

## 과도상태 증기제트 방출시 과냉각수조 내의 열혼합 해석

강형석<sup>\*1</sup>, 김연식<sup>2</sup>, 전형길<sup>2</sup>, 송철화<sup>2</sup>

### A CFD ANALYSIS FOR THERMAL MIXING IN A SUBCOOLED WATER UNDER TRANSIENT STEAM DISCHARGE CONDITIONS

H.S. Kang<sup>\*1</sup>, Y.S. Kim<sup>2</sup>, H.G. Chun<sup>2</sup> and C.H. Song<sup>2</sup>

*A CFD benchmark calculation for a steam blowdown test was performed for 30 seconds to develop the methodology of numerical analysis for the thermal mixing between steam and subcooled water. In the CFD analysis, the grid model simulating the sparger and the IRWST pool were developed by the axisymmetric condition and then the steam condensation phenomena by a direct contact was modelled by the so-called condensation region model. Thermal mixing phenomenon in the subcooled water tank was treated as an incompressible flow, a free surface flow between the air and the water, a turbulent flow, and a buoyancy flow. The comparison of the CFD results with the test data showed a good agreement as a whole, but a small temperature difference was locally found at some locations. The commercial CFD code of CFX4.4 together with the condensation region model can simulate the thermal mixing behavior reasonably well when a sufficient number of mesh distribution and a proper numerical method are adopted.*

**Key Words:** 전산유체역학(CFD), 증기제트(Steam Jet), 직접접촉응축(Direct Contact Condensation)

## 1. 서 론

한국원자력연구소에서는 APR1400(Advanced Power Reactor 1400 MWe)의 IRWST(In-containment Refueling Water Storage Tank)내에서 발생할 수 있는 증기제트 방출시 직접접촉(direct contact)에 의한 불안정 증기응축 현상을 이해하기 위해서 실험과 CFD(Computational Fluid Dynamics) 해석 연구를 수행하였다[1-8]. IRWST에서 불안정 증기응축 현상이 발생하면, 구조물이 손상될 가능성도 있다[3,4]. 실험연구에서는 IRWST를 모의하는 과냉각수조와 증기분사기 원형(sparger prototype)을 사용하여 수조 내의 열혼합 현상을 관찰하고, 불안정 증기응축 현상을 예측할 수 있는 증기응축 영역도(condensation region map)를 개발하였다[6,7]. 불안정 증기응축은 증기제트로 유입되는 수조수 온도가 상승해서 액상과 기상의 경계면이

요동치게 되면서 발생하는 것으로 알려져 있다[6,8]. 따라서 증기제트로 유입되는 수조수 온도분포 예측이 중요하다.

CFD 해석 연구에서는 과냉각수조 내의 열혼합 거동과정과 증기제트로 흘러가는 수조수의 온도분포를 예측할 수 있는 수치해석 방법론을 상용코드인 CFX4.4를 사용하여 개발하였다[8-10]. 현존하는 상용 CFD 코드에는 증기제트의 직접접촉 응축현상을 해석할 수 있는 모델이 없다[11]. 직접접촉 응축 현상에 대한 해석모델 개발도 이상적인 유동에 대해서만 수행되고 있다[12]. 본 연구에서는 실험을 통하여 관찰한 증기제트 주변의 수조수 온도분포를 활용하여 증기응축영역 모델을 개발하여 직접접촉 응축현상을 모사하였다[8-10].

증기응축영역 모델을 통해서 구한 응축수제트의 온도와 속도를 CFD 해석의 경계조건으로 활용하여 약 50초 정도 수행된 과도상태 열혼합 실험을 약 30초 동안 모사하였다. CFD 해석을 30초 동안만 수행한 이유는 실험에서 약 30초 이후에는 증기 유량이 급격히 감소하여 과냉각수조 내 열혼합 거동이 크게 변하지 않기 때문이다. 증기응축영역 모델과 CFX4.4 해석의 타당성을 검증하기 위해서 수조 내의 국부지점 온도 분포에 대해서 실험결과와 CFD 해석결과를 비교하였다.

접수일: 2006년 3월 2일, 심사완료일: 2006년 3월 30일

1 정회원, 한국원자력연구소 열수력안전연구부

2 비회원, 한국원자력연구소 열수력안전연구부

\* Corresponding author E-mail: hskang3@kaeri.re.kr

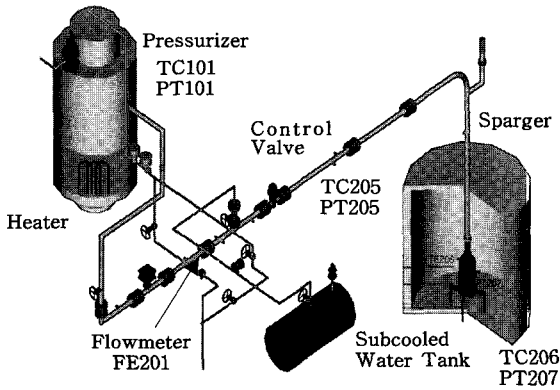


Fig. 1 Schematic Diagram of Test Facility

## 2. 증기응축 열혼합 실험

### 2.1 실험장치 개요[6,7]

열혼합 실험장치는 APR1400의 안전배기계통과 IRWST를 모의하는 증기분사기, 과냉각수조, 증기 공급계통 및 계속시스템으로 구성된다(Fig. 1). 과냉각수조는 직경이 3m, 높이가 4m이며, 실험 초기에 수조수가 3.5m까지 채워져 있고 상부는 대기압에 개방되어 있다. 증기분사기는 방출구멍이 설치된 증기분사기 하단의 직경은 원형 증기분사기의 직경과 동일하지만, 증기분사기 상단의 직경은 원형 증기분사기의 약 17cm에서 약 15cm로 감소되었다. 방출구멍 직경은 원형 직경인 1cm와 동일하지만, 방출구멍의 개수는 144개에서 64개로 축소되었다. 원형 증기분사기 상단과 밑바닥에 설치된 하중감쇄링과 직경 2.5cm인 방출구멍 1개는 폐쇄되었다.

실험은 수조수 초기 온도를 20~90°C, 증기를 생산하는 가압기의 압력을 60~150bar로 변경하면서 다양한 초기 조건을 만든 다음, 계속계통을 작동한 후 5초 만에 제어밸브를 개방함으로써 시작된다. 수조 내에는 열혼합 거동을 관찰하기 위해서 각각 27개의 온도계측기가 설치된 TC-Rig 1과 TC-Rig 2가 설치되었고, 증기분사기 방출구멍 주변의 온도분포를 조사하기 위해서 8개의 온도계측기(TC711~TC720)가 설치되었다(Fig. 2). 증기분사기는 과냉각수조 바닥으로부터 90cm 위에 설치되어 있다.

