Korean Journal of Air-Conditioning and Refrigeration Engineering
Vol. 29, No. 12(2017), pp.654-662
ISSN 1229-6422(Print), 2465-7611(Online)
http://dx.doi.org/10.6110/KJACR.2017.29.12.654

비상노심냉각계통 주입에 따른 저온관 및 강수관에서 단상 열성층 수치해석 : 부력항 고려 필요성에 관한 연구

Numerical Analysis of Single Phase Thermal Stratification in both Cold Legs and Downcomer by Emergency Core Cooling System Injection : A Study on the Necessity to Consider Buoyancy Force Term

이공희(Gong Hee Lee)[1, 2†], **정애주**(Ae Ju Cheong)[1]
[1]한국원자력안전기술원 원자력안전연구실, [2]과학기술연합대학원대학교 원자력 및 방사선 안전전공
[1]Nuclear Safety Research Department, Korea Institute of Nuclear Safety, Daejeon, 34142, Korea
[2]Nuclear and Radiation Safety Department, University of Science and Technology, Daejeon, 34113, Korea

(Received September 10, 2017; revision received October 15, 2017; Accepted: October 17, 2017)

Abstract When emergency core cooling system (ECCS) is operated during loss of coolant accident (LOCA) in a pressurized water reactor (PWR), pressurized thermal shock (PTS) phenomenon can occur as cooling water is injected into a cold leg, mixed with hot primary coolant, and then entrained into a reactor vessel. Insufficient flow mixing may cause temperature stratification and steam condensation. In addition, flow vibration may cause thermal stresses in surrounding structures. This will reduce the life of the reactor vessel. Due to the importance of PTS phenomenon, in this study, calculation was performed for Test 1 among six types of OECD/NEA ROSA tests with ANSYS CFX R.17. Predicted results were then compared to measured data. Additionally, because temperature difference between the hot coolant at the inlet of the cold leg and the cold cooling water at the inlet of the ECCS injection line is 200 K or more, buoyancy force due to density difference might have significant effect on thermal-hydraulic characteristics of flow. Therefore, in this study, the necessity to include buoyancy force term in governing equations for accurate prediction of single phase thermal stratification in both cold legs and downcomer by ECCS injection was numerically studied.

Key words Buoyancy force(부력), Computational fluid dynamics(전산유체역학), Emergency core cooling system (비상노심냉각계통), Single phase(단상), Thermal stratification(열성층)

† Corresponding author, E-mail: *ghlee@kins.re.kr*

1. 연구배경 및 목적

가압열충격(pressurized thermal shock) 현상은 다차원, 비평형(non-equilibrium) 유동 조건에서 특징지워진다. 일례로, 가압경수로에서 냉각재상실사고 동안에 비상노심냉각계통이 작동할 때 냉각수가 저온관에 주입되어 고온의 일차 냉각재와 혼합된 후 원자로 용기로 유입되는 경우에 가압열충격 현상이 발생한다. 불충분한 유동 혼합은 온도 성층화 및 수증기 응축을 야기할 수 있다. 또한, 유량 진동은 주변 구조물에서 열응력을 유발해서 원자로 용기의 수명을 단축시킬 수 있다. 이러한 중요성으로 인해 가압열충격 영향에 대한 실험적 또는 수치적 연구가 활발하게 수행되어 왔다.[1~3] 이들 중에서 OECD/NEA에서 수행한 ROSA 프로젝트[4~6]는 6가지 유형의 개별 또는 종합효과시험으로 구성되어 있다. 본 연구에서는 Test 1 「비상노심냉각계통 냉각재 주입 동안 비정상(unsteady) 상태의 온도 성층화 및 냉각재 혼합」에 대해서 ANSYS CFX R.17[7]을 이용하여

 ⓒ SAREK

계산을 수행하였고, 해석 결과를 측정값과 비교하였다. 추가적으로, 저온관(cold leg) 입구에서 고온 냉각재와 비상노심냉각계통 주입관(ECCS line) 입구에서 저온 냉각수 사이의 온도차가 200 K 이상이므로 밀도차에 의한 부력이 유동의 열수력학적 특성들에 상당한 영향을 미칠 수 있다. 따라서, 본 연구에서는 비상노심냉각계통 주입에 따른 저온관 및 강수관(downcomer)에서 단상 열성층 현상의 정확한 예측을 위해 지배방정식에서 부력항의 포함 필요성에 대해 수치적으로 연구하였다.

2. 해석모델

2.1 시험장치

Test 1의 목적은 비상노심냉각계통의 냉각수 주입시 가압열충격 평가에 중요한 원자로 용기의 저온관 및 강수관 상부에서의 온도 성층화 현상을 명확히 규명하고, 계산 코드 및 수치 모델링의 검증을 위한 주요 변수별 측정값을 취득하는 것이다.

