



## 과냉 비등유동에 대한 CFD 모의계산에서의 벽 인접격자 영향

인 왕 기,<sup>\*1</sup> 신 창 환,<sup>1</sup> 전 태 현<sup>1</sup>NEAR-WALL GRID DEPENDENCY OF CFD SIMULATION FOR  
A SUBCOOLED BOILING FLOW

W.K. In, C.H. Shin and T.H. Chun

*A multiphase CFD analysis is performed to investigate the effect of near-wall grid for simulating a subcooled boiling flow in vertical tube. The multiphase flow model used in this CFD analysis is the two-fluid model in which liquid(water) and vapor(steam) are considered as continuous and dispersed fluids, respectively. A wall boiling model is also used to simulate the subcooled boiling heat transfer at the heated wall boundary. The diameter and heated length of tube are 0.0154 m and 2 m, respectively. The system pressure in tube is 4.5 MPa and the inlet subcooling is 60 K. The near-wall grid size in the non-dimensional wall unit ( $y_w^+$ ) was examined from 64 to 172 at the outlet boundary. The CFD calculations predicted the void distributions as well as the liquid and wall temperatures in tube. The predicted axial variations of the void fraction and the wall temperature are compared with the measured ones. The CFD prediction of the wall temperature is shown to slightly depend on the near-wall grid size but the axial void prediction has somewhat large dependency. The CFD prediction was found to show a better agreement with the measured one for the large near-wall grid, e.g.,  $y_w^+ > 100$ .*

**Key Words :** 전산유체역학(CFD), 과냉비등(Subcooled Boiling), 벽 비등모델(Wall Boiling Model), 벽 인접격자(Near-Wall Grid), 2상유동 모델(Two-phase Flow Model), 계면(Interface), 기포율(Void Fraction)

## 1. 서 론

열전달과 비등(boiling)은 열교환기와 원자력발전소 등 다양한 산업분야에서 발생하는 매우 중요한 물리적인 현상이다. 특히 원자로 노심의 기포율(void fraction) 분포에 대한 정확한 정보는 적절한 원자로 안전해석을 수행하기 위해 필수적이다. 기포율 분포는 원자로 노심의 압력손실과 열전달 및 유동 안정성에 영향을 끼치며 중성자 감속과 원자로 출력에도 영향을 미친다. 그러나 비등유동은 물리적으로 매우 복잡하므로 많은 실험적인 연구와 함께 1차원적 해석적인 연구가 주로 수행되었다. 그러나 최근에는 3차원 비등모델의 개발에 대한 연구가 많이 보고되고 있다.

지금까지 2상유동 모델에 대한 연구는 많이 이루어졌으나 지나치게 단순화된 해석모델의 제약으로 인해 실제 현상을 잘 예측하지 못하고 있다. 현재 주로 사용되는 2상유동 모델은 Ishii[1]의 3차원 시간평균 2상유동 보존방정식을 이용한 Lahey와 Drew[2]의 2-유체 모델이다. 2-유체 모델은 난류 레이놀즈 응력과 더불어 기체-액체 계면(interface)에 작용하는 힘을 포함하고 있다. 즉, 수치해석을 위해서는 레이놀즈 응력과 계면에 작용하는 힘과 열전달에 대한 구성 관계식이 필요하다. 2상유동 수치해석을 위한 난류모델은 Bertodano 등[3]이 표준 k-epsilon 모델을 개량한 형태로, Sato 등[4]이 제안한 액체유동의 난류성분과 기포에 의한 부가적인 난류성분을 선행적으로 중첩한 모델이 많이 사용되고 있다.