### 2.2 열혼합 실험결과 분석[8]

증기제트 방출시 열혼합 CFD 해석을 위한 검증대상 실험은 초기 가압기 압력이 150bar, 초기 수조수 압력과 온도가 1bar와 26°C인 것으로 하였다. 가압기에서 생산된 증기

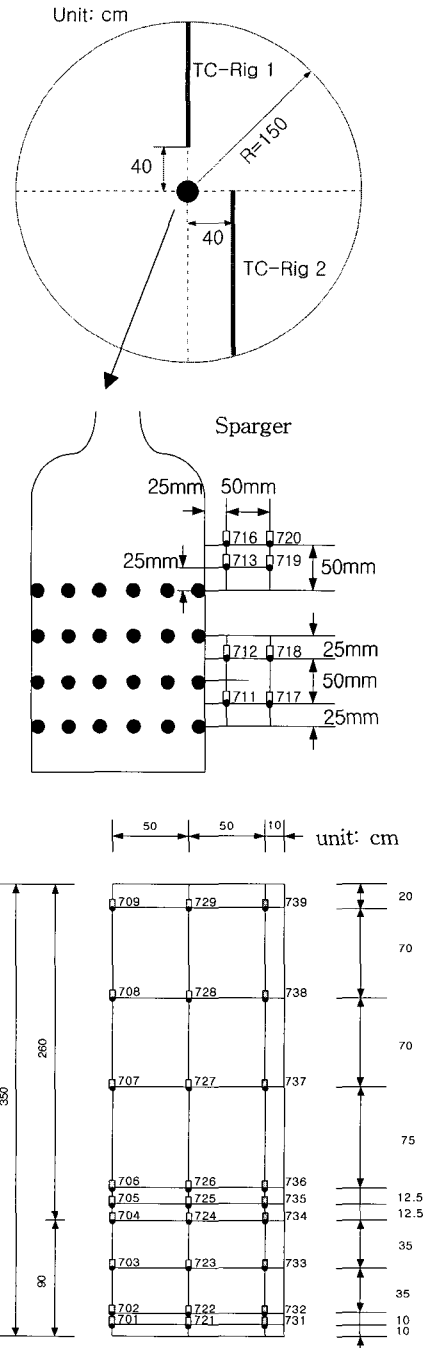


Fig. 2 Locations of Sparger and Thermo-couple in the Tank

(TC101, PT101)가 배관을 통해서(TC205, PT205) 증기분사기 내에 도착 할 때까지의 온도(TC206) 및 압력(PT207)과 증기

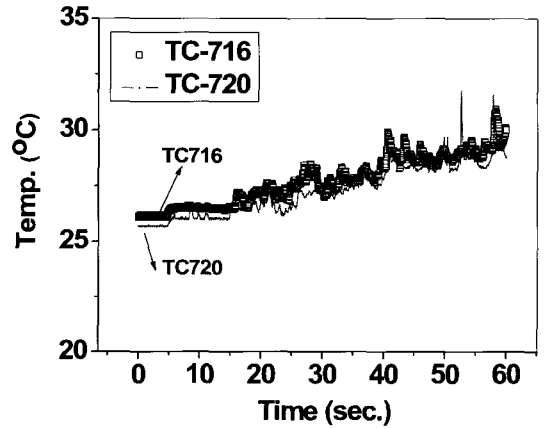
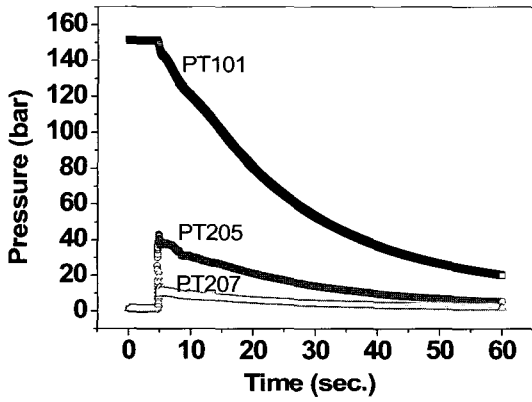
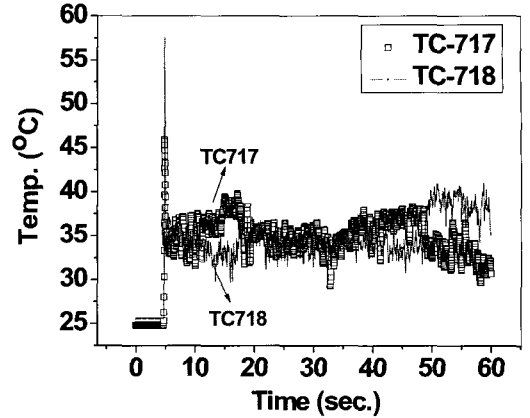
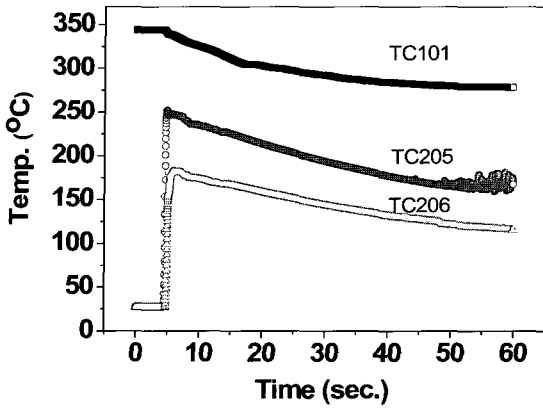


Fig. 3 Pressure and Temperature Variation from PZR to Sparger

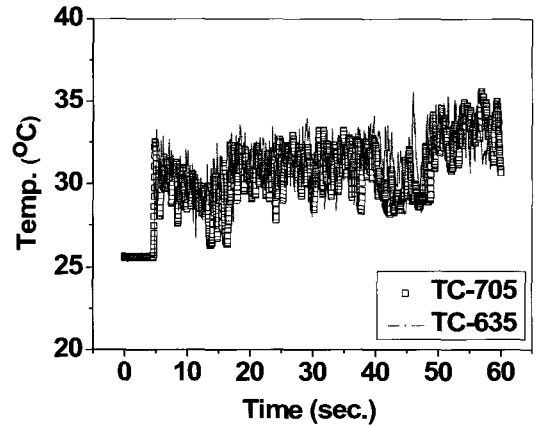
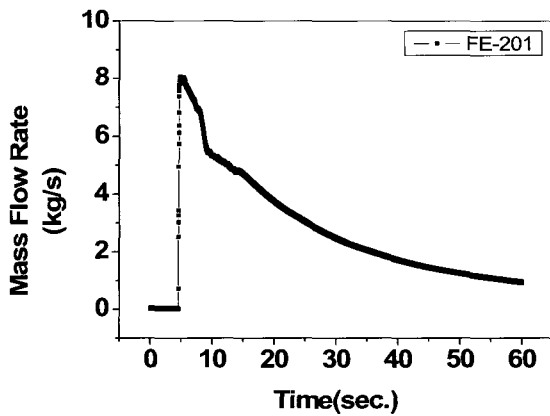


Fig. 4 Steam Mass Flow Rate

유량은 각각 Fig. 3과 Fig. 4에 나타나 있다. 증기분사기 내의

Fig. 5 Temperature Distribution around Sparger

증기는 항상 포화상태(TC206, PT207)를 유지하고 있는 것으로 나타났다. 증기분사기 내의 증기 압력과 수조수 압력 차이가 초기에는 약 10bar, 후기에는 약 1bar 정도 발생한다. 일반적으로 약 2bar 정도 압력차이가 발생하면 초킹(choking)이