Fig. 1은 해석모델의 개략적인 형상을 나타낸다. 저온관 내경은 207 mm이며, 저온관에 부착된 비상노심냉각계통 주입관은 설치 형태 및 위치가 다르다. 비상노심냉각계통 주입관 A는 고온의 일차 냉각재가 곡관부(elbow)를 통과한 이후의 위치에서 저온관에 수직한 형태로 설치된 반면, 비상노심냉각계통 주입관 B는 고온의 일차 냉각재가 곡관부를 통과하기 전 위치에서 저온관과 45° 각도로 설치되었다. 원자로 용기 내/외벽 사이의 환형 강수관의 반경방향 간격 크기는 46 mm이다.

비상노심냉각재 주입시 저온관에서 열성층 현상을 조사하기 위해 Fig. 4, Fig. 5, Fig. 6(a) 및 Fig. 7(a)에서 나타낸 바와 같이, 비상노심냉각계통 주입관 A와 강수관 사이의 2군데 저온관 단면(TE2, TE3)에서 수직 방향으로 1열 당 7개씩 총 3열 21개의 열전대를 설치하였다. 한편, 강수관에서 열성층 현상을 조사하기 위해 Fig. 8(a)에서 나타낸 바와 같이, 18개의 열전대를 설치하였다. 열전대 측정의 공칭(nominal) 정확도는 ±2.75 K이다.

2.2 시험조건

Test 1-1(ST-NC-34 in JAEA[5])은 개별효과 시험으로 수행되었다. 단상 자연순환 운전조건에서 일차측과 이차측 압력은 각각 15.5 MPa과 6.7 MPa이며, 저온관의 일차측 재고량은 100% 수위를 유지한다. 본 연구에서는 주냉각재 펌프가 정지한 후 자연순환 운전조건에서 18s~100s 구간 동안 비상노심냉각계통 주입관 A를 통해 저온 냉각수가 주입되는 경우에 대해 측정된 실험 결과와 해석 결과를 비교하였다.

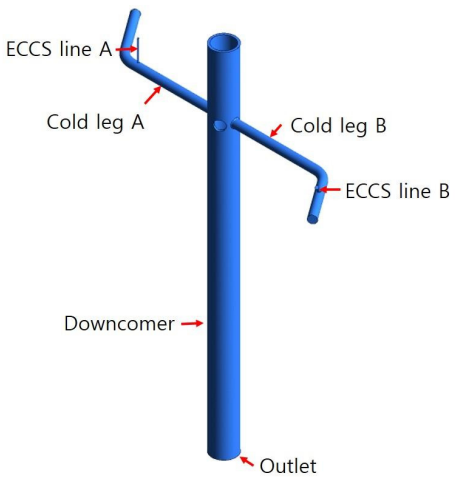


Fig. 1 Computational domain.

3. 수치모델링

3.1 지배방정식에서 부력항 고려 방법

ANSYS CFX-Solver theory guide[8]에 따르면, 레이놀즈 평균 운동량 방정식 및 에너지 방정식은 다음과 같다.

$$\frac{\partial \rho U_i}{\partial t}+\frac{\partial}{\partial x_j}(\rho U_i U_j)=-\frac{\partial p'}{\partial x_i}+\frac{\partial}{\partial x_j}\left[\mu_{eff}\left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j}+\frac{\partial U_j}{\partial x_i}\right)\right]+S_M \tag{1}$$

$$\frac{\partial \rho h_{tot}}{\partial t}-\frac{\partial p}{\partial t}+\frac{\partial}{\partial x_j}(\rho U_j h_{tot})=\frac{\partial}{\partial x_j}\left[\lambda\left(\frac{\partial T}{\partial x_j}+\frac{\mu_t}{\mathrm{Pr}_t}\frac{\partial h}{\partial x_i}\right)\right]+\frac{\partial}{\partial x_j}\left[U_i\left(\tau_{ij}-\rho\overline{u_i u_j}\right)\right]+S_E \tag{2}$$

여기서 S_M은 체적력(부력 포함)의 합, μ_{eff}는 유효(effective) 점도, p'은 수정 압력, $h_{tot}=h+\left(U_iU_i+\overline{u_iu_i}\right)/2$는 평균 총 엔탈피, λ는 열전도도, Pr_t은 난류 Prandtl 수, τ_{ij}는 분자 응력 텐서, S_E는 에너지 생성항이다.

$k-\epsilon$ 모델은 와점도(eddy viscosity) 개념에 기반하며, 유효 점도에 대해 다음과 같은 관계식이 성립한다.

$$\mu_{eff}=\mu+\mu_t$$

여기서 μ_t는 난류 점도이다. $k-\epsilon$ 모델은 μ_t가 다음과 같은 관계식을 통해서 난류 운동에너지 k와 난류 소산(dissipation) ϵ에 연결되는 것으로 가정한다.

$$\mu_t=\rho C_\mu\frac{k^2}{\epsilon} \tag{4}$$

여기서 $C_\mu=0.09$는 상수이다. k와 ϵ값들은 다음과 같은 난류 운동에너지와 난류 소산에 대한 미분 수송 방정식으로부터 직접 계산된다.