과냉 비등모델에 대한 연구는 기포의 발생과 크기의 차이로 인해 고압영역과 저압영역에 대해 각각 이루어졌다. Kurul[5]은 2-유체 모델을 이용한 다차원 과냉 벽 비등모델을 개발하여 2상유동에 대한 보다 정확하고 상세한 수치해석의

1 정희원, 한국원자력연구원

\* TEL : 042) 868-2823

\* Corresponding author E-mail: wkin@kaeri.re.kr



기반을 마련하였다. 특히 벽 비등모델(wall boiling model)은 가열면에서의 비등 열전달을 예측하기 위한 핵심모델이다. Anglart[6]은 범용 전산유체역학(CFD) 코드인 CFX-4.2[7]와 연계하여 Kurul의 비등모델을 사용하여 Bartolomei[8]의 수직원관 고압(4.5 MPa) 비등 실험결과와 비교하였다. Anglart 과 Nylund[9]는 봉다발에서의 기포율 예측결과를 실험결과와 비교하여 다차원 비등모델의 타당성을 검증하였다. Krepper[10]는 다양한 압력범위에서 Kurul의 과냉비등 모델을 평가하고 기포 크기에 대한 새로운 상관식을 사용하여 다소 개선된 결과를 제시하였다. 그러나 Kurul의 다차원 과냉 벽 비등모델은 1차원 2상유동 실험 상관식을 이용하므로 다차원 2상유동 적용시 벽 인접격자의 영향이 커진다.

본 연구에서는 수직원관에서의 과냉비등 유동의 CFD 모의 계산시 벽 인접격자의 영향을 분석하였다. 범용 CFD 코드인 Star-CD(v4.08)와 Kurul이 개발한 벽 비등모델을 이용하여 수치해석을 수행하였다. 원관 출구에서 계산된 벽 인접격자의 무차원 거리(yw+)는 64.172이다.

## 2. 2상유동 모델

### 2.1 지배방정식

2상유동의 수치해석을 위해서 가장 널리 이용되는 해석모델은 균질유동 모델과 2-유체 모델이다. 2-유체 모델의 질량(mass), 운동량(momentum) 및 에너지 보존 방정식은 다음과 같다.

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_k \rho_k) + \nabla \cdot (\alpha_k \rho_k U_k) = \sum_{j=1, j \neq k}^{N_p} (\Gamma_{kj} - \Gamma_{jk}) \quad (1)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\alpha_k \rho_k U_k) + \nabla \cdot (\alpha_k \rho_k U_k U_k) = \\ \nabla \cdot [\alpha_k \mu_k^e (\nabla U_k + (\nabla U_k)^T)] - \alpha_k p_k + \alpha_k \rho_k g \\ + \sum_{j=1, j \neq k}^{N_p} (\Gamma_{kj} U_j - \Gamma_{jk} U_k) + \sum_{j=1, j \neq k}^{N_p} M_{kj} \end{aligned} \quad (2)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t}(\alpha_k \rho_k H_k) + \nabla \cdot (\alpha_k \rho_k U_k H_k - \alpha_k \lambda_k^e \nabla T_k) = \\ \frac{\partial}{\partial t}(\alpha_k p_k) + Q_k + \sum_{j=1, j \neq k}^{N_p} (\Gamma_{kj} H_j - \Gamma_{jk} H_k) + \sum_{j=1, j \neq k}^{N_p} E_{kj} \end{aligned} \quad (3)$$

여기서  $\alpha_k$ ,  $\rho_k$ ,  $p_k$ ,  $U_k$ ,  $T_k$  및  $H_k$ 는 각각 유체  $k$ 의 체적 비율, 밀도, 압력, 속도, 온도와 엔탈피를 나타내며  $N_p$ 는 상(phase)의 개수이다.  $\Gamma_{kj}$ ,  $M_{kj}$  및  $E_{kj}$ 는 2상 계면에서의 단위

체적당 질량, 운동량 및 에너지 전달을 나타내고,  $\mu_k^e$ 와  $\lambda_k^e$ 는 유체  $k$ 의 유효 점성계수와 열전도도이며  $Q_k$ 는 열원(heat source)을 의미한다.

