2004 춘계학술발표회 논문집
한국원자력학회

봉다발 과냉비등 유동의 전산유체역학 해석

CFD Analysis of the Subcooled Boiling Flow in a Rod Bundle

인왕기, 신창환, 오동석, 전태현
한국원자력연구소, 대전광역시 유성구 덕진동 150

요 약

범용 전산유체역학(Computational Fluid Dynamics) 코드를 이용하여 가열 봉다발에서의 과냉비등 유동을 해석하였다. 다차원 2-유체 모델과 가열면에서의 비등모델을 봉다발 과냉비등 유동에 적용하여 기포율과 액체와 기체의 속도 및 온도 분포 등을 각각 예측하였다. 가열면에서의 강제대류, 기포증발 및 액체냉각에 의한 열전달 분할모델을 이용하였으며 액체온도에 따른 유동장에서의 기포의 응축 및 증발을 고려하였다. 기포에 의해 야기되는 난류는 액체유동의 난류와 선형적으로 중첩되었다. 봉다발 부수로에서 예측된 기포율의 주유동방향 및 횡방향 분포는 실험결과와 비교적 잘 일치하였다. 액체 속도분포와 온도분포 및 기포의 응축률-증발률 분포에 대한 예측결과도 물리적으로 타당한 것으로 나타났다.

Abstract

The subcooled boiling flow in a heated rod bundle was analyzed using a commercial computational fluid dynamics(CFD) code. The volume fraction of vapor and velocities and temperatures of liquid and vapor were predicted by applying the multidimensional two-fluid model and the subcooled boiling model to the rod bundle. The wall heat partition model due to forced convection, evaporation and liquid quenching was used and the vapor condensation and/or evaporation in the bulk were also taken into account. The vapor-induced turbulence was linearly superposed with the shear-induced liquid turbulence. The predicted void fractions in the mainstream and radial directions agree with the experimental results fairly well. The distributions of the liquid velocity and temperature, and rates of the vapor condensation-evaporation in the bulk were also reasonably predicted.

1. 서론

열전달과 비등(boiling)은 열교환기와 원자력발전소 등 많은 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 열

전달 및 유동 안정성에 영향을 주며 중성자 감속에도 영향을 주어 결국에는 원자로 출력에도 영향을 미친다. 그러나 비등현상은 물리적으로 매우 복잡하므로 많은 실험적인 연구와 함께 1차원적 해석적인 연구가 주로 수행되었다. 그러나 최근에는 3차원 비등모델의 개발에 대한 연구가 많이 보고되고 있다.

2상유동 해석모델에 대한 연구는 많이 이루어졌으나 지나치게 단순화된 해석모델을 이용하므로 인해 실제 현상을 잘 예측하지 못하고 있다. 현재 주로 사용되는 2상유동 해석모델은 Ishii[1]의 3차원 시간평균 2상유동 보존방정식을 이용한 Lahey와 Drew[2]의 2-유체 모델이다. 2-유체 모델은 난류 레이놀즈 응력과 더불어 기체-액체 경계면에 작용하는 힘을 포함하고 있다. 즉, 수치해석을 위해서는 레이놀즈 응력과 경계면에 작용하는 힘에 대한 구성 관계식이 필요하다. 2상유동에 대한 난류모델은 Bertodano 등[3]이 표준 $k-\varepsilon$ 모델을 개량한 형태로, Sato 등[4]이 제안한 액체유동의 난류성분과 기포에 의한 부가적인 난류성분을 선형적으로 중첩한 모델이다.

과냉비등 모델에 대한 연구는 기포의 발생과 크기의 차이로 인해 고압영역과 저압영역에 대해 각각 이루어졌다. Kurul[5]은 2-유체 모델을 이용한 다차원 과냉비등 모델을 제안하여 2상유동에 대한 보다 정확하고 상세한 전산해석의 기반을 마련하였다. Kurul의 비등모델은 상대적으로 압력이 높은 4.5Mpa의 실험결과와 비교하여 타당성이 검증되었다. Anglart[6]은 범용 전산유체역학(CFD) 코드인 CFX-4.2[7]와 연계하여 Kurul의 비등모델을 사용하여 Bartolomei[8]의 수직원관 고압(4.5Mpa) 비등 실험결과와 비교하였다. Anglart과 Nylund[9]는 1개 및 6개 핵연료 봉다발에서의 기포율 분포를 예측하여 5.0Mpa 근처의 실험결과와 비교하여 타당성을 검증하였다. 한편, Zeitoun과 Shoukri[10]은 1차원 저압 과냉 비등모델을 개발하여 1기압 근처의 실험결과와 비교하였다. Tu와 Yeoh[11]는 고압조건에서 개발된 비등모델을 저압조건에 적용하여 기포율 분포의 정확한 예측을 위해 필요한 새로운 상관식을 제안하였다. 최근, Krepper[12]는 다양한 압력범위에서 CFX-4 비등모델을 평가하고 기포 크기에 대한 새로운 상관식을 사용하여 다소 개선된 결과를 제시하였으며 인왕기 등[13]도 범용 CFD 코드인 CFX-4.4[14]를 이용하여 Bartolomei의 수직원관 비등실험을 모의계산하므로써 비등유동에 대한 전산해석의 가능성을 확인하였다.

본 연구의 목적은 범용 CFD 코드를 활용하여 원자로에 장전되는 핵연료집합체와 같은 봉다발에서의 과냉비등 유동을 모의계산하고 실험결과와 비교하여 예측결과의 타당성을 검증하고 전산해석의 응용성을 평가하는 것이다. 따라서 본 연구에서는 FRIGG 시험장치의 6-봉다발에 대한 비등실험[15]과 비등원자로(BWR) 정방형(square) 봉다발의 단일 부수로에서의 과냉비등 유동을 모의하였다.

2. 2상유동 모델

과냉 유체가 가열수로에 유입되면 초기에 열은 강제대류에 의해 전달되며 벽 온도와 평균 유체온도가 증가한다. 만약 벽이 유체의 포화온도에 비해 충분히 과열되면 증기 기포가 발생하는 과냉비등(subcooled boiling) 현상이 시작된다(onset of nucleate boiling, ONB). 대부분의 유체는 과냉상태이지만 가열면 근처에서는 국소적으로 비등이 발생하며 열적 비평형 상태에 이르게 된다. 이후 과냉비등은 계속되지만 초기에는 높은 과냉도로 인해 기포율은 현저히 증가하지 않다가 유

효 기포 시작점(onset of significant void, OSV) 이후 크게 증가한다(Fig. 1). OSV 이후 유동 평균 엔탈피가 포화 액체 엔탈피와 같아지는 포화비등(saturated boiling)에 도달할 때까지 과냉비등은 지속된다. 과냉비등 영역에서의 열전달은 단상유동의 대류영역보다 현저히 증가한다. 가열면에서 생성된 증기 기포는 잠열을 수로 중심부의 차가운 유동영역으로 전달한다(기포 응축). 기포 사이의 액체의 대류 열전달은 기포의 빠른 성장과 응축으로 인해 더욱 증가한다. 즉, 가열면과 유동사이의 열전달은 부분적인 핵비등(nucleate boiling)과 부분적인 대류 열전달로 이루어진다.