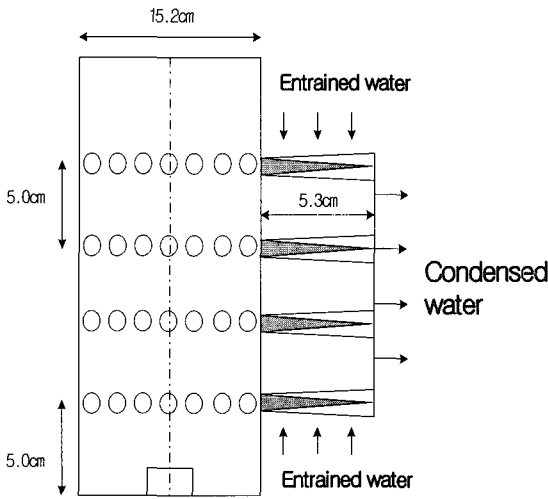


Fig. 6 team Condensation Region Model

발생하므로[13], 실험 초, 증기에는 증기제트가 음속으로 방출됨을 알 수 있다.

수조 내에 설치된 온도계측기의 데이터를 분석해보면, 방출된 증기제트는 직접접촉 응축현상에 의해 응축수제트로 바뀐 후, 수조 벽에 충돌한 다음 벽면을 따라 상, 하로 이동하다가 다시 증기분사기 쪽으로 되돌아오는 유동형태를 보여주고 있다. 증기제트는 일반적으로 방출구멍 직경의 약 5~10 배 이내의 거리에서 완전히 응축되는 것으로 알려져 있기 때문에[14,15], TC718과 TC717의 온도인(Fig. 5) 34~36℃ 정도가 응축수제트의 평균 온도가 될 것으로 예상된다.

증기제트의 강한 운동량으로 인해서 주변의 수조수가 유입되는데, 유입 수조수의 온도는 TC716, TC720의 데이터(Fig. 5)와 같이 시간이 지남에 따라서 계속 증가한다. 이것은 수조 벽면에서 증기분사기 쪽으로 되돌아오는 응축수제트 때문인 것으로 판단된다. 본 실험은 실험 초기에 높은 질량유속의 증기가 방출되기 때문에 수조 내의 유동형태는 관성력이 지배적이게 되어 열혼합 현상은 원주방향으로는 대칭적인 분포를 나타낸다. 이것은 증기분사기에서 동일한 반경거리와 높이에 위치한 TC-Rig1과 TC-Rig2의 온도계측기 데이터(TC705, TC635)를 비교해 보면 알 수 있다(Fig. 5). 본 실험의 계측기 측정오차 등을 분석하여 평가한 종합오차는 13.1% 이다[16].

### 3. CFD 해석

#### 3.1 증기응축영역 모델

CFD 해석은 열혼합 실험에서의 증기제트 방출 및 과냉각

수조수와의 직접접촉에 의한 응축현상과 응축수제트의 열혼합 거동을 모사하고자 한다. 이 중에서 직접접촉 응축현상을 해석할 수 있는 모델이 상용 CFD 코드에는 없다[11]. 또한 본 CFD 연구의 주요 관심대상이, 증기제트 방출로 인한 과냉각수조 내의 전체적인 열혼합 거동과 증기제트 주변의 수조수 온도변화이므로 증기제트의 직접접촉응축 현상을 증기침투거리 실험상관식(식 (1))[14,15]을 바탕으로 개발한 증기응축영역 모델(Fig. 6)[4,8-10]을 도입하여 모사하였다. 증기가 이 영역 내에서는 완전히 응축수로 상변환 되며, 증기제트의 운동량과 에너지가 응축수에 보존 전달되어 응축수가 모델 출구를 균일한 속도와 온도로 통과하며, 모델의 상, 하면을 통해서는 주변 수조수가 수직인 방향으로만 유입된다고 가정하였다.

$$\frac{x_c}{r_o} = 20.57 \left( \frac{G_o}{G_s} \right)^{0.713} / \left[ \left( \frac{P_o}{P_s} \right)^{0.364} B^{0.801} \right] \quad (1)$$

$$B = (h_f - h_\infty) / (h_s - h_f) \quad (2)$$

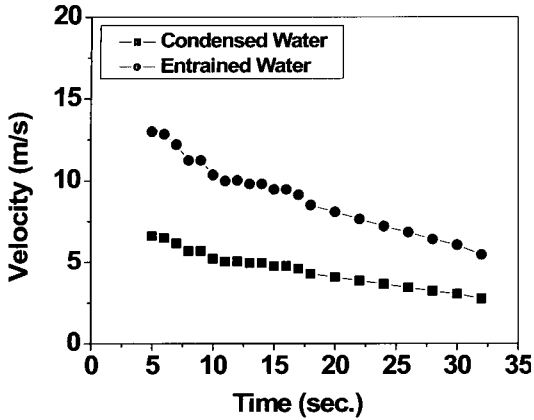
$$\text{Jet Width} / \text{Steam Length} = \tan 13^\circ \quad (3)$$

식 (1)에서  $x_c$ 는 증기침투거리,  $r_o$ 는 방출구멍 반경,  $G_o$ 는 방출구멍을 통과하는 증기 질량유속,  $G_s$ 는 등엔트로피 확장(isentropic expansion) 후의 증기 질량유속 및  $B$ 는 응축여유도(potential for condensation process)를 나타낸다. 식 (2)의 응축여유도는 증기( $h_s$ ), 응축수( $h_f$ ) 및 수조수( $h_\infty$ )의 엔탈피에 의존한다. 응축수는 상변환 경계면에서의 값이다. 열혼합 실험이 진행되는 동안 증기침투거리는 약 5~8cm 정도일 것으로 예상되며, 수조수 엔탈피가 증가할수록 길어진다. CFD 해석에서는 증기응축영역 모델의 길이를 실험 초기의 값인 5.3cm를 계속 사용하였다. 그 이유는 실험 초기의 응축여유도 값이 계산하기가 쉽고, 정확하기 때문이다. 증기응축영역 모델의 출구는 방출구멍 1열 상부에서 4열 하부까지를 연결한 거리가 된다(Fig. 6). 1열 중심에서 1열 상부까지와 4열 중심에서 4열 하부까지의 길이는 식 (3)의 제트 폭[17]을 고려하여 결정하였다. 식 (3)은 방출구멍으로부터 직경의 10~20배 정도 떨어진 곳에서 적용 가능한 식이어서[17], 약간의 오차가 발생할 것으로 예상된다.