$$\frac{\partial \rho k}{\partial t}+\frac{\partial}{\partial x_j}(\rho U_j k)=\frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\mu+\frac{\mu_t}{\sigma_k}\right)\frac{\partial k}{\partial x_j}\right]+P_k-\rho\epsilon+P_{kb} \tag{5}$$

$$\frac{\partial \rho \epsilon}{\partial t}+\frac{\partial}{\partial x_j}(\rho U_j \epsilon)=\frac{\partial}{\partial x_j}\left[\left(\mu+\frac{\mu_t}{\sigma_\epsilon}\right)\frac{\partial \epsilon}{\partial x_j}\right]+\frac{\epsilon}{k}(C_{\epsilon1}P_k-C_{\epsilon2}\rho\epsilon+C_{\epsilon1}P_{\epsilon b}) \tag{6}$$

여기서 $C_{\epsilon1}=1.44, C_{\epsilon2}=1.92, \sigma_k=1.0$ 및 $\sigma_\epsilon=1.3$은 상수이다. P_{kb}와 $P_{\epsilon b}$는 부력 영향을, P_k는 점성력에 의한 난류 생성을 나타낸다. 만일, 유체 밀도가 온도 또는 압력의 함수인 단상 유동에서 full buoyancy 모델이 사용된다면, 부력 생성항 P_{kb}는 다음과 같이 모델링 된다 :

$$P_{kb}=-\frac{\mu_t}{\rho\sigma_\rho}g_i\frac{\partial \rho}{\partial x_i} \tag{7}$$

여기서 g_i는 중력 성분, σ_ρ는 난류 Schmidt 수를 나타내며, full buoyancy 모델이 사용된 경우 $\sigma_\rho=1.0$이다.

부력이 난류 소산 ϵ에 미치는 영향은 난류 운동에너지 k에 비해 상대적으로 명확하게 알려져 있지 않다. 따라서, ANSYS CFX에서 $P_{\epsilon b}$는 P_{kb}에 비례하는 것으로 가정되며 양(+)의 값을 나타내므로 다음과 같이 모델링 된다[8] :

$$P_{\epsilon b}=C_3\cdot\max(0,P_{kb}) \tag{8}$$

여기서 $C_3=1$은 소산 계수(dissipation coefficient)를 나타낸다.

ⓒ SAREK

Table 1 Test cases classified by either including or excluding buoyancy force terms in the momentum and turbulence transport equations

	case 1	case 2	case 3
Momentum eq.	×	●	●
Turbulence transport eq.	×	×	●

본 연구에서는 비상노심냉각계통 주입에 따른 저온관 및 강수관에서 단상 열성층 현상의 정확한 예측을 위해 지배방정식에 부력항을 포함시킬 필요성을 파악하고자 Table 1과 같이 3가지 case를 고려하였다. case 1의 경우, 운동량 및 난류 수송 방정식에서 부력의 영향을 고려하지 않았다. case 2의 경우, 운동량 방정식에서만 부력의 영향을 고려하였다. 끝으로, case 3의 경우, 운동량 및 난류 수송 방정식 모두에서 부력의 영향을 고려하였다.

한편, 작동 유체인 물의 밀도, 동점도(dynamic viscosity) 및 전도도는 ANSYS CFX R.17[7]에 포함되어 있는 IAPWS-IF97 표[9]를 사용해서 온도 변화에 따른 값을 계산하였다.

3.2 수치해법

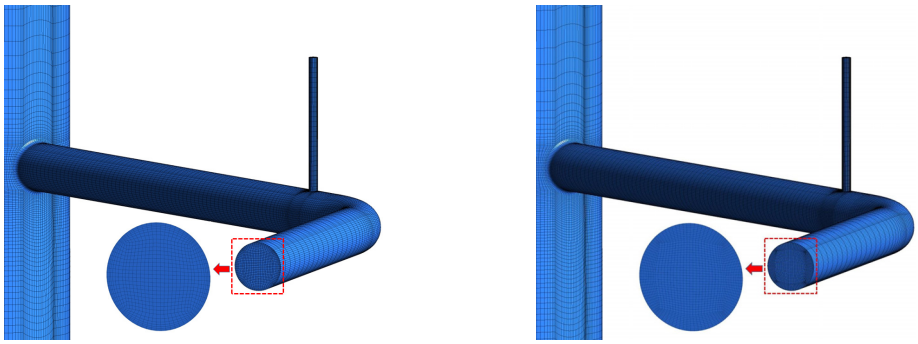
본 연구에서는 상용 전산유체역학 소프트웨어인 ANSYS CFX R.17[7]을 이용하여 비정상, 단상, 비압축성, 열전달 조건하에서 ROSA/LSTF 내부의 난류 유동을 계산하였다. 공간 차분 오차는 차분법의 정확도 및 격자 크기에 기인한다. 유동이 격자선과 나란하지 않거나 복잡한 유동에 대해서는 1차 정확도의 차분법을 가급적 사용하지 않도록 권고하고 있다.[9] 따라서, 본 연구에서는 운동량 및 난류 수송 방정식의 대류항에 대해 각각 고해상도(high resolution) 차분법을 적용하여 계산을 수행하였다. 참고로 고해상도 차분법에서는 계산영역 전체에 대해 국부 해석결과를 이용하여 조합인자(blend factor) 크기를 결정한다. 변수의 구배가 작은 경우, 혼합 인자는 1에 근접한 값을 가지며 2차 정확도를 나타내는 반면 변수의 구배가 급격하게 변하는 경우, 해석결과의 왜곡을 방지하고 강건성(robustness)을 유지하기 위해 혼합인자는 0에 근접한 값을 가지며 1차 정확도를 나타낸다. 시간항에 대한 차분법으로는 2차 정확도의 내재적인 시간 단계법인 Second Order Backward Euler 방법을 사용하였다. 그 이유는 First Order Backward Euler scheme이 시간에 대해서 1차 정확도이고, 대류항에 대한 풍상(upwind)차분법과 유사한 수치 확산 오차를 도입할 수 있기 때문이다. 비정상 상태 계산을 위해 시간 간격을 0.1 s로 해서 0 s~200 s 구간 동안 계산을 수행하였다. 매 시간단계별로 개별 방정식들의 제곱평균(root mean square) 잔차(residual)가 10^{-5} 이하인 경우에 계산이 수렴된 것으로 판정하였다.

