으로 보인다. 그림 23에 유동채널에서의 절대압력 분포를 나타내었다. 냉각수 하중에 의한 정수압 효과로 하부의 절대압력은 대기압의 약 1.6배 커졌으며, 이때 포화온도는 약 12.7 K 정도 증가하게 된다. 따라서 원자로용기 하부 벽면에서 발생한 기포가 약간 응축되는 원인으로 판단된다. 그림 24는 IVR-ERVC 조건에서 유동채널에서의 냉각재 속도를 나타낸 결과이다. 유동채널 하부에서 낮은 속도로 인해 냉각재가 위로 흐르지 못하고 재순환 하는 영역이 발생한다. 단열재와 원자로용기 사이 간극이 좁아지면서 유로가 최소가 되는 곳에서의 유체의 속도가 약 3.8 배 정도 빨라지는 것을 확인할 수 있다. 또한 가열 벽면을 지나면서 비등이 발생하는 곳을 따라 부력에 의해 점차 속도가 증가하며, 출구에서 냉각재 속도가 최대가 된다. 따라서 원자로용기 내부 열부하에 따른 비등현상으로 생성된 기포로 인하여 부력의 영향이 커지며, 유동채널에서의 유속의 변화가 큰 것으로 판단할 수 있다.



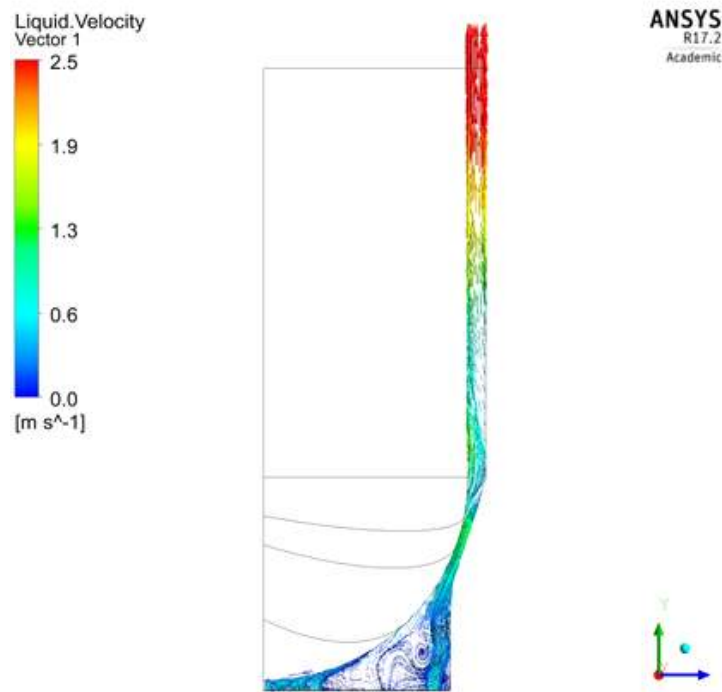
[Fig. 20] Coolant temperature distribution during IVR-ERVC



[Fig. 21] Void fraction distribution during IVR-ERVC



[Fig. 22] Absolute pressure distribution during IVR-ERVC



[Fig. 23] Coolant velocity distribution during IVR-ERVC

VI. 결 론

본 연구에서는 상용 CFD 코드인 ANSYS-CFX 코드로 미포화비등 실험을 해석하였다. 고압조건에 대해 Bartolomey와 Christensen 실험을 해석하였으며, 저압조건에 대해서는 SUBO와 JNU 실험을 해석하였다. 이를 통해 기존 모델의 기포율 예측능을 검토하였으며, 저압 조건인 SUBO 실험을 토대로 주요 인자 중 하나인 기포이탈직경을 수정하여 해석하였다. 또한 실제 원자로에서 발생할 수 있는 미포화비등 현상으로써 iPOWER IVR-ERVC 해석을 진행하였다.