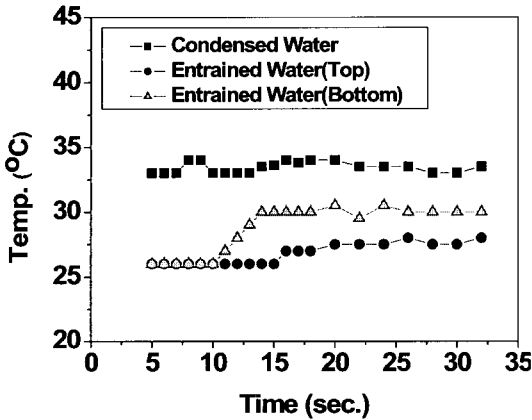
$$m_s + m_e = m_c \quad (4)$$

$$P_s A_s + P_\infty (\pi D H - A_s) + \rho_s V_s^2 = P_c A_c + \rho_c V_c^2 \quad (5)$$

$$m_s h_s + m_e h_e = m_c h_c \quad (6)$$



(a) Velocity



(b) Temperature

Fig. 7 Velocity and Temperature of Condensed and Entrained Water from the Condensation Region Model

$$\frac{P_{hole}}{P_o} = \left( \frac{2}{k+1} \right)^{k/(k-1)} \quad (7)$$

$$P_o = P_{hole} + \frac{1}{2} \rho V^2 \quad (8)$$

증기응축영역 출구를 통과하는 응축수 온도와 속도를 구하기 위해서 증기응축영역에 대해서 식 (4)~(6)의 질량, 운동량 및 에너지 보존방정식을 적용하였다. 여기서 s는 증기, e는 유입수조수, c는 응축수를 나타낸다.  $P_\infty$ 는 증기분사기 바깥 표면과 증기응축영역 출구의 수조수 압력으로, 증기분사기의 수조 내 잠김 깊이를 고려해서 가정하였다. 운동량 보존방정식 (식 (5))를 풀기 위해서는 방출구멍을 통과하는 증기제트의 속

도와 압력을 알아야 한다. 이 값들은 열혼합 실험에서 증기분사기 내의 압력(PT207)과 온도(TC206) 데이터를 이용하여, 방출구멍에서 초킹이 발생한다고 가정하고 이상기체가 등엔트로피 노즐에서 초킹이 발생할 때에 사용되는 관계식인 식 (7)을 적용하여 구하였다[18]. 식 (7)의  $P_o$ 에는 PT207 데이터를 정압력이라고 가정하여 적용하였다. 실험 후기에는 증기분사기 내와 과냉각수조의 압력 차이가 2bar 이하로 감소하여 초킹이 발생하지 않을 때에는, 식 (8)을 사용하여 방출구멍의 압력을 결정하였다. 증기제트의 유량( $m_s$ )은 실험장치의 유량계에서 측정한 값을 사용하였다.

식 (4~6)를 반복적으로 계산할 때, 먼저 응축수의 온도를 실험데이터 (TC717~TC718)를 근거로 응축수 밀도를 가정해서 운동량 방정식(식 (5))에 대입하여 응축수의 속도를 구한다. 그다음 유입수조수 유량을 질량 보존방정식에서 구하고, 가정한 응축수의 온도와 압력을 이용해서 구한 응축수 엔탈피를 에너지 방정식(식 (6))에서 대입하여 에너지 보존의 만족 여부를 확인한다. 유입수조수의 온도는 실험 데이터(TC713, TC716, TC719, TC720)의 평균 값을 사용하였다. 최종적으로 에너지 보존방정식의 좌, 우변의 차이가 5% 이내로 될 때까지 위의 과정을 반복한다. 이런 과정을 걸쳐서 구한 응축수 및 유입수조수의 속도와 온도는 Fig. 7에 나타나 있다. 증기응축영역 상, 하면을 통과하는 유입 수조수 온도는 실험 중, 후기에 갈수록 서로 달라질 수 있다[6,10]. 그런데 실험데이터는 상부 지역만 있으므로, 실험 중, 후기에는 실험결과와 계산된 과도상태의 CFD 해석결과를 참조하여 상, 하면의 유입수조수 온도를 결정하였다.

### 3.2 격자모델 및 민감도계산 조건

CFD 해석을 위한 격자모델은 CFX-Build[11]를 사용해서 과냉각수조와 증기분사기를 증기분사기 중심선을 기준으로 2차원 축대칭, 정렬격자로 생성하였다. 2차원 축대칭 격자를 사용한 이유는 증기분사기 방출구멍이 원주방향으로 균일하게 위치하고 과도상태 열혼합 실험시 열혼합 거동이 원주방향으로는 대칭인 것으로 나타났기 때문에(Fig. 5), CFD 해석에 소요되는 계산시간을 줄이기 위함이다. 격자의 셀은 수립된 결과를 얻기 위해서 증기응축영역 주변과 수조 벽면 근처 및 공기와 수조수의 경계면 부근에 집중적으로 많이 분포시켰다. 그 이유는 이 지역에서 유동의 속도와 물성치의 변화가 커서 수치확산 오류가 나타날 수 있기 때문이다. 격자모델에서 수조 탱크 상부에 위치하는 공기영역을 실험장치보다 상부로 0.5 m 더 확장시켰다. 이것은 CFD 해석에서 공기영역 최상부 면에 유동이 완전발달 되었다는 가정을 가진 압력출구 경계조건이 설정되는데[11], 실제 유동현상과는 다를 수 있기 때문에 보정해주시기 위함이다.

격자모델과 수치차분방법 민감도 계산을 위해서 동일한 기하학적 모양에 격자 셀 수를 다르게 분포시킨 3가지 경우와 대류항 차분방법을 달리한 1가지 경우에 대해서 CFD 해석을 수행하였다(Table. 1). Case 1은 총 셀 수가 9,588개, 벽면의 y+ 값은 약 100~300 정도이다. Case 2는 총 셀 수가 23,835개, y+ 값은 약 15~50 정도이다. Case 3은 총 셀 수가 31,020개 인데, Case 2에 비해서 수조 상부에서 응축수제트 유동방향이 바뀌는 지역에 격자 셀을 더 분포시켰고, y+ 값은 약 12~50 정도이다. Case 4는 격자모델은 Case 1과 동일한데, 대류항 차분방식을 QUICK 방법으로 바꾼 것이다. 격자모델은 모두 증기분사기 내부와 증기응축영역 내부에는 격자 셀을 만들지 않았기 때문에, Table. 1에서 총 격자 셀 수와 가로, 세로 방향의 셀 수를 곱한 것과는 일치하지 않는다.

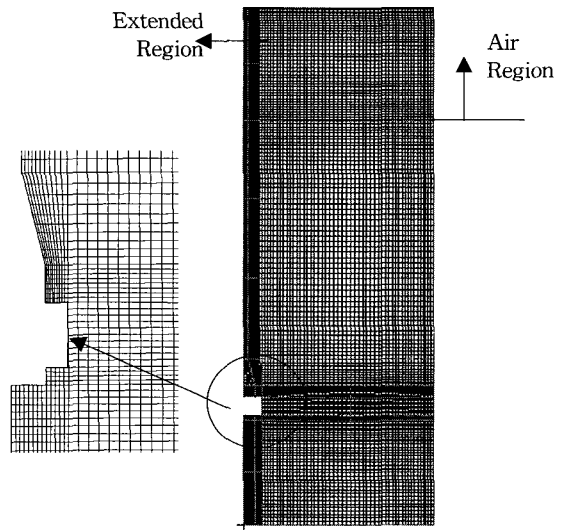


Fig. 8 Grid Model (Case 1)