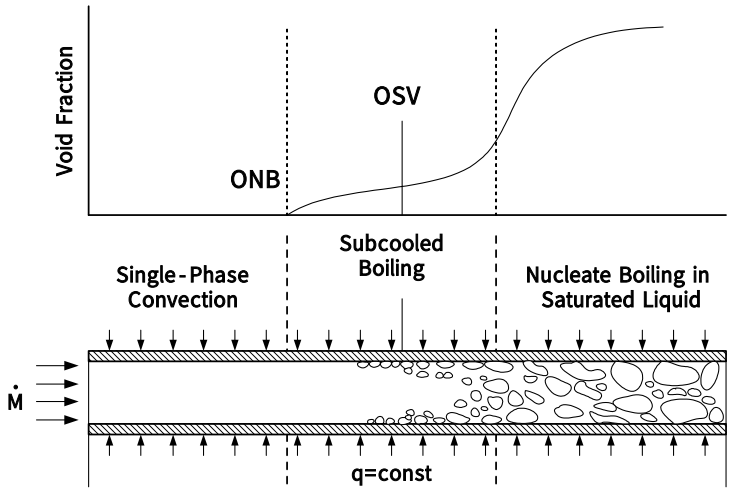

Fig. 1 Boiling flow regions and void distribution

2.1 2-유체 모델

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.

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

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_k \rho_k U_k) + \nabla \bullet (\alpha_k \rho_k U_k U_k) = \nabla \bullet \left[\alpha_k \mu_k^e \left(\nabla U_k + (\nabla U_k)^T\right)\right] - \alpha_k \nabla p_k + \alpha_k \rho_k g + U_{ki}\Gamma_k + M_k \tag{2}$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\alpha_k \rho_k H_k) + \nabla \bullet \left(\alpha_k \rho_k U_k H_k - \alpha_k \lambda_k^e \nabla T_k\right) = \frac{\partial}{\partial t}(\alpha_k p_k) + Q_k + H_{ki}\Gamma_k + E_k \tag{3}$$

여기서 $\alpha_k, \rho_k, p_k, U_k, T_k, H_k$는 각각 유체 k의 체적비율, 밀도, 압력, 속도, 온도와 엔탈피를 나타낸다. Γ_k, M_k, E_k는 2상 경계면에서의 단위체적당 질량, 운동량 및 에너지 전달을 나타내고 μ_k^e, λ_k^e는 유체 k의 유효 점성계수와 열전도도이며 Q_k는 열원(heat source)을 의미한다.

2.2 경계면 운동량 및 에너지 전달(Inter-phase momentum and heat transfer)

2-유체 사이의 운동량 및 에너지 전달은 입자(particle) 모델을 이용하며 다음과 같은 상관식을 적용한다. 경계면의 단위 체적당 운동량 전달률(M_k)은 각각의 물리적 현상을 나타내는 항들의 조합으로 아래와 같이 표현된다.

$$M_k = M_k^d + M_k^{vm} + M_k^L + M_k^{LW} + M_k^{TD} \tag{4}$$

식(4)의 오른쪽 항들은 각각 항력, 가상 질량력(virtual mass force), 양력, 벽 윤활력(wall lubrication force) 및 난류 전파력(turbulent dispersion force) 등을 나타내며 각각의 상관식들은 아래와 같다.

$$M_L^d = -M_G^d = \frac{3}{4}\frac{C_D}{d_b}\alpha_G\rho_L\left|U_G - U_L\right|\left(U_G - U_L\right) \tag{5}$$

$$M_L^{vm} = -M_G^{vm} = C_{vm}\alpha_G\rho_L\left(\frac{DU_G}{Dt} - \frac{DU_L}{Dt}\right) \tag{6}$$

$$M_L^L = -M_G^L = C_L\alpha_G\rho_L\left(U_G - U_L\right)\times\left(\nabla\times U_L\right) \tag{7}$$

$$M_L^{LW} = -M_G^{LW} = \frac{\alpha_G\rho_L\left(U_G - U_L\right)^2}{d_b}\cdot Max\left(C_1 + C_2\frac{d_b}{y_w},\ 0\right)\vec{n} \tag{8}$$

$$M_L^{TD} = -M_G^{TD} = C_{TD}\rho_L k_L\nabla\alpha_G \tag{9}$$

본 연구에 사용된 각 상관식 계수 값은 다음과 같다.

$$C_D = \frac{24}{\mathrm{Re}}\left(1 + 0.1\mathrm{Re}^{0.75}\right), C_{vm} = 0.0, C_L = 0.05 - 0.1, C_1 = -0.01, C_2 = 0.05, C_{TD} = 0.03 \tag{10}$$

한편, 기체와 액체 경계면 사이의 열전달은 두 유체 사이의 단위 면적, 단위 시간 및 단위 온도차이에 의한 에너지 전달을 나타내는 열전달 계수를 이용하여 나타낸다. 즉, 두 유체사이 경계면적 A_{LG}에서의 단위시간당 열전달률은 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$Q_{LG} = h_{LG}A_{LG}\left(T_G - T_L\right) \tag{11}$$

여기서 열전달 계수는 기포의 직경(d_b)과 액체의 열전도도 k_L을 이용하여 무차원 Nusselt 수로 표현된다.

$$Nu = \frac{h_{LG}d_b}{k_L} \tag{12}$$

Nusselt 수는 기포 레이놀즈 수(Re_b)와 액체의 Prandtl 수(Pr)의 함수이며 본 연구에서는 Ranz와 Marshall[16]의 상관식을 사용하였다.

$$Nu = 2 + 0.6\left(\mathrm{Re}_b\right)^{0.5}\,\mathrm{Pr}^{0.3} \tag{13}$$

구형 기포에 대한 단위체적당 경계면적은 다음과 같이 계산할 수 있다.