고압 미포화비등 실험은 축방향으로의 단면 평균 기포율 분포를 비교 분석하였다. Bartolomey와 Christensen 실험 해석 결과, 기포율 분포의 경향성을 실험과 동일하게 잘 예측하였다. 이를 통해 고압 미포화비등 현상을 해석하기 위해 열분배 모델에 관한 기존 모델을 적용하는 것이 적절한 것으로 판단된다.

반면 저압 조건에서는 고압 조건과는 달리 기포의 크기가 커지고 유동 채널에 잔존하는 시간이 길어지는 등의 다른 열수력학적 특성을 가진다. 이를 검토하기 위하여 저압 미포화비등 실험인 SUBO와 JNU 실험을 해석하였다. SUBO 실험은 Base-RB, Q1RB, V2RB 케이스 세 가지 조건에 대해 해석을 진행하였다. JNU 실험은 SUBO 실험과 비슷한 저압 조건에서 진행되었으나, 더 낮은 압력 및 질량속의 조건에서 이루어졌다. ANSYS-CFX의 저압 미포화비등 해석능을 확인하기 위하여, 고압 실험과 동일한 모델을 적용하여 해석한 결과, 두 실험 모두 반경방향 기포 분포 및 축방향 단면 평균 기포율 예측의 한계를 보였다. 히터 근처의 기포율을 실험 보다 높게 예측하지만 반경방향 기포 분포를 제대로 예측하지 못하였으며, 이는 축방향 단면 평균 기포율을 낮게 예측하는데 영향을 끼친 것으로 보인다.

기포이탈직경에 관한 민감도 분석 전, 반경방향으로의 기포율 분포를 고려하기 위해 비견인력을 추가로 적용하여 해석하였다. 이를 통해 계면 운동량 전달이 반경방향으로의 기포율 분포에는 영향을 미치나, 단면 평균 기포율의 경우에는 그렇지 않음을 확인하였다. 따라서 단면 평균 기포율 분포를 정확히 예측하기 위해서는 부모모델에 관한 검증이 필요한 것으로 판단하였다.

본 연구에서는 열분배 모델과 관련된 인자 중 기포이탈직경에 관해 민감도 분석을 진행하였다. ANSYS-CFX 코드에서 채택하고 있는 기존 모델을 포함하여 총 4 가지 상관식을 변경하며 해석을 수행하였다. 그 결과 Kocamustafaogullari and Ishii(1970)의 모델을 적용하였을 때 가장 실험 데이터를 잘 예측하는 것을 확인하였다. 반면 Cole and Rohsenow(1969)의 모델은 낮은 압력 조건하에서의 실험 데이터를 바탕으로 제안되었으나, SUBO 실험 예측에 있어 한계를 보였다. 따라서 Kocamustafaogullari and Ishii(1970)의 모델을 적용하였을 때 단면 평균 기포율에 대한 정확도가 개선되었다.

중대사고 대처전략인 IVR-ERVC은 저압 미포화비등 현상이 발생할 수 있는 대표적인 예시 중 하나이다. 본 연구에서는 iPOWER IVR-ERVC 해석을 통해 이상 자연대류 유동을 모의하였다. 실제 중대사고 시 발생할 수 있는 상황을 가정하여 경계조건을 설정하였다. 이를 통해 원자로용기 내부 열부하에 따른 비등 현상으로 생성되는 기포가 원자로용기 외벽을 따라가며, 냉각재는 출구에 도달할 때까지 이상으로 존재하는 것을 확인하였다. 이에 비등현상으로 발생한 기포에 의해 유속의 변화가 큰 것으로 판단할 수 있다. 추후 실제 현상에 가까운 이상유동 모의를 위해 모델 및 형상을 수정하여 해석 결과를 좀 더 개선할 계획이다.