### 2.2 보조방정식

상기와 같은 2유체모델의 지배방정식을 풀기 위해서는 계면에서의 운동량 및 열전달에 관한 보조방정식이 필요하다. 계면의 단위 체적당 운동량 전달률( $M_{kj}$ )은 각각의 물리적 현상을 나타내는 항들의 조합으로 아래와 같이 표현된다.

$$M_{fg} = M_{fg}^D + M_{fg}^{VM} + M_{fg}^L + M_{fg}^{LW} + M_{fg}^{TD} \quad (4)$$

식 (4)의 오른쪽 항들은 각각 항력, 가상 질량력(virtual mass force), 양력(lift force), 벽 윤활력(wall lubrication force) 및 난류 전파력(turbulent dispersion force)을 나타낸다.

기체와 액체 계면 사이의 열전달은 두 유체 사이의 단위 면적, 단위 시간 및 단위 온도차이에 의한 에너지 전달을 나타내는 열전달 계수를 이용하여 나타낸다. 즉, 계면으로부터 기체(증기)로의 열전달은

$$Q_g = h_g A_d (T_g - T_{sat}) \quad (5)$$

이며 무차원 열전달 계수  $Nu_g$ 는 다음과 같이 가정하였다.

$$Nu_g = \frac{h_g d_b}{\lambda_g} = 26 \quad (6)$$

또한 액체로부터 계면으로의 열전달은

$$Q_f = h_f A_d (T_f - T_{sat}) \quad (7)$$

이며 열전달 계수( $h_f$ )는 기포의 직경( $d_b$ )과 액체의 열전도도  $\lambda_f$ 를 이용하여 무차원 Nusselt 수로 표현된다. Nusselt 수는 기포 레이놀즈 수( $Re_b$ )와 액체의 Prandtl 수(Pr)의 함수이며 본 연구에서는 아래와 같은 Ranz와 Marshall[11]의 상관식을 이용하였다.

$$Nu_f = \frac{h_f d_b}{\lambda_f} = 2 + 0.6(Re_b)^{0.5} Pr_f^{0.3} \quad (8)$$

구형 기포에 대한 단위체적당 계면적은 다음과 같이 계산할 수 있다.



$$A_d = \frac{6\alpha}{d_b} \quad (9)$$

여기서  $\alpha$ 는 기포율을 나타내며 기포직경이 기체와 액체 사이의 운동량과 에너지 전달에 큰 영향을 주는 인자임을 알 수 있다. 평균 기포직경은 액체 국소 과냉도( $\theta = T_{sat} - T$ )의 함수로 Anglart과 Nylund[9]가 추천한 상수 값들을 사용하였다.

$$d_b = \frac{d_1(\theta - \theta_0) + d_0(\theta_1 - \theta)}{\theta_1 - \theta_0} \quad (10)$$

여기서,

$$d_0 = 0.15 \text{ mm}, d_1 = 1.5 \text{ mm}, \theta_0 = 13.5 \text{ K}, \theta_1 = 0 \text{ K}$$

한편, 기체와 액체 사이의 질량전달은 가열면에서의 증발 및 유동 내부에서의 응축 또는 증발에 의해 발생한다. 가열면에서 액체 증발에 의한 질량전달은 증발 열전달률을 이용하여 다음과 같이 계산된다.

$$m = \frac{Q_e}{h_{fg} + C_{pf}(T_{sat} - T_f)} \quad (11)$$

유동 내부에서의 질량전달은 액체가 과냉상태이면 기체로부터 액체로의 응축이 발생하고 액체가 과포화이면 액체로부터 기체로의 증발현상이 발생한다. 응축 및 증발에 의한 질량 전달률은 각각 다음과 같이 표현된다.