$$A_{LG} = \frac{6\alpha}{d_b} \tag{14}$$

여기서 α는 기포율을 나타내며 기포직경이 기체와 액체 사이의 운동량과 에너지 전달에 큰 영향을 주는 인자임을 알 수 있다. 평균 기포직경은 액체 국소 과냉도의 함수로 나타내며

$$d_b = \frac{d_1\left(\theta - \theta_0\right) + d_0\left(\theta_1 - \theta\right)}{\theta_1 - \theta_0} \tag{15}$$

상수들은 Anglart과 Nylund[9]가 추천한 다음의 값들을 사용한다.

$$d_0\left(\theta_0 = 13.5K\right) = 1.5\times10^{-4}\,m, d_1\left(\theta_1 = 0K\right) = 1.5\times10^{-3}\,m \tag{16}$$

2.2 비등 열전달(Boiling heat transfer)

과냉비등 모델의 가장 중요한 부분은 가열면 열유속의 분할 모델이다. 앞에서 이미 언급한 바와 같이 CFX-4.4 코드에 도입된 비등모델은 RPI(Rensselaer Polytechnic Institute)의 Kurul이 제안한 것으로 벽 전체 열유속을 Fig. 2에 도시한 바와 같이 3개 부분으로 나눈다. 즉, 가열면과 액체 사이의 대류(convection) 열전달률(Q_f), 기포가 가열면을 떠나면서 생기는 증발(evaporation) 열전달률(Q_e) 및 기포가 떠난 자리로 액체가 유입되면서 발생하는 급속냉각(quenching) 열전달률(Q_q)로 구분한다. 즉, 벽 전체 열유속 Q_{tot}은 다음과 같이 표현할 수 있다.

$$Q_w = Q_f + Q_e + Q_q \tag{17}$$

여기서

$$Q_f = h_f\left(T_W - T_L\right) \tag{18}$$

$$Q_q = h_q\left(T_W - T_L\right) \tag{19}$$

$$Q_e = \frac{\pi}{6} d_{Bw}^3 \rho_G \, fnh_{LG} \tag{20}$$

이며 T_w는 벽면온도이고 T_L은 벽에 인접한 액체온도이다.

한편, 대류 열전달 계수 h_f 와 h_q 는 다음과 같은 관계식을 이용하여 얻어진다.

$$h_f = A_{1f} St \rho_L C_{pL} U_L \tag{21}$$

$$h_q = \frac{2}{\sqrt{\pi}} f A_{2f} \left(t_W k_L \rho_L C_{pL} \right)^{0.5} \tag{22}$$

여기서 St와 C_{pL}은 각각 국소 Stanton 수와 액체의 정압비열을 나타낸다. 기포증발 관련 변수들인 기포핵 밀도(n), 가열면 이탈 기포 직경(d_{Bw}), 대류와 급속냉각 열전달 면적(A_{1f}, A_{2f}), 기포 발생 빈도(f) 및 대기시간(t_W)은 아래와 같은 상관식을 이용한다.

$$n = \left(210 \left(T_W - T_{sat} \right) \right)^{1.805} \tag{23}$$

$$d_{Bw} = 0.0014 \exp\left(\frac{T_{sat} - T_L}{45} \right) \tag{24}$$

$$A_{2f} = \pi d_{Bw}^2 n \tag{25}$$

$$A_{1f} = \max(1 - A_{2f}, 0) \tag{26}$$

$$f = \left(\frac{4 g \Delta\rho}{3 d_{Bw} \rho_L} \right)^{0.5} \tag{27}$$

$$t_W = \frac{0.8}{f} \tag{28}$$

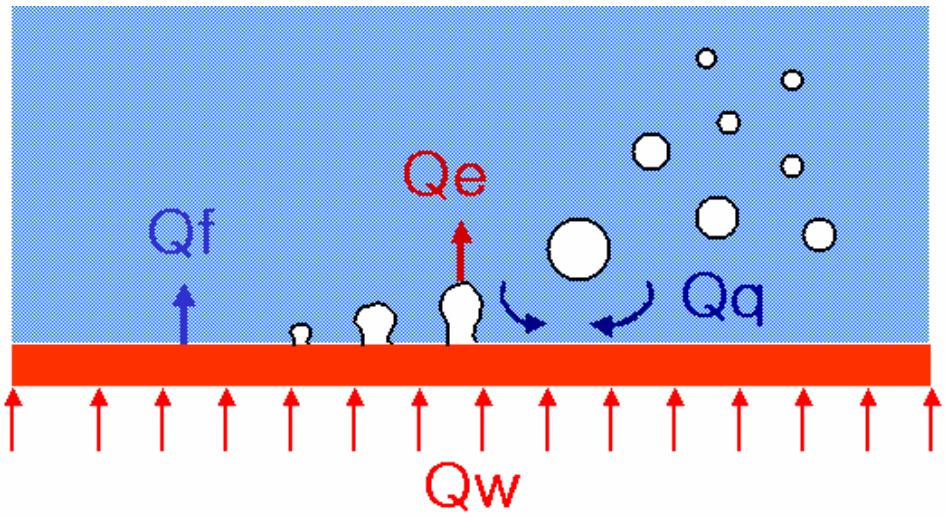

Fig. 2 Wall heat partition model

2.3 경계면 질량 전달(Inter-phase mass transfer)

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

$$m = \frac{Q_e}{(h_G - h_L) + C_{pL} T_{sub}} \tag{29}$$

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

$$m_{GL} = \max\left(\frac{h_{LG} (T_{sat} - T_L) A_{LG}}{h_G - h_L}, 0 \right) \tag{30}$$

$$m_{LG} = \max\left(\frac{h_{LG} (T_L - T_{sat}) A_{LG}}{h_G - h_L}, 0 \right) \tag{31}$$

2.4 난류모델

2상 난류유동의 수치해석을 위한 난류모델은 아직까지 많은 연구가 진행되지 않아 일반적으로 액체유동의 난류와 기포에 의해 유발되는 난류를 선형적으로 중첩하여 사용한다. 즉, 액체의 난류 점성계수는 아래와 같이 표현되고

$$\mu_L^t = \mu_L^{t(SI)} + \mu_L^{t(BI)} \tag{32}$$

여기서 액체유동의 shear에 의한 난류 점성계수($\mu_L^{t(SI)}$)는 표준 $k-\varepsilon$ 모델로부터 구해지며 기포유발 난류 점성계수는 Sato 등[4]이 제안한 아래와 같은 상관식을 사용한다.

$$\mu_L^{t(BI)} = \rho_L C_{tb} \frac{d_b}{2} \alpha_G \left| U_G - U_L \right| \tag{33}$$

여기서 상관식 계수 C_{tb}는 1.2이다.