3.3 경계조건 및 초기조건

응축수제트를 모사하기 위한 입구 경계조건은 증기응축영역 출구에 지정한 다음, 응축수의 온도와 속도(Fig. 7)를 시간에 따라 지정해 주었다. 입구 경계조건에서 난류조건은 증기가 증기분사기 64개의 방출구멍을 통과할 때 난류강도(turbulent intensity)가 상당히 증가할 것으로 예상되어 난류강도를 속도의 10%로 하였다[11]. 압력 출구조건은 Neumann 조건을 사용하여 과냉각수조의 최상부에 참조압력을 지정하고 실제 현상과 유사하도록 공기만 유출되도록 하였다. 유입수조 수는 수조수가 증기제트 쪽으로 흘러가서 증기 응축현상에 참여하는 것을 모사해야 하므로, CFD 해석영역에서 빠져나가도록 해야 한다. 이를 위해서 증기응축영역 상, 하면에 입구 경계조건을 설정하고 Fig. 7(a)의 속도를 음(-)의 값으로 지정했고, 온도조건은 Fig. 7(b)의 값을 지정했다. 수조수 체적 비율의 초기조건은 실험 초기조건을 따라서 CFX4.4 user routine 을 사용해서 지정하였다.

3.4 CFD 유동모델 및 해석 방법

CFD 해석을 위해서 과냉각수조 내의 열혼합 현상을 비압축성 유동, 공기와 물의 자유표면이 존재하는 2상 유동 및 부력효과가 있는 난류 유동장으로 가정하였다. 이런 유동장을 풀기 위해서 SIMPLE 알고리즘을 사용하는 CFX4.4에 내장되어 있는 질량보존, Navier-Stokes 운동량과 에너지 방정식(식

(9)~(12))을 사용하였고, 난류 유동장을 모사하기 위해서는 표준 k-ε 난류모델(식 (13)~(15))을 적용하였다[11]. 각 방정식의 차분기법과 계산에서 사용된 하향이완인자(under relaxation factor)는 0.35~0.4이다.

고온과 저온 유체로 인한 부력효과를 모사하기 위해서 Boussinesq 가정[11]을 사용하였고 공기와 수조수의 자유표면 거동을 모사하기 위해서는 multi-fluid homogeneous 모델(식 (16))을 사용하였다[11]. 이 모델에서는 공기와 수조수 사이의 열전달 및 운동량 전달은 고려하지 않고 공기와 수조수의 체적비율만 고려하여 계산한다[11]. 여기서 α는 유체의 성분, Γ는 확산계수를 나타낸다. 본 CFD 해석은 과도상태 계산으로 약 30초 정도를 계산하는데, 시간 간격은 0.001~0.005 초 정도로 해서, 각 시간간격 마다 약 100번 정도 반복계산을 하였다. 민감도 계산에서는 격자 수와 대류항 차분모델(Table. 1)을 제외한 모든 조건은 동일하다.

$$\frac{\partial}{\partial t} \rho U + \nabla \cdot \rho U = 0 \tag{9}$$

$$\frac{\partial}{\partial t} \rho U + \nabla \cdot (\rho U \otimes U) = B - \nabla P' + \nabla \cdot (\mu_{eff} (\nabla U + (\nabla U)^T)) \tag{10}$$

$$P' = P + \frac{2}{3} \rho k - \rho_o g \cdot \vec{x}, \mu_{eff} = \mu + \mu_T \tag{11}$$

Table. 1 Sensitivity Calculations

	Cell No.	Horizontal × Vertical	Convection Discretization
Case 1	9,588	63×160	Upwind 1st
Case 2	23,835	103×263	Upwind 1st
Case 3	31,020	113×273	Upwind 1st
Case 4	9,588	63×160	QUICK

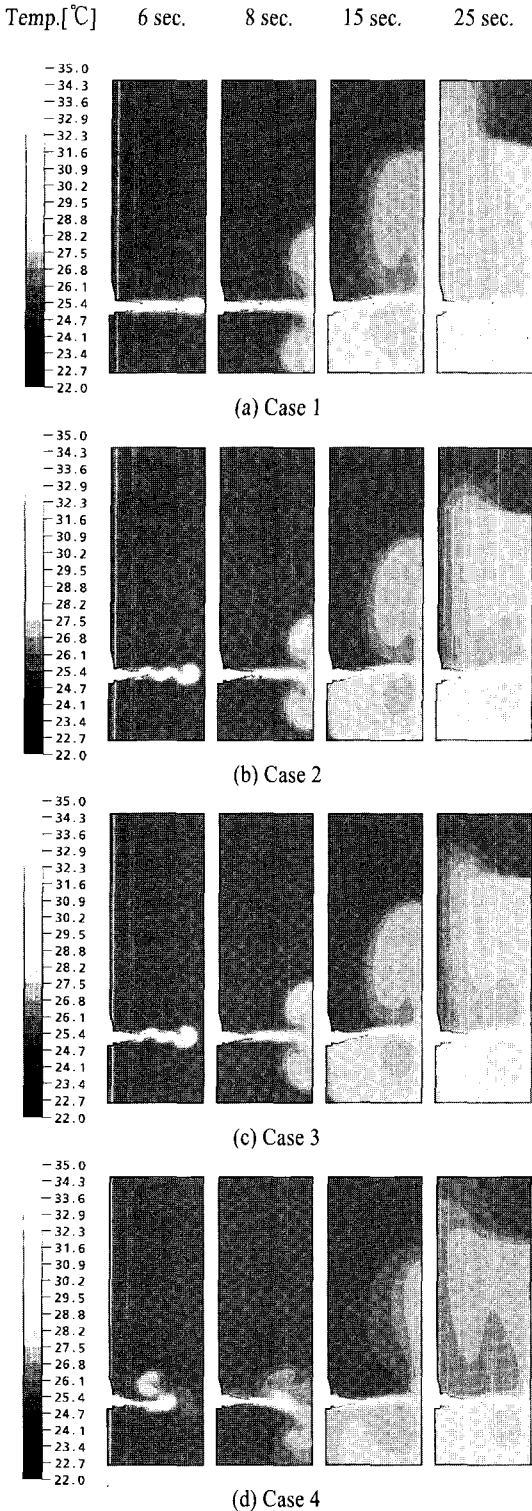


Fig. 9 Temperature Distribution (Case 1~4)