$$m_{fg} = \max\left(\frac{hA(T_{sat} - T_f)}{h_{fg}}, 0\right) \quad (12)$$

$$m_{gf} = \max\left(\frac{hA(T_f - T_{sat})}{h_{fg}}, 0\right) \quad (13)$$

### 2.3 벽 비등모델

과냉 비등모델의 중요한 부분은 가열면 열유속의 분할에 관한 벽 비등모델이다. 본 연구에서 이용한 벽 비등모델은 RPI(Rensselaer Polytechnic Institute)의 Kurul[5]이 개발한 것으로 벽 전체 열유속을 Fig. 1에 도시한 바와 같이 3개 부분으로 나눈다. 즉, 가열면과 액체 사이의 대류(convection) 열전달률( $Q_c$ ), 기포가 가열면을 떠나면서 생기는 증발(evaporation) 열전달률( $Q_e$ ) 및 기포가 떠난 자리로 액체가 유입되면서 발

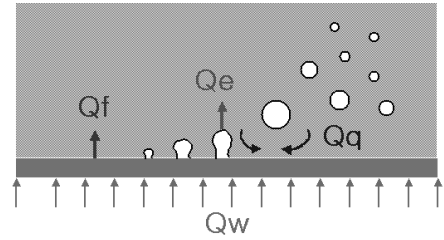


Fig. 1 Wall boiling model

생하는 급속냉각(quenching) 열전달률( $Q_q$ )로 구분한다. 즉, 벽 전체 열유속  $Q_w$ 은 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$Q_w = Q_c + Q_e + Q_q \quad (14)$$

여기서,

$$Q_c = h_f A_f (T_w - T_f) \quad (15)$$

$$Q_e = n f \left( \frac{\pi}{6} d_{bw}^3 \right) \rho_g h_{fg} \quad (16)$$

$$Q_q = \frac{2}{\sqrt{\pi}} f \sqrt{t_w \lambda_f \rho_f C_{pf}} (T_w - T_f) A_e \quad (17)$$

상기 식에서 기포증발 변수들인 기포핵 밀도( $n$ ), 가열면 이탈 기포 직경( $d_{bw}$ ), 대류와 급속냉각 열전달 면적( $A_f$ ,  $A_e$ ), 기포 발생 빈도( $f$ ) 및 대기시간( $t_w$ )은 아래와 같은 상관식을 이용한다.