3. 전산해석 방법

봉다발 부수로에서의 과냉비등 유동을 전산해석하기 위해 비등원자로(BWR) 조건에 대한 모의

계산을 수행하였다. FRIGG 시험장치[15]의 6개 봉다발(FT-6a)에 대한 비등실험과 정방형 봉다발 단일 부수로에서의 과냉비등 유동을 각각 모의하였다. 범용 CFD 코드인 CFX-4.4를 이용하여 3차원 전산해석 모델을 구성하였다. 액체유동의 난류모델은 표준 $k-\varepsilon$ 모델을 사용하였고 기포유동은 Sato 등의 선형 중첩 난류모델을 이용하였다. 대류항의 이산화는 hybrid 차분도식을 이용하였으며 보다 안정적인 수치해를 얻기 위해 압력, 기포율 및 엔탈피에 대한 방정식은 algebraic multigrid 방법을 적용하였다.

Fig. 3은 FRIGG 시험장치에 사용된 6개 봉다발(FT-6a) 시험부를 나타낸다. 시험부의 총 가열길이는 4.22 m, 시험용기 내부 직경은 71 mm이며 가열봉 직경은 13.8 mm이다. 시험부의 대칭성을 고려하여 전체 시험 단면의 1/10을 계산모델로 선정하였으며 축방향 길이는 기포유동 영역인 1.2 m로 하였다. Fig. 4는 본 계산을 위한 전산격자(10260 cells)를 보여준다. 계산조건은 물의 질량유속이 1163 kg/m^{2}s, 입구 과냉도(T_{sub}) 4.5 K (T_{sat}=537 K), 계통압력(P) 50 bar, 및 가열면 열유속(Q_w) 522 kW/m^{2}이다. 기포율의 횡방향 분포에 큰 영향을 미치는 양력계수(C_L)를 0.01-0.2에 대해 민감도 분석을 수행하여 C_L =0.1의 경우가 실험결과와 가장 잘 일치하는 것으로 나타났다.

Fig. 5는 BWR 정방형 핵연료다발의 3차원 단일 부수로 전산해석 모델을 보여준다. 봉의 직경과 간격은 각각 14.5 mm와 18.7 mm이며 전산해석 모델의 길이는 0.5 m이다. 본 계산에 사용한 전산격자의 셀 수는 총 250000개(부수로 중앙선 30개, 주유동방향 100개)이다. 계산조건은 계통압력이 76 bar이며, 입구 유속은 5 m/s, 가열면 열유속과 입구 과냉도는 각각 1000 kW/m^2 과 13.0 K (T_{sat}=565 K)이다. 이 경우에도 양력계수를 0.03-0.1 범위에서 변화시켰으나 C_L=0.1인 경우 계산이 발산되었으며 C_L=0.05인 경우가 적절한 예측결과를 나타냈다.