3.3 난류모델

전산유체역학 계산에서 오차 유형은 수치적 오차와 모델 오차로 구분될 수 있다. 난류 모델은 모델 오차의 주요한 원인중의 하나이다. 일반적으로 원자로 안전문제들에서는 유동의 형태가 상당히 복잡하지만, 불행하게도 계산 영역 전체에 걸쳐서 이를 정확하게 해석할 수 있는 난류 모델은 없다. 본 연구에서는 ANSYS CFX R.17[6]에 탑재된 레이놀즈 평균 Navier-Stokes 방정식에 기반한 난류모델 중에서 $k-\epsilon$ 모델을 사용하여 ROSA/LSTF 내부의 난류 유동을 계산하였다. $k-\epsilon$ 모델은 정확도와 강건성(robustness) 관점에서 우수한 절충안을 제공할 수 있어 대부분의 범용 전산유체역학 소프트웨어에서 사용되어 왔고 대표적인 표준 난류 모델로 간주된다. 다만, $k-\epsilon$ 모델은 경계층 박리, 평균 변형률에서 급격한 변화 등을 수반하는 유동의 정확한 예측을 위해서는 적합하지 않을 수 있다.

3.4 격자계 및 경계조건

Fig. 2와 같이 시험장치와 동일한 크기의 계산 영역에 대해 육면체 형태의 격자를 생성하였다. 본 연구에서는 2가지 형태의 격자계에 대해 격자 민감도 평가를 수행하였다. type B 격자에서는 type A 격자에 비해 저온관 등에 상대적으로 많은 격자를 배치하였다. 계산에 사용된 격자계에 대한 상세 정보를 Table 2에 요약하였다.



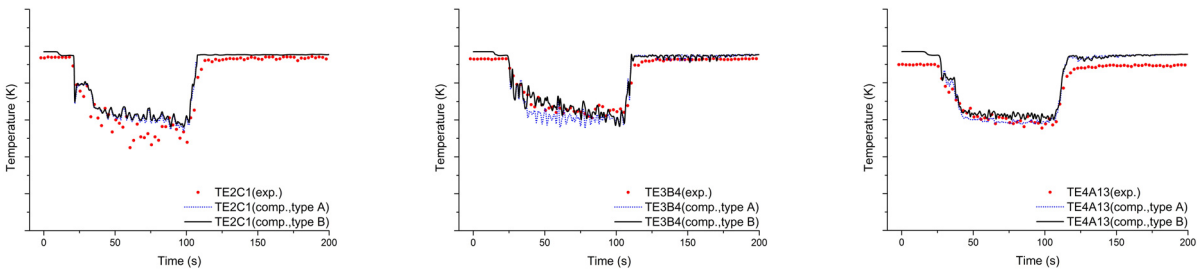
(a) type A (b) type B

Fig. 2 Grid system.

Table 2 Grid information

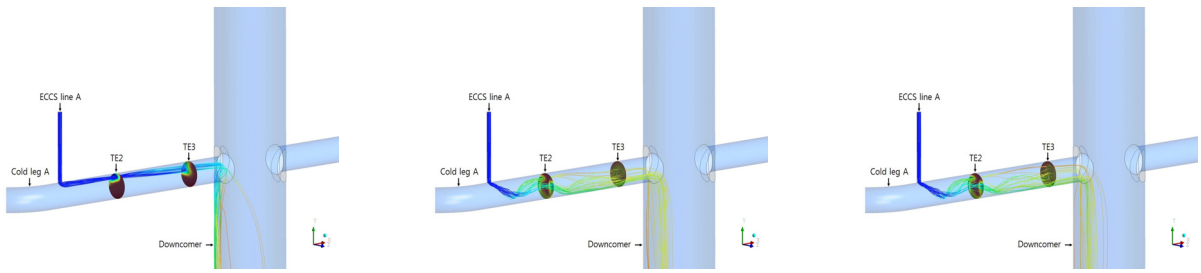
Items	type A	type B
Total no. of elements	8.92×10^5	1.99×10^6
Min. face angle	16.4°	15.9°
Max. face angle	164.7°	165.7°