$$A_e = 2 \left( \frac{\pi d_{bw}^2}{4} \right) n \quad (18)$$

$$A_f = 1 - A_e \quad (19)$$

$$n = [185(T_w - T_{sat})]^{1.805} \quad (20)$$

$$f = \sqrt{\frac{4}{3} \frac{g(\rho_f - \rho_g)}{d_{bw} \rho_f}} \quad (21)$$

$$d_{bw} = 0.0006 \exp\left(-\frac{T_{sat} - T_f}{45}\right) \quad (22)$$

$$t_w = \frac{0.8}{f} \quad (23)$$

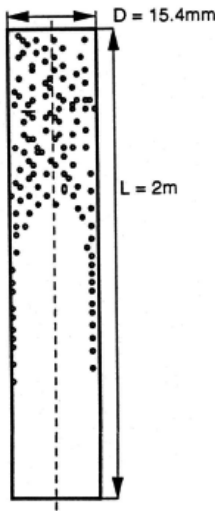


Fig. 2 Schematic of subcooled boiling in vertical tube

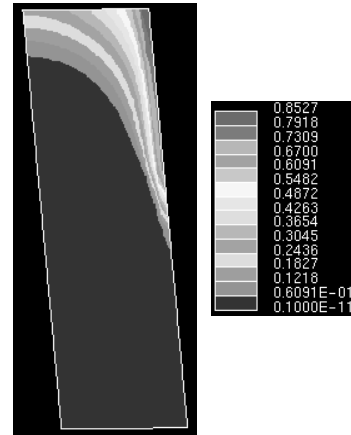


Fig. 4 Void fraction contour for NCr=20

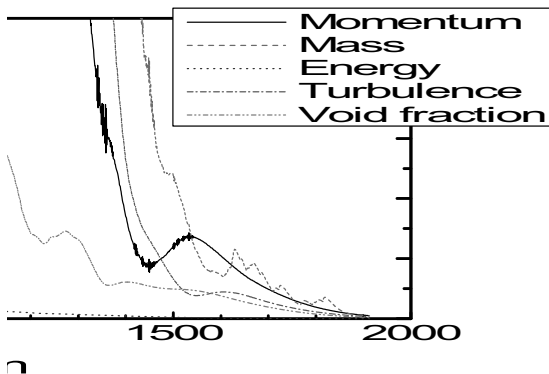


Fig. 3 Residuals of the governing equations for NCr=20

### 3. 수치해석 방법

본 연구에서는 Bartolomei와 Chanturiya[8]의 수직원관에서 물을 이용한 과냉 비등실험을 모의 계산하였다. 수직원관(Fig. 2)의 직경과 가열면 길이는 각각 0.0154 m와 2 m이다.

범용 CFD 코드인 Star-CD(v4.08)를 이용하여 축대칭 2차원 모델을 구성하였으며 전산격자는 주유동 방향으로 100개, 반경방향으로 10-30 개의 셀을 각각 사용하였다. 원관출구에서 계산된 가열벽면에 인접한 첫 번째 격자 셀 중심까지의 무차원 벽 거리( $y_w^+$ )는 64-172 이다.

가열 벽면에는 일정 열유속 및 점착 경계조건을 사용하였으며 원관 입구에는 균일 유속과 온도를 적용하였다. 원관 입구유동은 과냉 액체유동으로 가정하였으며 난류강도와 길이

척도는 각각 1% 와 원관직경(0.0154 m)으로 설정하였다. 출구 경계에서는 완전발달 유동 및 일정 압력 조건을 가정하였다.

액체유동의 난류모델은 표준 k-epsilon 모델을 사용하였고 기포유동은 선형 중첩 난류모델을 이용하였다. 대류항의 이산화는 Upwind 차분도식을 이용하였으며 보다 안정적인 수치해를 얻기 위해 질량보존 방정식의 Relaxation factor는 작은 값 (0.05)을 사용하였다. Figure 3은 반경방향 셀 수(NCr)가 20인 경우 잔차(residual)의 변화를 보여주는 것으로 모든 지배방정식의 잔차가 수렴조건( $10^{-5}$  이하)를 만족하는 것을 알 수 있다.

### 4. 결과 및 고찰

본 CFD 모의계산에서 사용한 실험조건은 액체 질량유속이 900 kg/m<sup>2</sup>s 이며 시험부 압력은 4.5 MPa 이고 가열면 열유속과 시험부 입구 과냉도는 각각 570 kW/m<sup>2</sup> 과 60 K 이다.

Fig. 4는 반경방향 셀 수가 20인 경우(NCr=20) 예측된 원관 내 기포율 분포를 나타낸다. 원관의 중간 지점부터 기포가 발생하기 시작하여 위로 갈수록 원관 중심부의 기포율이 점차적으로 증가하는 것을 알 수 있다. 원관 중심에서 가열 벽면으로 갈수록 기포율이 현저히 증가하는 것으로 예측되었다.

Fig. 5는 단면 평균 기포율의 축방향 변화를 비교한 것이다. 평균 기포율이 0.3 이상으로 높은 경우에는 벽 인접격자 크기의 영향이 미미하지만 낮은 기포율 영역에서는 큰 차이를 보이고 있다. 기포율이 높은 영역( $\alpha > 0.15$ )에서는 벽 인접격자가 작을수록 실험결과와 잘 일치하지만 기포율이 낮은 영역에서는 격자가 클수록( $y_w^+ \geq 120$ ) CFD 예측치의 정확도가 우수한 것을 알 수 있다. 한편, 벽 인접격자가 작을수록 기포 발생 시작이 빨라지는 것으로 예측되었다. 기포 발생 시