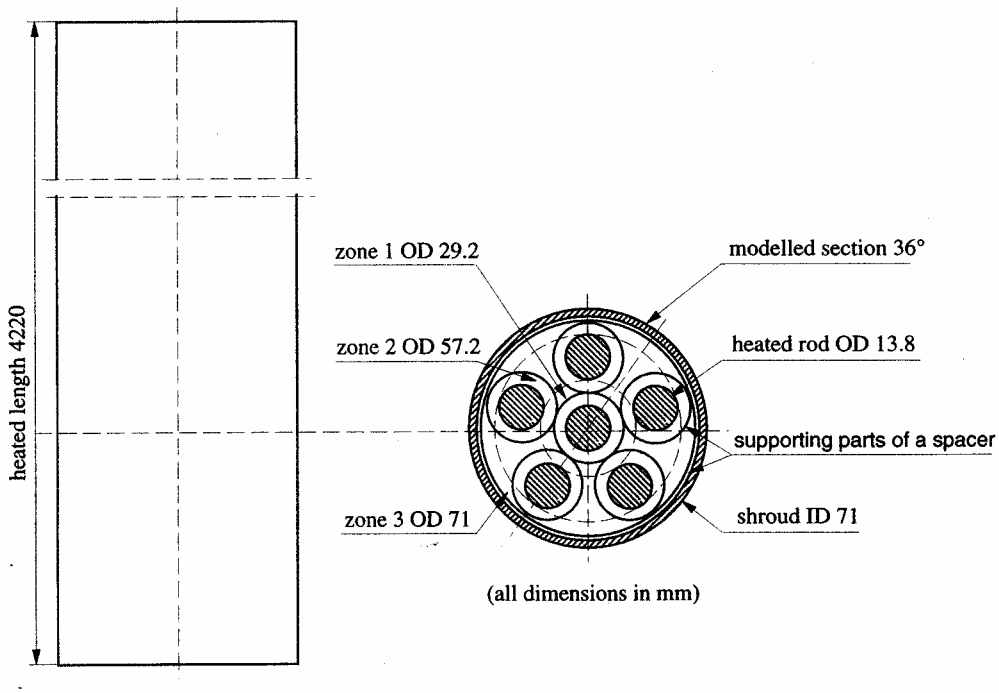

Fig. 3 6-rod bundle(FT-6a) of the FRIGG test facility

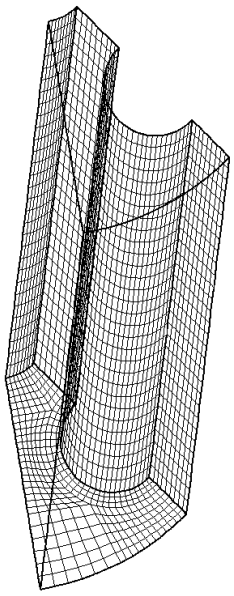

Fig. 4 Computational mesh for modeling the test section FT-6a

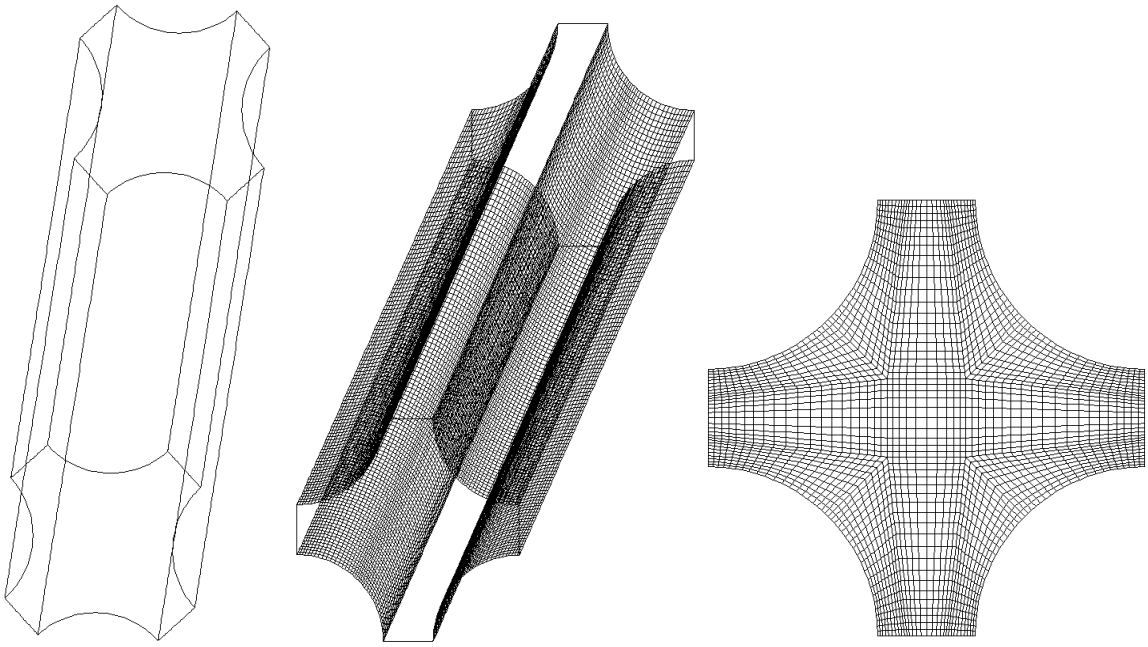

Fig. 5 CFD model and computational mesh for modeling the BWR square fuel assembly

4. 결과 및 고찰

4.1 6개 봉다발(FT-6a)

Fig. 6은 시험 봉다발의 가열 시작점으로부터 1148 mm 하류에서 예측된 액체의 축방향속도와 온도 및 기포율 분포를 도시한 것이다. 액체 축방향속도 분포는 수로 중앙 안쪽에서 속도가 높고

중앙봉 근처에서 급격히 속도가 감소하는 것으로 나타났다. 최대속도는 단면평균 속도의 약 1.36 배이다. 중앙 가열봉과 주변 가열봉 사이의 액체속도가 주변 가열봉과 외곽용기(비가열) 사이의 속도보다 현저히 높은 것을 알 수 있다. 이것은 가열봉 사이의 협소유로(Gap) 간격(7.7 mm)이 외곽 협소유로 간격(6.9 mm)보다 넓기도 하지만 발생된 기포가 양력에 의해 가열봉과 외곽용기 표면쪽으로 이동하여 액체는 수로 중앙쪽으로 증가하기 때문인 것으로 추정된다.

Fig. 6의 중앙에 도시한 액체온도 분포는 가열봉 근처에서 크게 증가하고 비가열 외곽용기 근처에서 감소하는 것으로 나타났다. 유로가 좁은 부분의 온도가 상대적으로 높으며 특히 가열봉 사이의 온도는 포화온도(T_{sat}=537 K)보다 높은 것을 알 수 있다. Fig. 6의 오른쪽에 도시한 기포율은 가열봉 주위에서 높게 나타났으며 최대값은 내부 협소유로 영역의 주변 가열봉 근처에서 발생하였다.

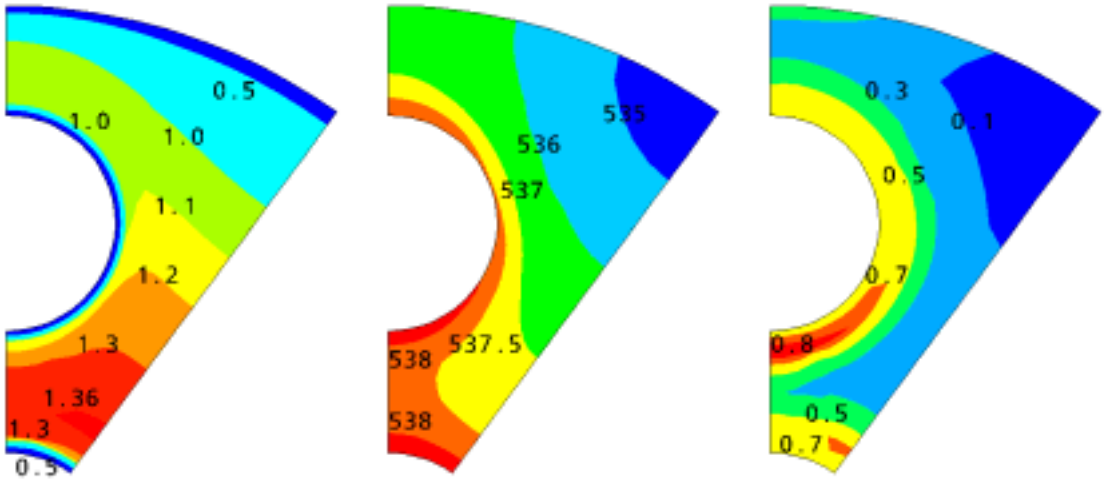

Fig. 6 Distributions of the liquid velocity, temperature and void fraction (from left) 1148 mm downstream from the inlet

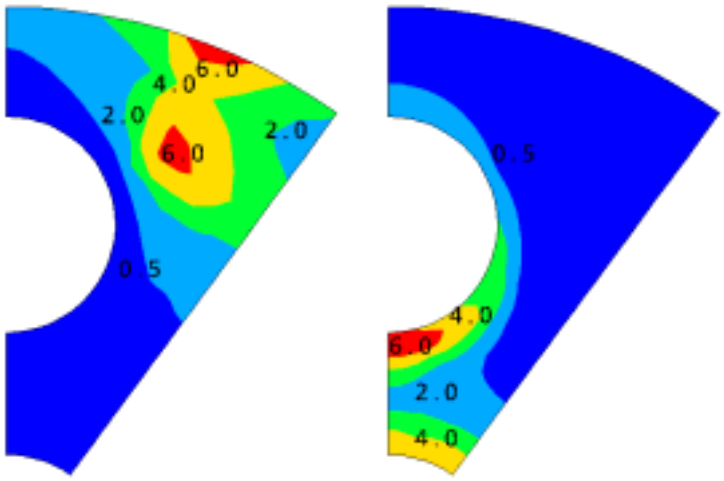

Fig. 7 Distributions of the bulk condensation and evaporation 1148 mm downstream from the inlet (x10^7 kg/s m^3)

Fig. 7은 가열면에서 이탈된 기포가 액체유동장내에서 액체온도에 따라 응축과 증발하는 비율(kg/s m^3)을 나타낸 것이다. 즉, 기포는 액체온도가 포화온도보다 낮으면 응축하고 높으면 증발하게 되며 액체의 과냉도 또는 과포화도의 크기에 따라 응축률과 증발률이 달라진다. 따라서 Fig. 6(중앙)에 도시한 액체온도 분포에서 알 수 있듯이 포화온도(537 K)보다 낮은 수로 바깥쪽 부분에서 응축이 크게 발생하고 포화온도보다 높은 수로 안쪽에서 증발현상이 나타나는 것을 알 수 있다.