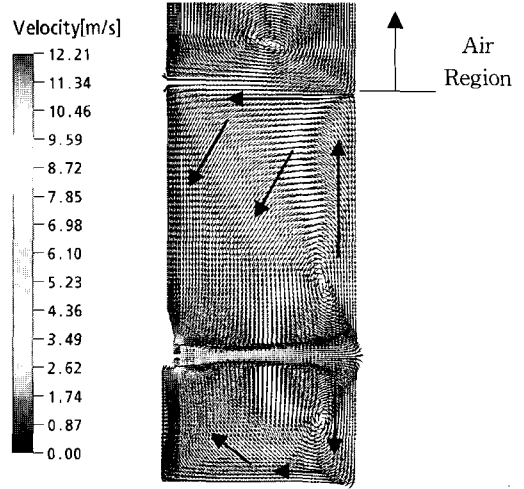


Fig. 10 Velocity Profile at 8 sec. (Case 1)

$$\frac{\partial}{\partial t} \rho H + \nabla \cdot (\rho U H - \left( \frac{\lambda}{C_p} + \frac{\mu}{\sigma_H} \right) \nabla H) = 0 \quad (12)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t} \rho k + \nabla \cdot (\rho U k) \\ = P + G_{\text{buoy}} + \nabla \cdot \left( \left( \mu + \frac{\mu}{\sigma_k} \right) \nabla k \right) - \rho \varepsilon \end{aligned} \quad (13)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t} \rho \varepsilon + \nabla \cdot (\rho U \varepsilon) \\ = C_1 \frac{\varepsilon}{k} (P + C_3 \max(G, 0)) \\ + \nabla \cdot \left( \left( \mu + \frac{\mu}{\sigma_k} \right) \nabla k \right) - C_2 \rho \frac{\varepsilon^2}{k} \end{aligned} \quad (14)$$

$$\mu_T = C_\mu \rho \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (15)$$

$$\rho = \sum_{a=1}^{N_p} r_a \rho_a, \quad U = \frac{1}{\rho} \sum_{a=1}^{N_p} r_a \rho_a U_a, \quad \Gamma = \sum_{a=1}^{N_p} r_a \Gamma_a \quad (16)$$

### 3.5 CFD 해석결과 분석

CFD 해석결과인 파냉각수조 내의 온도와 속도 분포는 Fig. 9~10에 나타나 있고, 온도계측기 위치에서 실험결과와 CFD 해석결과를 비교한 것은 Fig. 11에 나타나 있다.

Fig. 9에서 증기제트 방출시, 시간과 격자 및 대류항 차분 모델에 따른 수조 내의 전체적인 열혼합 거동 과정을 알 수 있다. Case 1~4 모두 전체적인 열혼합 진행과정은 유사하다. 증기응축영역 출구로부터 방출되는 고온의 응축수제트의 속도는 약 5~6 m/s 이므로 방출 즉시 수조 벽면에 부딪힌 다음, 일부는 위쪽으로, 나머지는 아래쪽으로 흘러간다. 벽면을

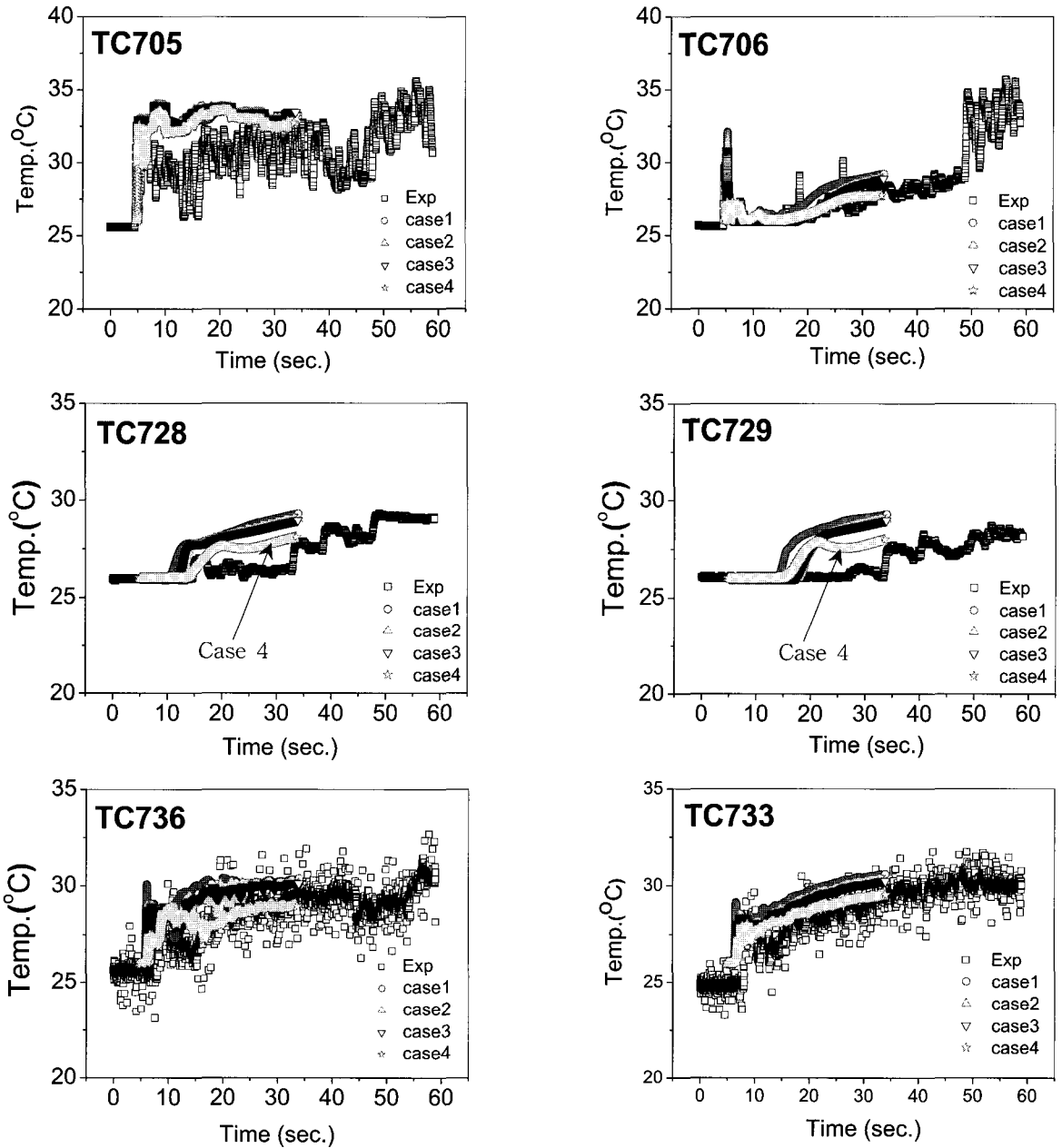


Fig. 11 Comparison of Test Data with CFD Results at Thermo-couple locations

따라 위로 흘러가는 응축수는 공기와 물의 경계면 근처까지 상승하다가 방향을 변경하여 증기분사기 쪽으로 다시 내려온다. 아래로 흘러가는 응축수는 수조 밑바닥 면에 충돌한 다음, 증기제트로 향하는 유입수조수의 영향을 받아서 증기분사기 쪽으로 다시 상승한다. 이와 같은 유로를 따라 약 35°C 정도의 응축수제트가 수조 내를 흘러가는 중에, 약 26°C 인

수조수와 열혼합을 일으키면서 온도가 감소한다. 또한 수조수의 양이 증기분사기 위쪽보다는 아래쪽이 적기 때문에, 열혼합으로 인해서 냉각되는 응축수의 온도가 위쪽보다는 아래쪽이 약간 작게 나타난다. 온도분포 그림(Fig. 9)에서 수조 내 공기영역까지도 수조수 온도분포 결과가 그려졌다. 이것은 CFD 해석이 공기와 수조수의 경계면 거동 해석을 위해



multi-fluid homogeneous 모델[11]을 사용했기 때문에 체적분율 외에는 공기와 수조수가 동일한 지배방정식을 풀어서, 공기영역까지도 수조수 온도분포 결과가 생성되었기 때문이다.