저온관 A/B 입구 및 비상노심냉각계통 주입관 A 입구에서는 비정상 유량 및 온도 측정값을 적용하였다. 참고로, 저온관 A/B 입구에서의 고온 냉각재와 비상노심냉각계통 주입관 A 입구에서의 저온 냉각수 사이의 온도차는 200 K 이상이다. 한편, 각 입구에서의 난류 강도는 5.0%로 가정하였다. 출구 경계면에서는 평균 정압 조건을 적용하였다. 원자로 용기를 포함한 모든 벽 경계면에서는 점착(no-slip) 및 단열(adiabatic) 조건을 적용하였다. 벽 근처의 유동을 계산하기 위해 가변 벽함수(scalable wall function)를 사용하였다.



(a) TE2C1 (b) TE3B4 (c) TE4A13

Fig. 3 Grid sensitivity results : time-dependent variation of fluid temperature at several measurement positions(for the measurement positions, refer to Fig. 6(a), Fig. 7(a) and Fig. 8(a)).



(a) case 1 (b) case 2 (c) case 3

Fig. 4 Streamlines and contours of fluid temperature at cross-sectional plane TE2 and TE3 of the cold leg A(at t = 60 s).

ⓒ SAREK

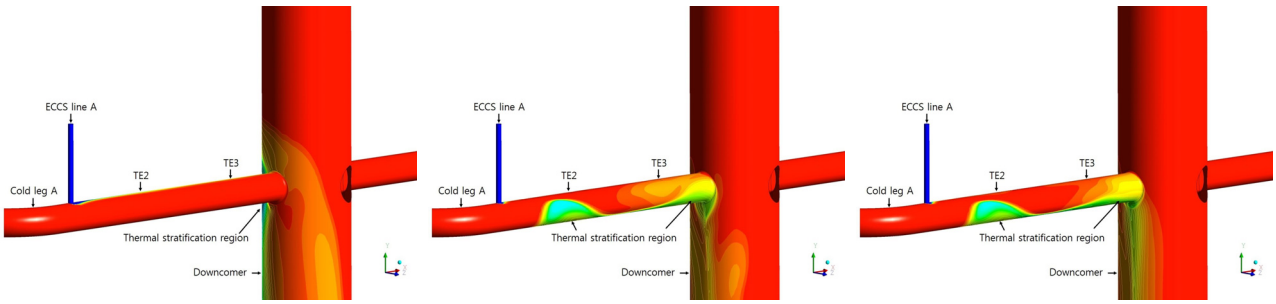
Fig. 3은 저온관 A 단면(TE2, TE3) 및 강수관 단면(TE4A)의 특정 위치(Fig. 6(a), Fig. 7(a) 및 Fig. 8(a) 참조)에서 온도 측정값과 Table 2에서 제시된 2가지 형태의 격자계로 계산된 온도를 비교한 것이다. 전반적으로 격자 크기에 따른 온도 차이가 크지 않고 과도한 비정상 계산 시간을 저감하기 위해 본 연구에서는 성긴 격자(8.92×10^5개, type A)에 대한 계산 결과를 설명하였다.

4. 결과 및 토의

4.1 일반적인 열유동 특성

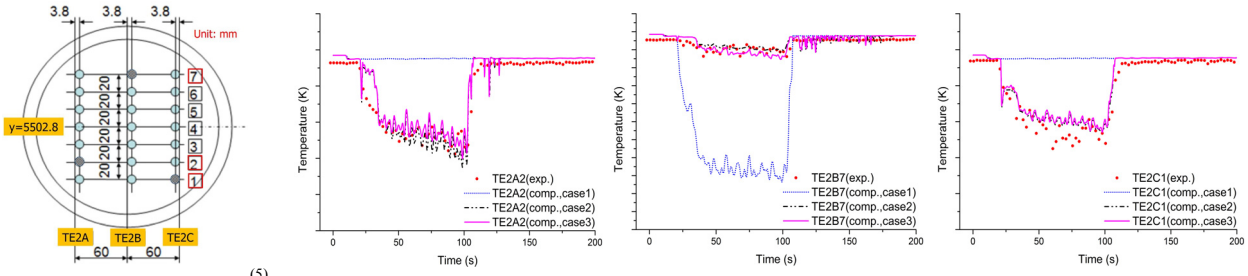
Fig. 4는 t = 60 s에서 비상노심냉각계통 주입관 A 입구에서 주입된 저온 냉각수의 유선과 저온관 A 측정 단면들(TE2, TE3)에서 유체 온도 분포를 나타낸다. 운동량 또는 난류 수송 방정식에서 부력 영향을 고려한 경우(case 2 & case 3), 비상노심냉각계통 주입관 A 입구에서 주입된 저온 냉각수는 저온관 A의 하부로 진행하면서 고온의 냉각재와 유동 혼합이 발생하였다. 혼합된 유동은 저온관 A를 따라 진행한 후 원자로 용기 외벽을 따라 강수관으로 유입되었다. 반면에, 운동량 및 난류 수송 방정식에서 부력 영향을 고려하지 않은 경우(case 1), 비상노심냉각계통 주입관 A 입구에서 주입된 저온 냉각수는 저온관 A의 하부로 진행하지 못하고 배관 상부측에 계속 위치하였다. 또한, 고온 냉각재와 저온 냉각수 사이의 유동 혼합은 운동량 또는 난류 수송 방정식에서 부력 영향을 고려한 경우(case 2 & case 3)에 비해 활발하지 않았다.