Fig. 8은 시험 봉다발 FT-6a 단면의 각 영역(zone 1, zone 2, zone 3) 평균 기포율의 축방향 분포를 실험결과 및 선행 연구자(Anglart 등[9])의 계산결과와 함께 비교하였다. 본 계산결과는 시험부 내부 영역인 Zone 1 평균 기포율을 다소 높게 예측하고 외곽영역인 Zone 3 평균 기포율은 다소 낮게 예측하고 있다. 그러나 거의 모든 경우의 예측결과가 측정오차 이내로 실험결과와 잘 일치하는 것을 알 수 있다. 특히, 수로 단면평균 기포율 분포는 측정결과와 매우 잘 일치하는 것으로 나타났다.

Fig. 9는 시험부의 축방향 각 위치에서 기포율의 횡방향 분포를 비교한 것이다. 가열 시험부 입구로부터 304 mm 하류에서의 본 계산결과는 중앙 가열봉 인접영역은 기포율이 낮고 다소 떨어

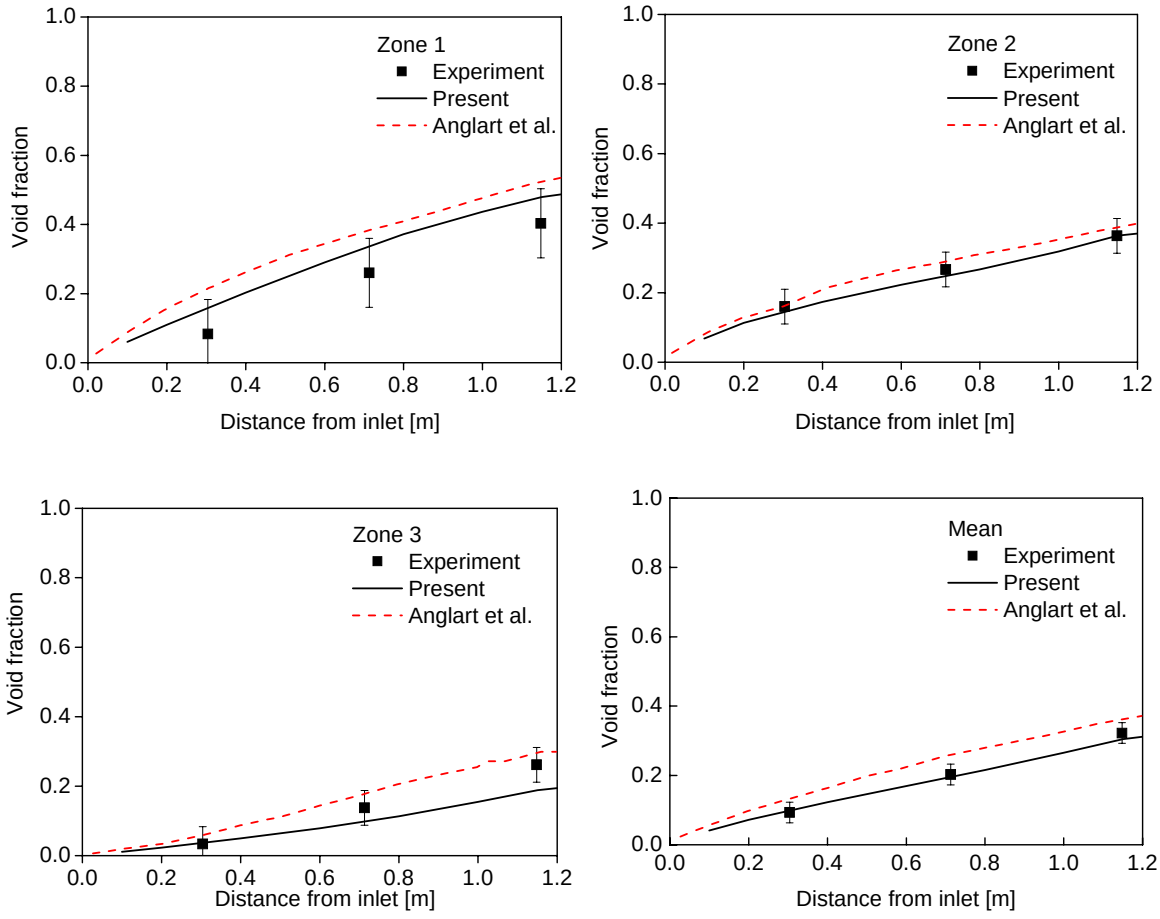

Fig. 8 Axial variations of the zone-averaged void fraction in FT-6a

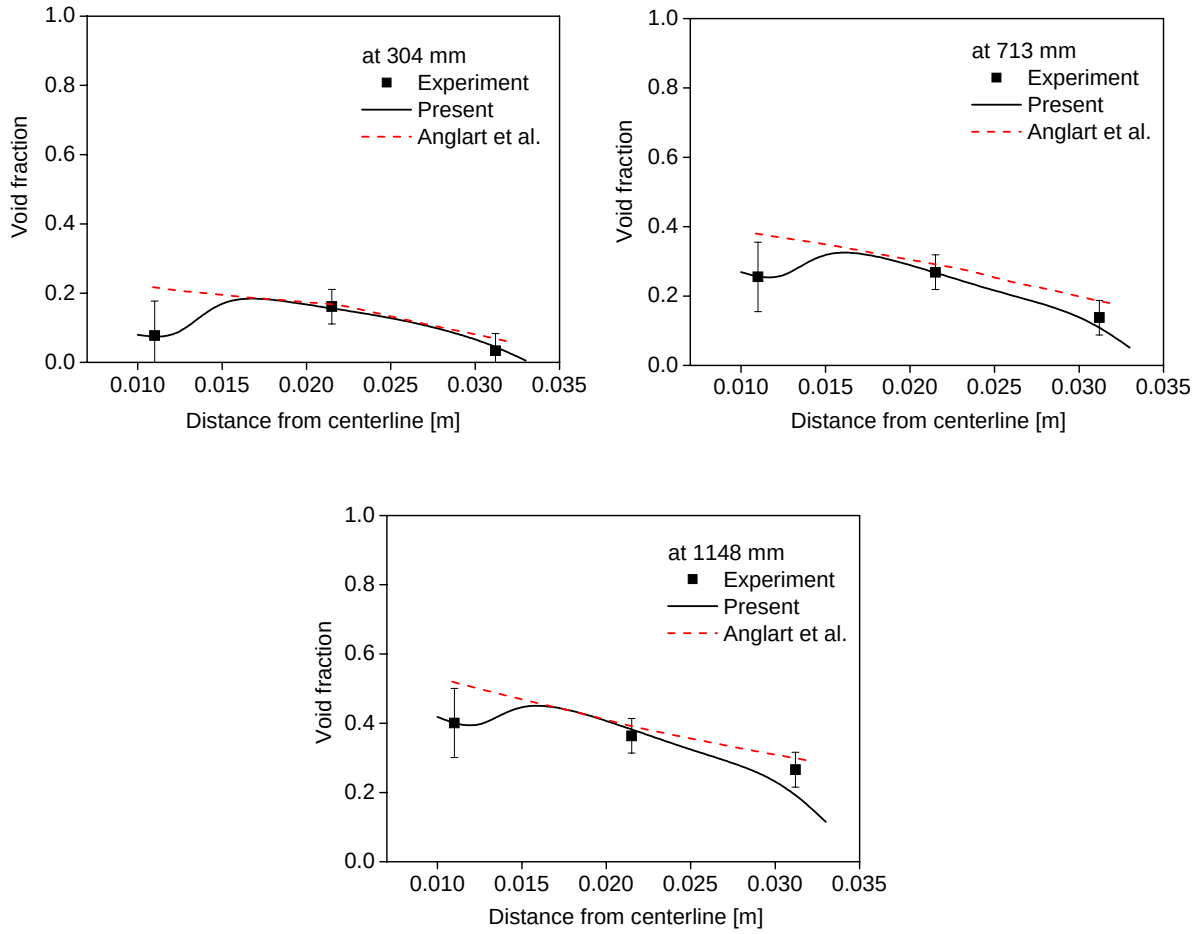

Fig. 9 Lateral distributions of the void fraction at various axial locations in FT-6a

진 위치에서 국소적으로 기포율이 최대가 되는 실험결과를 잘 예측하고 있다. 입구로부터 713 mm 하류에서의 예측결과도 마찬가지로 실험결과와 잘 일치하였다. 입구로부터 1148 mm 하류에서는 시험부 외곽영역(중심으로부터 0.03m 이상)의 기포율을 약간 낮게 예측하고 있지만 측정결과와 비교적 잘 일치하는 것으로 판단된다.