REFERENCE

- [1] “Experimental Study of Local Bubble Parameters of the Subcooled Boiling Flow in a Vertical Annulus Channel”, Korea Atomic Energy Research Institute(KAERI), KAERI/TR-3678/2008, 2008
- [2] Eckhard Krepper, Roland Rzehak, “CFD for subcooled flow boiling: Simulation of DEBORA experiments”, Nuclear Engineering and Design, Vol. 241, pp. 3851-3866, 2011
- [3] Janani Srree Murallidharan, et al. “CFD investigation and assessment of wall heat flux partitioning model for the prediction of high pressure subcooled flow boiling”, International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 103, pp. 211-230, 2016
- [4] Ba-Ro Lee, Yeon-Gun Lee, “Numerical Study of Low-pressure Subcooled Flow Boiling in Vertical Channels Using the Heat Partitioning Model”, Transactions of the Korean Society of Mechanical Engineers B, Vol. 40, pp. 457-470, 2016
- [5] Yong-Seok Choi, You-Taek Kim, Tae-Woo Lim, “CFD validation for subcooled boiling under low pressure”, Journal of the Korean Society of Marine Engineering(JKOSME), Vol. 40, No. 4, pp. 275-281, 2016
- [6] Eckhard Krepper, Bostjan Končar, Yury Egorov, “CFD modelling of subcooled boiling-Concept, validation and application to fuel assembly design”, Nuclear Engineering and Design, Vol. 237, No. 7, pp. 716-731, 2007

[7] J.Y. Tu, G.H. Yeoh, “On numerical modelling of low-pressure subcooled boiling flows”, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 45, pp. 1197–1209, 2002

[8] Boštjan Končar, Borut Mavko, “CFD simulation of subcooled flow boiling at low pressure”, *Proceedings of International Conference Nuclear Energy in Central Europe*, September 10–13, 2001

[9] Boštjan Končar, Ivo Kljenak, Borut Mavko, “Modelling of local two-phase flow parameters in upward subcooled flow boiling at low pressure”, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 47, pp. 1499–1513, 2004

[10] G.H. Yeoh, S. Vahaji, S.C.P. Cheung, J.Y. Tu, “Modeling subcooled flow boiling in vertical channels at low pressure - Part 2: Evaluation of mechanistic approach”, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 75, pp. 754–768, 2014

[11] Do Hyun Hwang, Yong Soo Kim, Chang Hwan Park, “Study on the Dimension of Ex-Vessel Passive Molten Core Corium System for iPOWER”, *Transactions of the Korean Society Spring Meeting*, Jeju, Korea, May 18–19, 2017

[12] ANSYS, Inc, “ANSYS-CFX-Solver Theory Guide”, 2012

[13] HT Kim, “A Study on the Flow Boiling in Inclined Channels With Downward-Facing Heated Wall”, Ph. D thesis, Graduate School of Korea Maritime and Ocean University, Korea, 2016

[14] S.C.P. Cheung, S. Vahaji, G.H. Yeoh, J.Y. Tu, “Modeling subcooled flow boiling in vertical channels at low pressures - Part 1: Assessment of empirical correlations”, *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 74, pp. 736-753, 2014

[15] Nilanjana Basu, Gopinath R. Warrier, Vijay K. Dhir, “Onset of Nucleate Boiling and Active Nucleation Site Density During Subcooled Flow Boiling”, *Journal of Heat Transfer*, Vol. 124, pp. 717-728, 2002

[16] Ba-Ro Lee, “Numerical study of low-pressure subcooled boiling phenomena using a component analysis code, CUPID”, Master’s thesis, Graduate School of Jeju National University, Korea, 2015

[17] D. Shaver, M. Podowski, “Modeling and Validation of Forced Convection Subcooled Boiling”, *Proc. 16th Int. Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermalhydraulics (NURETH-16)*, 2015

[18] “TRACE Assessment for Christensen Subcooled Boiling Experiments”, Korea Institute of Nuclear Safety(KINS), KINS/RR-1217, 2014

[19] B.J. Yun, B.U. Bae, D.J. Euh, G.C. Park, C.-H. Song, “Characteristics of the local bubble parameters of a subcooled boiling flow in an annulus”, *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 240, pp. 2295-2303, 2010