Fig. 10은 8초 일 때의 속도벡터이지만, 열혼합 거동의 전형적인 유동형태를 잘 표현하고 있다. 상부영역의 속도분포에서, 공기와 수조수의 경계면을 기준으로 속도벡터가 명확하게 다르게 나타나는 것을 알 수 있다. 경계면 근처에서는 수조수 영역 부근은 속도벡터가 모두 증기분사기 방출구멍 쪽으로 향한다. 수조 내 상, 하부 영역의 속도분포는 모두 증기분사기 방출구멍 쪽으로 선회하는 유동이 명확하게 나타났다. 이것은 응축수제트가 수조 벽면에 충돌한 영향과 증기응축영역 모델의 상, 하부 면에 유입수조수가 계산 영역에서 빠져나가도록 경계조건을 준 영향인 것으로 판단된다.

격자 및 수치모델 민감도 계산결과에 대해서 설명하면 다음과 같다. 격자 셀 수가 약 2.8배 정도 차이가 나는 case 1과 2의 열혼합 거동과정(Fig. 9)을 비교해보면, case 1의 열혼합 과정이 case 2 보다 약간 빨리 진행됨을 알 수 있고, 방출 초기 응축수제트 주변의 온도분포도 약간 다른 것을 알 수 있다. Case 1과 2는 격자모델 외에는 모든 조건이 동일하기 때문에, 격자 셀 분포가 열혼합 거동에 영향을 미치는 것으로 판단된다. Case 2와 3의 결과를 비교해보면, 온도분포 그림(Fig. 9) 상으로는 거의 유사하지만 국부온도 비교(Fig. 11)에서는 다르게 나타났다. Case 2와 3에서도 격자 셀 수에 따라서 온도분포 결과가 다르게 나타난 것은, 대류항 차분방법이 Upwind 일 때는 유동방향과 격자 배열이 일치하지 않고 격자 셀 수가 작으면 수치확산 오류가 발생할 수 있기 때문인 것으로 판단된다[19]. 따라서 Upwind 방법을 사용할 때는 반드시 격자모델 민감도 해석을 수행해야 할 것으로 판단된다.

Case 4에서는 case 1의 격자모델을 사용하고 대류항 차분 방법만 Upwind 1차에서 QUICK으로 바꾼 것인데, case 1~3과는 약간 다른 온도분포가 나타났다. 특히 계산 초기에서 응축수제트 위부분의 온도가 상승하였다. 이것은 QUICK 방법도 복잡한 유동장에서는 정확도가 떨어질 수 있는 것으로 알려져 있기 때문에[19], 과방각수조 내 열혼합 CFD 해석을 수행할 때는 주의를 기울여야 할 것으로 판단된다. 또한 CFX4.4의 다른 대류항차분방법인 Upwind 2차, Hybrid[11]를 사용해서 계산을 수행했으나, 수렴된 결과를 얻지 못하였고 CCCT[11]를 사용한 계산결과는 QUICK 방법을 사용했을 때와 유사한 결과를 얻었다.

과방각수조 내 열혼합 과정의 특성을 잘 파악할 수 있는 5개의 온도계측기 위치에서 CFD 해석결과와 실험결과를 비교하였다(Fig. 11). 전체적으로는 CFD 해석결과가 실험결과의 온도변화 경향을 약 7~8% 내에서 잘 예측하는 것으로 나타났다. 이런 차이는 증기응축영역 모델이 면적평균 개념을 사

용해서 응축수제트의 온도와 속도를 구했고, 열혼합 실험에서는 국부적인 위치에서 온도를 측정된 것을 고려하면, 상당히 작은 것으로 판단된다.

증기분사기 방출구멍과 유사한 높이에 위치한 온도계측기 TC705, TC706, TC736에서의 온도분포를 비교해보면, TC705에서는 case 1~4의 CFD 해석결과가 거의 동일한 경향으로 잘 예측하지만, 실험의 10초 정도에서 온도가 감소하는 현상은 잘 모사하지 못한다. 이것은 TC705가 증기분사기 방출구멍 중심부로 부터 약 30cm 정도 떨어진 곳에 설치되어서, 초킹 조건으로 방출되는 증기제트의 복잡한 유동의 영향을 받기 때문에, 면적평균 개념을 사용한 증기응축영역 모델로 모사하는 데에 한계가 있기 때문인 것으로 판단된다. 증기분사기 최상위 방출구멍보다 5cm 위에 설치된 TC706에서는 실험개시 후 순간적으로 약 32℃까지 증가하였다가, 수조수 초기온도인 26℃로 감소한 다음, 다시 약 25초에서 상승하는 것으로 나타났다.

실험결과 중 약 5초에서의 순간적인 온도증가는 증기제트 방출 전에 나타나는 water clearing 과정[6,7]의 결과이거나, 응축수 제트가 수조 벽면쪽으로 진행하다가 전단응력 또는 부력에 의해 위쪽으로 상승한 영향 일 것으로 판단된다. 또한 약 25초에서 온도가 상승하는 것은 응축수 제트가 벽면에 충돌 한 후, 증기분사기 쪽으로 되돌아오는 선회유동 때문인 것으로 판단된다. 실험의 이런 경향을 case 1~4의 CFD 해석이 비교적 잘 예측하는 것으로 나타났고, case 4가 초기의 온도 증가는 잘 예측하지는 못하지만, 전체적인 온도변화 경향을 제일 잘 예측하는 것으로 나타났다. CFD 해석이 초기 온도증가를 잘 모사하는 이유 중의 하나는 응축수제트가 정체된 수조수를 지날 때 발생하는 전단응력으로 인해서, 응축수 제트의 모양이 타원형이 되어 고온의 응축수 제트가 상, 하로 확산되기 때문인 것으로 판단된다. TC736에서 실험결과와 CFD 해석결과를 비교해보면, case 4가 실험의 전체적인 온도변화 경향을 제일 잘 예측하는 것으로 나타났고, case 1~3은 전반적으로 실험결과 보다 약간 높게 예측하고, 초기의 온도증가를 과도하게 예측하는 것으로 나타났다.

응축수제트가 수조벽면에 충돌한 후, 유동방향을 바꾼 후에 지나가는 위치에 설치된 수조벽면 쪽의 TC733, TC737의 온도분포를 비교하면 다음과 같다. TC733에서도 case 4가 제일 잘 모사하는 것으로 나타났고, 대류항 차분방법으로 Upwind 1차를 사용하는 case 1~3은 격자 셀 수가 많을 수록 실험결과를 유사하게 예측하였다. TC737에서는 온도가 10~15초 사이에 증가했다가, 감소하는 경향이 나타난다. Case 1~4 모두가 이런 경향을 예측하지만, Upwind 방법을 사용하는 case 1~3은 실험결과보다 약간 빨리 예측하고, case 4는 실험결과 보다 약간 느리게 예측한다. 과방각수조 상부 쪽에 위

치한 TC728, TC729의 온도분포에 대해서 비교하면, case 1~4가 모두 온도증가 시점을 빠르게 예측하고 있는 것으로 나타났다. case 1~3은 온도변화 경향을 실험결과와 달리 지속적으로 증가만 하는 것으로 예측했다. 이런 차이는 CFD 해석이 2차원 축대칭 모델과 균일한 응축수제트의 온도와 속도로 수조 내의 3차원 열혼합 현상을 모사하였고, 본 해석이 채택한 표준  $k-\epsilon$  난류모델과 에너지방정식(식 (12))에서 사용하는 Reynolds Analogy[20] 개념 때문에 나타날 수 있는 것으로 판단된다.