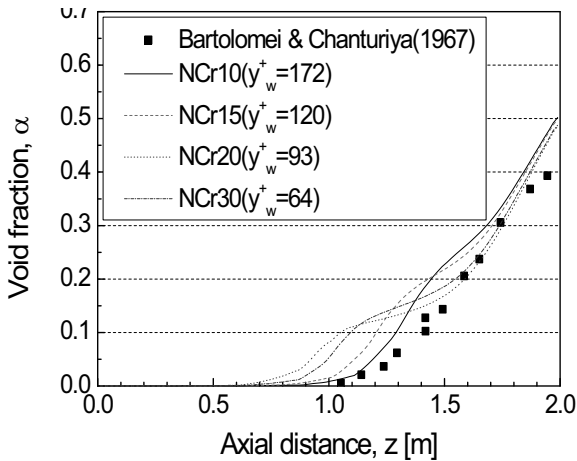


Fig. 5 Axial variation of sectional averaged void fraction

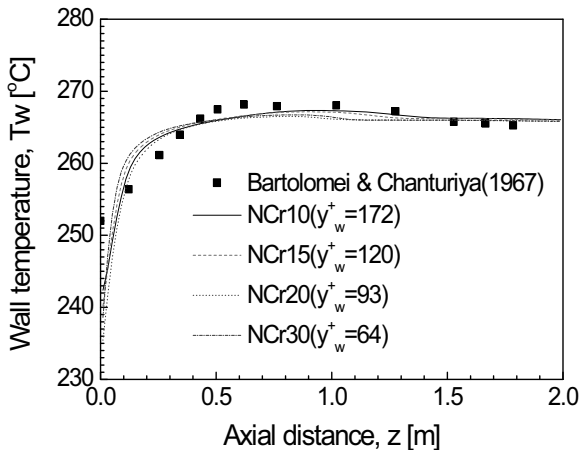


Fig. 6 Axial variation of wall temperature

작 위치는 벽 인접격자가 큰 경우( $y_w^+=172$ )가 실험결과와 가장 잘 일치하는 것으로 나타났다.

벽 인접격자 크기에 따른 가열 벽면의 온도분포도 예측하였으며 측정결과와 Fig. 6에 비교하였다. 격자 크기에 따른 벽 온도분포의 차이는 크지 않은 것으로 나타났다. 측정된 벽 온도는 급격히 증가하다가 약 1.0 m 높이에서 감소하는 경향을 나타내고 있는데 이는 기포 발생이 증가하면서 열전달이 향상되기 때문이다. CFD 예측결과도 측정결과와 동일한 경향의 벽 온도분포를 보이고 있다. 그러나 벽 인접격자가 작은 경우 ( $y_w^+ \leq 93$ ) 벽 온도가 높이 약 0.8 m 에서 감소하기 시작하는 것으로 예측되었지만 격자가 큰 경우( $y_w^+ \geq 120$ )에는 측정결과와 잘 일치하는 것을 알 수 있다.