4.2 정방형 봉다발

Fig. 10은 BWR 정방형 핵연료다발의 단일부수로 모델의 출구(가열길이 0.5 m)에서 계산된 액체(물)온도와 기포율의 분포를 보여준다. 액체온도는 부수로 중앙에서 낮고 가열봉 가까이로 갈수록 증가하며 특히 협소유로 영역의 가열봉 근처에서 최대치가 예측되었다. 최대 액체온도는 약 561 K로 포화온도 565 K 보다는 낮으므로 가열면에서 발생한 기포는 응축된다. 기포율은 가열 봉 근처에서 높고 협소유로의 봉 근처에서 최대값(약 0.3)을 나타냈다. Fig. 11은 가열봉 표면온도 분포를 보여주는 것으로 가열부 입구에서 표면온도가 액체 포화온도보다 다소 높은 565.3 K를 나타냈다. 하류로 갈수록 가열봉 표면온도는 급격히 증가하여 최대온도를 유지하는 것을 알 수 있다.

Fig. 12는 Gap 영역의 가열봉 표면에서 예측된 열전달 분할과 벽온도의 축방향 변화를 비교한 것이다. 봉다발 입구 가까운 영역에서는 대류 열전달(Q_f)이 주로 발생하지만 하류로 갈수록 봉 표면에서의 기포발생이 증가하여 증발 열전달(Q_e)과 액체냉각(Q_q)이 상대적으로 증가하는 것으로 나타났다. 하류로 갈수로 증발 열전달은 계속 증가하였으나 액체냉각은 일정한 값(약 17%)을 유지하는 것으로 예측되었다. 특히, 증발 열전달과 벽온도가 크게 증가하는 위치가 일치하고 축방향 분포의 특성도 일치하는 것을 알 수 있다.

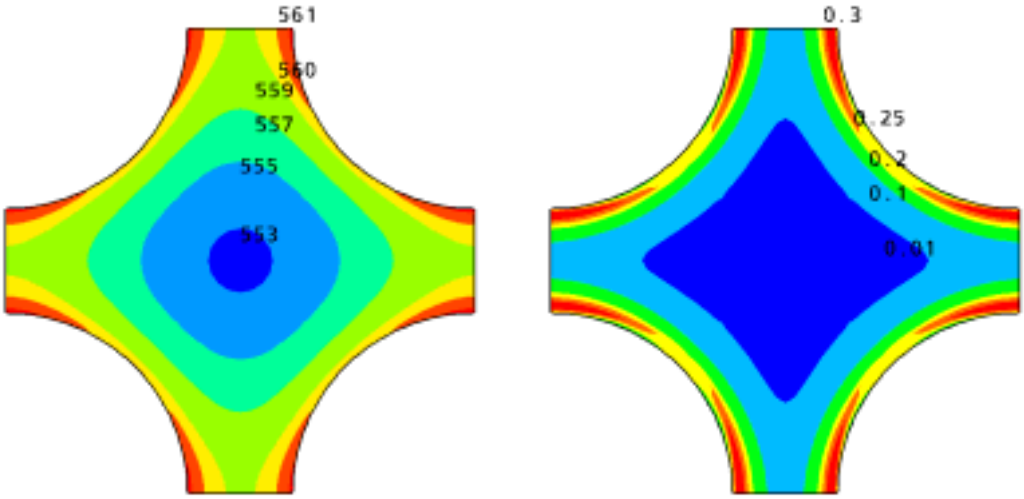

Fig. 10 Contours of the liquid temperature and void fraction at the outlet (z=0.5 m)