Fig. 5에서는 열성층 영역을 확인하기 위해 t = 60s에서 벽 표면 온도 분포를 나타내었다. 운동량 또는 난류 수송 방정식에서 부력 영향을 고려한 경우(case 2 & case 3), 비상노심냉각계통 주입관 A 입구에서 주입된 저온의 냉각수가 저온관 A의 하부와 접촉하는 부분에서 열성층 영역이 가장 강하게 나타났다. 또한, Fig. 4에서 기설명한 바와 같이, 혼합된 유동은 저온관 A를 따라 진행한 후 원자로 용기 외벽을 따라 강수관으로 유입되었기 때문에, 이들 영역들에서 열성층 현상이 발생하였다. 반면에, 운동량 및 난류 수송 방정식에서 부력 영향을 고려하지 않은 경우(case 1), 저온관 A의 하부에서 강한 열성층 영역이 발생하지 않았다.



(a) case 1 (b) case 2 (c) case 3

Fig. 5 Contour of wall surface temperature to demonstrate the thermal stratification region at t = 60 s.



(a) Measurement positions[5] (b) TE2A2 (c) TE2B7 (d) TE2C1

Fig. 6 Time-dependent variation of fluid temperature at cross-sectional plane TE2 in the cold leg A.

4.2 저온관 A에서 유체 온도 분포 비교

Fig. 6은 원자로 용기 중심으로부터 1.6335 m 떨어진 저온관 A 단면(TE2)에서 3곳(TE2A2, TE2B7, TE2C1)의 위치별 온도 측정값과 계산 결과의 비교를 나타낸다. 측정 데이터의 비공개 제한 사항으로 인해, 그래프의 수직축에 해당하는 유체 온도의 정량적인 값을 명시하지 않았다.

운동량 및 난류 수송 방정식에서 부력의 영향을 고려하지 않은 경우(case 1), Fig. 4에서 기 설명한 바와 같이 비상노심냉각계통 주입관 A 입구에서 주입된 저온 냉각수는 저온관 A의 하부로 진행하지 못하고 배관 상부측에 계속 위치하는 것으로 예측되었기 때문에, 비상노심냉각수 주입 기간동안 ANSYS CFX는 저온관 A 하부에 위치한 TE2A2 및 TE2C1에서 비정상 온도 거동을 제대로 예측하지 못했고, 저온관 A 상부에 위치한 TE2B7에서 유체 온도를 측정값에 비해 과도하게 낮게 예측하였다. 운동량 또는 난류 수송 방정식에서 부력 영향을 고려한 경우(case 2 & case 3), 비상노심냉각수 주입 기간동안 ANSYS CFX로 예측한 유체 온도는 국부적으로 측정값과 차이가 발생하였으나, 유사한 비정상 온도 거동을 나타내었다.

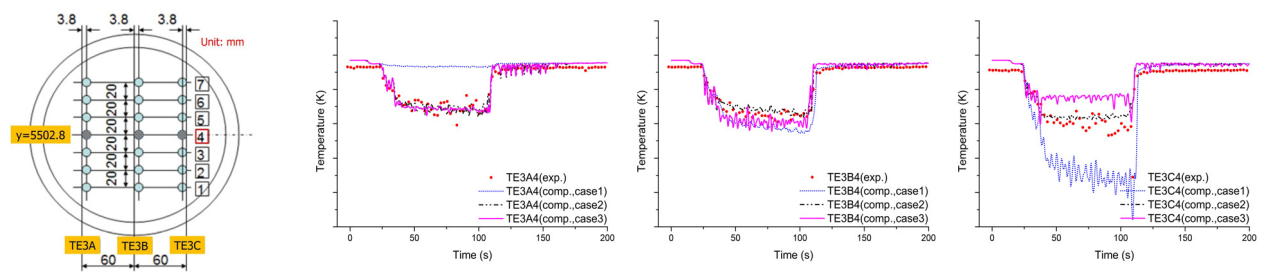
Fig. 7은 원자로 용기 중심으로부터 0.7465 m 떨어진 저온관 A 단면(TE3)에서 3곳(TE3A4, TE3B4, TE3C4)의 위치별 온도 측정값과 계산 결과의 비교를 나타낸다. 해당 단면은 Fig. 4 및 Fig. 5에 도시된 단면(TE2)에 비해 비상노심냉각계통 주입관 A로부터 하류 방향으로 더 멀리 떨어진 곳(원자로 용기에 더 근접한 곳)에 위치한다. 따라서, 단면(TE2)에 비해 비상노심냉각계통 주입관 A 입구에서 주입된 저온의 냉각수와 고온의 냉각재 사이에 더 많은 유동 혼합이 발생했을 것으로 예상되며, 이로 인해 단면(TE3)에서 3곳(TE3A4, TE3B4, TE3C4)의 위치별 온도 측정값은 유사한 비정상 거동을 나타내었다.