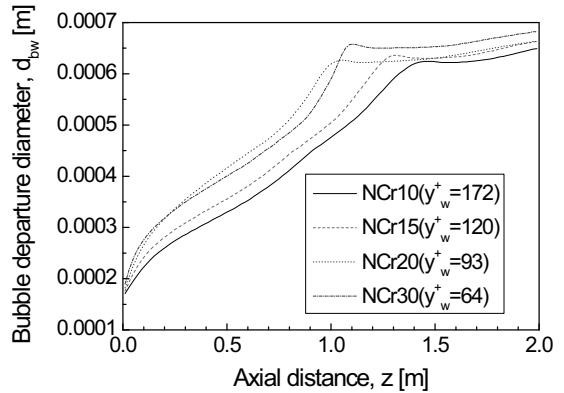


Fig. 7 Axial variation of bubble departure diameter

Figure 7은 벽 인접격자 크기에 따른 가열면에서의 기포 발생 직경(bubble departure diameter)을 비교한 것이다. 기포직경은 원관 위쪽으로 갈 수록 크게 증가하며 약 0.6 mm 이상이 되면 기포크기 변화는 미미해진다. 벽 인접격자가 작아질 수록 임계 기포직경(0.6 mm)의 발생은 빨라지는 것을 알 수 있다. 또한 벽 인접격자가 작아질 수록 기포 발생 직경은 증가하는데 이는 가열면에 가까울 수록 일반적으로 액체의 온도가 증가하여 과냉도가 감소하기 때문이다. 즉 식 (22)와 같이 정의된 기포 발생 직경은 액체 과냉도( $T_{sat} - T_f$ )가 증가하면 줄어드는 특성이 있기 때문이다

## 5. 결론

RPI 벽 비등모델을 이용하여 과냉 비등유동에 대한 CFD 해석시 가열면 인접격자의 영향을 분석하였다. 수직 원관에서 과냉 비등유동의 기포율 및 가열면 온도에 대한 CFD 예측결과를 실험결과와 비교하였다. 벽 인접격자의 크기가 작아질 수록 벽 비등 모델에 사용되는 액체의 온도가 증가하여 기포 발생 직경이 증가한다. 이로 인해 기포율 예측치가 측정치에 비해 빠르게 증가하며 가열면 온도는 일찍 감소하는 것으로 나타났다. RPI 벽 비등모델을 이용한 2상유동 CFD 해석을 위해서는 벽 인접격자의 무차원거리( $y_w^+$ )가 100 이상이 바람직할 것으로 판단된다.

## 후 기

본 연구는 교육과학기술부 원자력연구개발사업의 지원으로 수행되었습니다.



## 참고문헌

- [1] 1975, Ishii, M., "Thermo-Fluid Dynamic Theory of Two-Phase Flow," Eyrolles.
- [2] 1990, Lahey, R.T. and Drew, D., "The Current State-of-the-Art in the Modeling of Vapor/Liquid Two-Phase Flow," *ASME Reprint*, 90-WA/HT-13.
- [3] 1994, Bertodano, M.L., Lahey, R.T.Jr., and Jones, O.C.Jr., "Development of a Model for Bubbly Two-Phase Flow," *J. Fluids Engineering*, Vol.116, pp.128-134.
- [4] 1981, Sato, Y., Sadatomi, M., and Sekoguchi, K., "Momentum and Heat Transfer in Two-Phase Bubbly Flow - I," *Int. J. Multiphase Flow*, Vol.7, pp.167-177.
- [5] 1990, Kurul, M., "Multidimensional Effects in Two-Phase Flow including Phase Change," Ph.D. Thesis, Rensselaer Polytechnic Institute.
- [6] 1993, Anglart, H., "Modelling of Vapor Generation Rate at Wall in Subcooled Boiling Two-Phase Flow," *First CFDS International User Conference*, Oxford, UK, pp.183-207.
- [7] 1997, AEA Technology, CFX-4.2: Solver, Oxfordshire UK.
- [8] 1967, Bartolomei and Chanturiya, V.M., "Experimental Study of True Void Fraction When Boiling Subcooled Water in Vertical Tubes," *Thermal Engineering*, Vol.114, pp.123-128.
- [9] 1996, Anglart, H. and Nylund, O., "CFDS Application to Prediction of Void Distribution in Two-Phase Bubbly Flows in Rod Bundles," *Nucl. Sci. Eng.*, Vol.163, pp.81-99.
- [10] 2003, Krepper, E., "CFD Modeling of Subcooled Boiling," The 10th Int. Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal hydraulics (NURETH-10), Seoul, Korea, October 5-9.
- [11] 1952, Ranz, W.E. and Marshall, W.R., *Chem. Eng. Prog.*, Vol.48, pp.141-148.