이상의 비교분석을 정리하면, CFD 해석이 수조벽면 전단에 위치한 온도계측기에서는 case 1~4의 결과가 모두 유사하지만, 수조 상부에 위치한 온도계측기에서는 case 4의 결과가 실험결과를 제일 잘 예측하는 것으로 나타났다. 따라서 Upwind 방법을 사용할 때는 가능한 격자 셀 수를 많이 분포시켜야 될 것으로 판단된다. 그러나 QUICK 방법을 사용한 case 4도 초기 응축수제트 주변의 온도분포가 약간 타당하지 않기 때문에, 이 부분에 대해서는 좀 더 보완계산을 수행할 필요가 있는 것으로 판단된다.

#### 4. 결 론

고압의 증기제트가 대기압의 과냉각수조로 방출되어 직접 접촉 응축현상에 의해 응축되고, 수조수와 열혼합을 일으키는 현상의 실증실험에 대해서 CFD 검증해석을 수행하였다. CFD 해석에서는 임계유동 모델과 증기응축영역 모델을 사용하여 모사하였다. 증기응축영역 모델에서 생산된 응축수제트의 속도 및 온도와 유입수조수의 속도 및 온도를 상용 CFD 코드의 경계조건으로 주어서 고온 응축수제트와 저온 수조수와의 열혼합 거동을 약 30초 정도 모사하였고, 격자모델과 대류항 차분방법을 변경하면서 민감도 해석을 수행하였다.

실험결과와 CFD 해석결과를 비교하면, 전체적으로 CFD 해석이 실험결과를 잘 예측하는 것으로 나타났다. 응축수제트가 수조벽면에 충돌하기 전에는 CFD 해석의 격자 및 수치모델의 민감도 계산결과가 거의 유사하지만, 수조 벽면에 충돌한 후에 유동방향이 바뀌는 지점에서는 대류항 차분방법이 Upwind 1차 일 때는 격자 셀 수가 많을수록 실험결과에 유사하고, 동일한 격자모델일 때는 Upwind 1차 보다는 QUICK 방법을 사용한 해석이 실험결과를 더 잘 예측하는 것으로 나타났다. 따라서 본 연구를 통해서 개발한 증기응축영역 모델과 CFD 해석 민감도평가 결과를 활용하면, 증기제트 방출시 과냉각수조 내의 열혼합 현상은 CFD 해석으로 예측이 가능할 것으로 판단된다.

#### 후 기

본 연구는 과학기술부의 원자력연구개발 중장기 사업의 일환으로 수행되었습니다.

#### 참고문헌

- [1] C.H. Song, W.P. Baek, M.K. Chung and J.K. Park, 2003, "Multi-dimensional Thermal- Hydraulic Phenomena in Advanced Nuclear Reactor Systems: Current Status and Perspectives of the R&D Program at KAERI," *Proc. NURETH-10, Seoul, Korea, October 5-9*.
- [2] KEPCO, 2002, APR1400 Standard Safety Analysis Report.
- [3] U.S. NRC, 1981, "Suppression Pool Temperature Limits for BWR Containments," *U.S. NRC Report, NUREG-0783*.
- [4] Cook, D.H., 1994, "Pressure Suppression Pool Thermal Mixing," *ORNL Report, NUREG-3471*.
- [5] Ra, I.S., 1999, IRWST Thermal Hydraulic Load Analysis Report, *KOPEC Report, N-001-END461-201*.
- [6] Y.S. Kim, H.G. Chun, Y.J. Yoon, H.S. Kang and C.H. Song, 2005, "Steam Condensation Induced Thermal Mixing Experimental Using B&C Facility," *KAERI Report, KAERI/TR-2933/2005*.
- [7] C.K. Park, Y.S. Kim, H.G. Chun, Y.J. Yoon and C.H. Song, 2005, "Steam Condensation Test Program and Analysis of Hydraulic Loads," *KAERI Report, KAERI/TR-2946/2005*.
- [8] H.S. Kang, Y.S. Kim, H.G. Chun, Y.J. Yoon and C.H. Song, 2005, "A CFD Analysis of the Thermal Mixing Under the Transient of the Steam Discharging in a Subcooled Water Tank," *KAERI Report, KAERI/TR-3008/2005*.
- [9] H.S. Kang, Y.Y. Bae and J.K. Park, 2002, "Numerical Study on the Local Temperature in IRWST Pool," *Proc. of ICONE-10, Arlington, U.S.A, April*.
- [10] H.S. Kang, Y.S. Kim, H.G. Chun, Y.J. Yoon and C.H. Song, 2004, "CFD Analysis for Thermal Mixing Phenomena in the Subcooled Water Tank," *NTHAS4, Sapporo, Japan, Dec*.
- [11] Ansys, Inc., 2004, "CFX4.4 Manual".
- [12] J. Davis, G. Yadogarglu, 2004, "Direct Contact Condensation in Himenz Flow Boundary Layers," *Int. J. of Heat and Mass Transfer*, 47, p.1863-1875.
- [13] Neil E. Todreas, Mujid S. Kaimi, 1990, "Nuclear System I,"

- Hemisphere Publishing Cooperation*, p.507-517.
- [14] J.C. Weimer, G.M. Faeth and D.R. Olson, 1989, "Penetration of Vapor Jets Submerged in Subcooled Liquids," *AIChE J.*, Vol.19, No.3, p.639-654.
- [15] H.Y. Kim, 2001, "A Study on the Characteristics of Direct Contact Condensation of a Steam jet Discharging into a Quenching Tank through a Single Horizontal Pipe," *Ph.D Thesis, KAIST*.
- [16] H.S. Kang and C.H. Song, 2006, "Thermal Mixing Test Data Base Document," *KAERI Report, KAERI/THETA-TMI, Rev.0*.
- [17] H.K. Versteeg and W. Malalasekera, 1995, "An Introduction to Computational Fluid Dynamics The Finite Volume Method," *Longman*, p.118-134.
- [18] Frank M. White, 1991, "Viscous Fluid Flow 2nd," *Mcgraw-Hill, Inc.*, p.470-476.
- [19] Gordon J. Van Wylen and Richard E. Sonntag, 1985, "Fundamentals of Classical Thermodynamics 3rd.," *John Wiley & Sons*, p.574-588.
- [20] S.W. Bae and H.J. Sung, 2001, "Breakdown of the Reynolds Analogy in a Stagnation Region Under Inflow Disturbances," *Theoretical and Computational Fluid Dynamics*, Vol.14, p.377-398.