운동량 방정식에서만 부력의 영향을 고려한 경우(case 2), 비상노심냉각수 주입 기간동안 ANSYS CFX로 예측한 유체 온도는 측정값과 상대적으로 잘 일치하였다. 운동량 및 난류 수송 방정식 모두에서 부력의 영향을 고려한 경우(case 3), 비상노심냉각수 주입기간 동안 ANSYS CFX는 TE3C4에서 유체 온도를 측정값에 비해 높게 예측하였다. 운동량 및 난류 수송 방정식에서 부력의 영향을 고려하지 않은 경우(case 1), 비상노심냉각수 주입기간 동안 ANSYS CFX는 TE3A4에서 비정상 온도 거동을 예측하지 못했고 TE3C4에서 유체 온도를 측정값에 비해 과소 예측하였다.

4.3 강수관에서 유체 온도 분포 비교

Fig. 8은 원자로 용기 중심으로부터 0.277 m 떨어진 강수관의 중간면에서 6곳(TE4A12/22, TE4B12/22, TE4C12/22)의 위치별 온도 측정값과 계산 결과의 비교를 나타낸다.

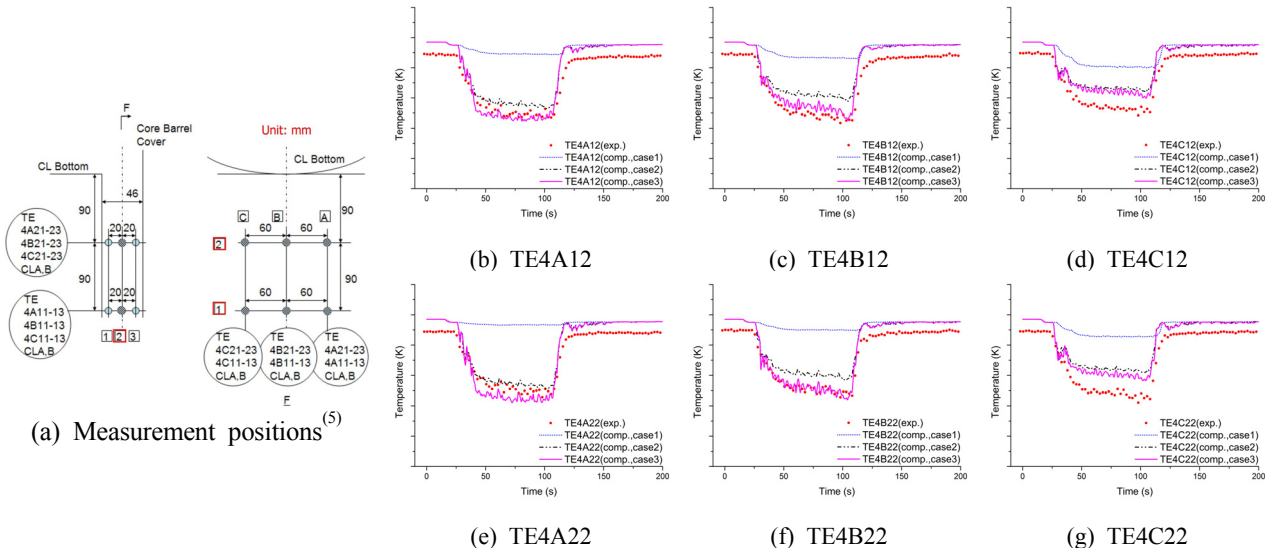
운동량 및 난류 수송 방정식에서 부력의 영향을 고려하지 않은 경우(case 1), 비상노심냉각수 주입 기간동안 ANSYS CFX는 6곳 모두에서 비정상 온도 거동을 제대로 예측하지 못했다. 비록 case 3이 운동량 및 난류 수송 방정식 모두에서 부력의 영향을 고려함으로써 강수관에서 유체 온도 분포에 대한 예측 정확도를 일부 향상시켰으나, Fig. 8(C)에서 보여진 바와 같이 모든 측정 지점들에서 운동량 방정식에서만 부력의 영향을 고려한 case 2에 비해 예측 정확도의 우수성을 보장하지는 못했다.