[20] “Improvement of mathematical models for low-pressure subcooled flow boiling based on the measurement of local bubble parameters”, Jeju National University, Internal report, 2017

[21] Sehgal, Bal Raj, et al. *Nuclear safety in light water reactors: Severe accident phenomenology*, Academic Press, 2011

[22] “An Experimental Study on the Two-Phase Natural Circulation Flow through the Gap between Reactor Vessel and Insulation under ERVC”, Korea Atomic Energy Research Institute(KAERI), KAERI/TR-2958/2005, 2005

[23] Rae-Joon Park, Kwang-Soon Ha, Hwan-Yeol Kim, “Detailed evaluation of natural circulation mass flow rate in the annular gap between the outer reactor vessel wall and insulation under IVR-ERVC”, *Annals of Nuclear Energy*, Vol. 89, pp. 50-55, 2016

[24] Jungsoo Suh, Huiun Ha, “Effect of in-core instrumentation mounting location on external reactor vessel cooling”, *Annals of Nuclear Energy*, Vol. 108, pp. 89-98, 2017

감사의 글

어느덧 길고도 짧았던 대학원 생활을 마무리 하게 되었습니다. 부족한 저를 항상 응원하고 도움을 주신 분들에게 감사의 글을 전하고자 합니다.

먼저 아낌없이 격려와 조언을 해주신 이연건 교수님께 깊은 감사를 드립니다. 학문적 지식과 가야하는 길을 제시해주셔서 부족한 제가 논문이라는 작은 결실을 맺을 수 있었습니다. 그리고 저의 논문 심사를 맡아주시고 소중한 충고와 진심어린 조언해주신 박재우 교수님, 최수석 교수님 덕분에 더욱 용기 내어 논문을 진행할 수 있었습니다.

대학원 생활을 함께한 선배님과 대학원 동기, 후배들에게도 감사합니다. 특히 2년간 동고동락했던 열수력 실험실 구성원들에게 진심을 담아 감사드립니다. 지금은 옆에 없지만 항상 인자한 미소로 따뜻하게 보살펴주신 이보안 박사님, 마치 자신의 일처럼 아낌없이 여러 조언을 해주신 영준이 오빠, 대학원의 시작과 끝을 함께하고 세심하게 챙겨주는 윤기 오빠, 항상 함께 울고 웃으며 힘이 되어준 이제는 자신만의 길을 걷기 시작한 내 친구 연하, 웃음이 많은 실험실 사랑꾼 지웅이 오빠 모두 감사합니다. 그리고 그동안 불평 없이 잘 따라주며 실험실에 활기를 불어 넣어준 학부생 승현, 귀현, 승환, 소정, 민이, 영제에게도 고마움을 전합니다.

또한 학부부터 대학원까지 친오빠처럼 챙겨준 중근이 오빠, 만나면 언제나 즐거운 부고팸 친구들, 가끔씩이라도 오래보고 싶은 내 친구 승율이 오빠와 다은이, 그리고 나를 나로써 믿고 응원해준 김콜라에게도 고마운 마음을 전합니다.

마지막으로 저의 삶에서 가장 중요하고 사랑하는 우리 가족에게 감사의 글을 전하고자 합니다. 무엇보다 부족한 막내딸을 항상 믿고 지켜봐주신 아버지, 어머니 정말 감사합니다. 바쁘다는 이유로 자주 늦게 귀가하고 걱정시켜드려 죄송한 마음뿐이지만 조금 더 성장하여 멋진 막내딸이 되겠습니다. 말하지 않아도 항상 든든하게 챙겨준 오빠와 혜령이 언니, 때론 친구처럼 나를 가장 잘 이해해주고 한없이 생각해주는 언니와 형부에게도 진심으로 감사합니다.

제가 이 자리에 있게끔 도와주신 모든 분들에게 깊은 감사의 말씀을 드립니다. 모든 일들이 항상 잘 되길 바라는 마음으로 이 논문을 드립니다.