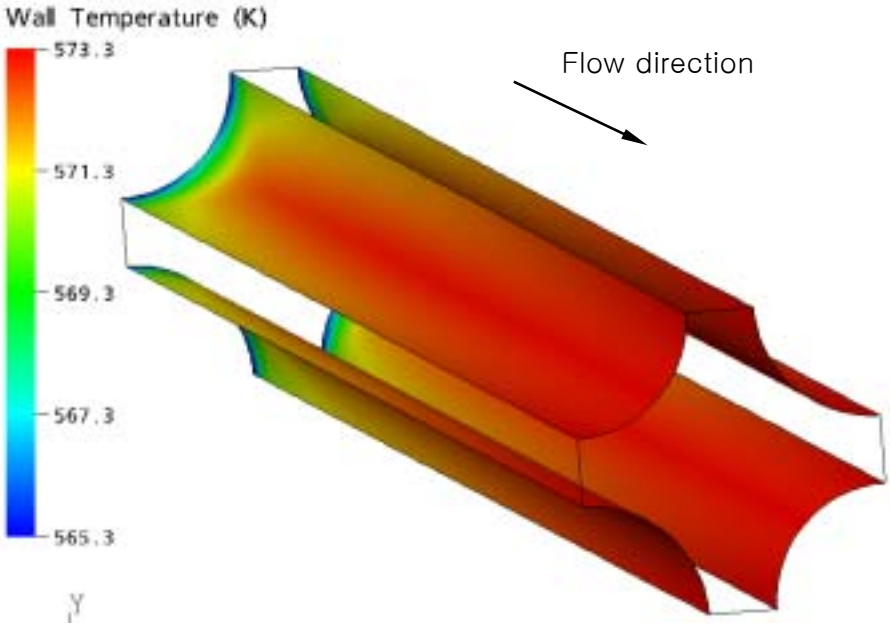

Fig. 11 Contour of the wall temperature (T_{sat}=565 K)

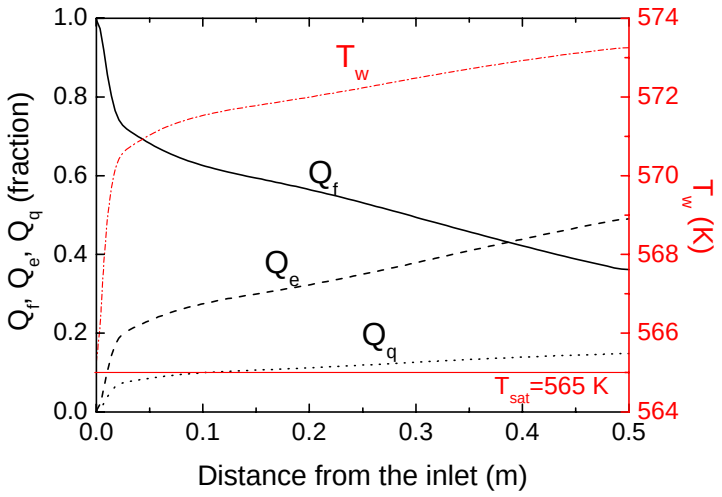

Fig. 12 Axial variations of the wall heat partitions and wall temperature along the gap

5. 결론

범용 CFD 코드(CFX-4.4)의 과냉비등 모델을 이용하여 가열 봉다발의 과냉비등 유동에 대한 3차원 수치해석을 수행하였다. FRIGG 비등실험 장치의 6개 봉다발(FT-6a)과 BWR 정방형 봉다발의 과냉비등 유동특성(액체속도와 온도, 기포율 및 기포 응축/증발)에 대한 전산해석 결과를 분석하여 다음과 같은 결론을 도출하였다.

1) 6개 봉다발에서 예측된 기포율의 축방향 및 횡방향 분포는 실험결과와 잘 일치하였으며 액체속도와 온도 및 기포 응축률/증발률 분포도 타당한 것으로 판단된다.
2) 정방형 봉다발 부수로의 액체와 가열면 온도 및 기포율 분포에 대한 계산결과는 물리적인 예상결과와 일치하였다.
3) 과냉비등 유동 전산해석의 타당성 확보와 응용성 확대를 위해서는 가열면 이탈 기포직경과 기포 발생빈도 및 평균 기포직경의 영향에 대한 평가가 필수적이며 보다 다양한 범위의 비등조건에 대한 검증계산이 필요하다.

후기

본 연구는 원자력중장기연구개발사업의 일환으로 이루어졌으며 이에 대하여 관계자 여러분께 감사드립니다.

6. 참고문헌

(1) Ishii, M., Thermo-fluid dynamic theory of two-phase flow, Eyrolles (1975).
(2) Lahey, R. T. Jr., and Drew, D., The current state-of-the-art in the modeling of

vapor/liquid two-phase flow, ASME Reprint, 90-WA/HT-13 (1990).

(3) Bertodano, M. L., Lahey, R. T. Jr., and Jones, O. C. Jr., "Development of a model for bubbly two-phase flow," *J. Fluids Engineering*, **116**, pp. 128-134 (1994).

(4) Sato, Y., Sadatomi, M., and Sekoguchi, K., "Momentum and heat transfer in two-phase bubbly flow - I," *Int. J. Multiphase Flow*, **7**, pp. 167-177 (1981).

(5) M. Kurul, Multidimensional effects in two-phase flow including phase change, Ph.D. Thesis, Rensselaer Polytechnic Institute (1990).

(6) H. Anglart, "Modelling of vapor generation rate at wall in subcooled boiling two-phase flow," First CFDS International User Conference, Oxford, UK, pp. 183-207 (1993).

(7) AEA Technology, CFX-4.2: Solver, Oxfordshire UK (1997).

(8) G.G. Bartolomei and V.M. Chanturia, "Experimental study of true void fraction when boiling subcooled water in venturi tubes," *Thermal Engineering*, **114**, pp. 123-128 (1967).

(9) H. Anglart and O. Nylund, "CFDS application to prediction of void distribution in two-phase bubbly flows in rod bundles," *Nucl. Sci. Eng.*, **163**, pp. 81-99 (1996).

(10) O. Zeitoun and M. Shoukri, "Axial void fraction profile in low pressure subcooled flow boiling," *Int. J. Heat Mass Transfer*, **40(4)**, pp. 869-879 (1997).

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

(12) E. Krepper, "CFD modeling of subcooled boiling," The 10th Int. Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermalhydraulics(NURETH-10), Seoul, Korea, October 5-9 (2003).

(13) 인왕기, 신창환, 오동석, 전태현, "수직원관의 과냉비등 유동에 대한 전산해석," 추계학술대회, 한국원자력학회 (2003).

(14) AEA Technology, CFX-4.4: Solver, Oxfordshire, UK (2001).

(15) Nylund O., Becker K.M., Eklund R., Gelius O., Haga I., Hansson, P.T., Hernborg G. and Akerhielm F., "Measurements of hydrodynamics characteristics, instability thresholds, and burnout limits for 6-rod clusters in natural and forced circulation," FRIGG-1 report, ASEA and AB Atomenergi, Sweden (1967).

(16) W.E. Ranz and W.R. Marshall, *Chem. Eng. Prog.*, **48**, pp. 141-148 (1952).