(a) Measurement positions[5] (b) TE3A4 (c) TE3B4 (d) TE3C4

Fig. 7 Time-dependent variation of fluid temperature at cross-sectional plane TE3 in the cold leg A.

ⓒ SAREK



(a) Measurement positions[5] (b) TE4A12 (c) TE4B12 (d) TE4C12

(e) TE4A22 (f) TE4B22 (g) TE4C22

Fig. 8 Time-dependent variation of fluid temperature at cross-sectional plane TE4 in the downcomer.

5. 결 론

본 연구에서는 OECD/NEA에서 수행한 ROSA 프로젝트의 6가지 시험 유형 중 Test 1「비상노심냉각계통 냉각재 주입 동안 비정상 상태의 온도 성층화 및 냉각재 혼합」에 대해서 ANSYS CFX R.17을 이용하여 계산을 수행하였고, 해석 결과를 측정값과 비교하였다. 추가적으로, 비상노심냉각계통 주입에 따른 저온관 및 강수관에서 단상 열성층 현상에 부력이 미치는 영향을 수치적으로 연구하였다. 주요 결론은 다음과 같다.

(1) ANSYS CFX는 최소한 운동량 방정식에 부력 관련 항을 포함시킴으로써 비상노심냉각계통 주입관에서 주입된 저온 냉각수와 저온관의 고온 냉각재 사이의 유동 혼합 및 열성층 현상을 전반적으로 타당하게 예측할 수 있다.

(2) 본 연구를 통해 난류 수송 방정식에서 부력의 영향을 고려하는 것이 전체 계산 영역에서 유체 온도 분포에 대한 예측 정확도를 반드시 향상시킬 수 있는 것은 아님을 확인하였다. 다만, 이러한 결과는 ANSYS CFX 탑재된 열속 모델 $\frac{\mu_t}{\mathrm{Pr}_t}\frac{\partial h}{\partial x_i}$(식(2) 참조), 부력 생성항 $P_{\epsilon b}$에 대한 관계식(식(8) 참조), $k-\epsilon$ 모델을 사용해서 도출된 것이며, 다른 모델 및 관계식을 적용한 해석 결과와의 비교는 별도의 논문에서 다룰 예정이다.

(3) ANSYS CFX를 사용하여 부력 영향이 포함된 해석 결과를 인허가 신청서류로 제출하는 경우, 인허가 신청자는 난류 수송 방정식에서 부력 영향을 고려하는 것이 물리적으로 타당하고 정확한 결과를 제공할 수 있는지 여부를 평가한 민감도 연구를 수행하고 그 결과를 제출할 필요가 있다. 상기 사항은 현재 진행 중인 국내 원자력 안전 분야에 대한 전산유체역학 소프트웨어의 적용성에 관한 규제 지침 수립에 반영될 예정이다.

후 기

본 연구는 원자력안전위원회의 재원으로 한국원자력안전재단의 지원을 받아 수행한 원자력안전연구사업의 연구결과입니다(No. 1305002). 또한, 본 논문은 OECD/NEA ROSA 프로젝트의 실험 자료(CSNI2009/01)를 활용해서 작성되었습니다.

References

1. Farkas, T. and Toth, I., 2010, Fluent Analysis of a ROSA Cold Leg Stratification Test, Nuclear Engineering and Design, Vol. 240, pp. 2169-2175.
2. Scheuerer, M. and Weis, J., 2012, Transient Computational Fluid Dynamics Analysis of Emergency Core Cooling Injection at Natural Circulation Conditions, Nuclear Engineering and Design, Vol. 253, pp. 343-350.
3. Sharabi, M., Gonzalez-Albuixech, V. F., Lafferty, N., Niceno, B., and Niffenegger, M., 2016, Computational Fluid Dynamics Study of Pressurized Thermal Shock Phenomena in the Reactor Pressure Vessel, Nuclear Engineering and Design, Vol. 299, pp. 136-145.
4. Nakamura, H., Watanabe, T., Takeda, T., Maruyama, Y., and Suzuki, M., 2009, Overview of Recent Efforts through ROSA/LSTF Experiments, Nuclear Engineering and Technology, Vol. 41, No. 6, pp. 753-764.
5. Japan Atomic Energy Agency, 2008, Final Data Report of OECD/NEA ROSA Project Test 1-1.
6. Nuclear Energy Agency Committee on the Safety of Nuclear Installations, 2013, Final Integration Report of the OECD/NEA ROSA Project, NEA/CSNI/R(2013)1.
7. ANSYS CFX, Release 17, ANSYS Inc.
8. ANSYS CFX-Solver theory guide, ANSYS Inc.
9. Wagner, W. and Kruse, A., 1998, The Industrial Standard IAPWS-IF97 : Properties of Water and Steam, Springer-Verlag, Berlin.
10. Menter, F., 2001, CFD Best Practice Guidelines for CFD Code Validation for Reactor Safety Applications, ECORA CONTRACT N° FIKS-CT-2001-00154.

ⓒ SAREK