2003 추계학술발표회 논문집
한국원자력학회

가열 봉다발의 난류유동 및 열전달에 대한 수치해석

Numerical Analysis of Turbulent Flow and Heat Transfer in a Heated Rod Bundle

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

요 약

봉 직경에 대한 봉 간격의 비(P/D)가 1.06과 1.12인 삼각형 봉다발에서의 난류유동 및 열전달 특성을 분석하기 위해 전산유체역학 해석을 수행하였다. 비등방 난류모델은 삼각형 부수로에서 난류에 의해 야기되는 2차유동을 예측하였고 선형 표준 $k-\varepsilon$ 모델에 비해 정확도가 현저히 개선된 평균유동 속도와 온도 분포를 나타냈다. 비등방 난류모델은 P/D가 큰 봉다발 부수로 난류구조를 비교적 잘 예측하였지만 P/D가 작은 봉다발 부수로 사이의 협소유로 영역에서 관측되는 매우 높은 원주방향 난류강도를 예측할 수는 없었다.

Abstract

A CFD analysis has been performed to investigate turbulent flow and heat transfer in a triangular rod bundle with a pitch-to-diameter ratios(P/D) of 1.06 and 1.12. Anisotropic turbulence models predicted the turbulence-driven secondary flow in the triangular subchannel and the distributions of time mean velocity and temperature showing significantly improved agreement with the measurements over the linear standard $k-\varepsilon$ model. The anisotropic turbulence models predicted turbulence structure for a rod bundle with large P/D fairly well but could not predict the very high turbulent intensity of azimuthal velocity observed in narrow flow region(gap) for a rod bundle with small P/D.

1. 서 론

대부분의 원자로에 장전되는 핵연료다발은 사각형 또는 삼각형 배열의 긴 실린더형 연료봉으로 구성되어 있다. 냉각수는 연료봉 사이로 형성된 유로인 부수로(subchannel)를 따라 봉과 평행하게 흐른다. 부수로의 단면 형상은 원형이 아니므로 원관의 난류유동과는 다른 특성을 나타내는 것으로 알려져 있다. 따라서 봉다발 부수로의 난류유동 및 연료봉과 냉각수 사이의 열전달에 대한 정확한 이해는 핵연료다발의 열수력적 성능을 분석하는데 중요하다. 따라서 형상이 비교적 단순한 단순지지 봉다발의 난류유동 구조에 대한 연구가 많이 수행되었다.

Carajilescov와 Todreas[1] 는 삼각형 봉다발 난류유동에 대한 실험 및 해석적인 연구를 수행하였으며 Vonka[2]는 삼각형 봉다발 부수로에서 2차유동(secondary flow)의 크기를 처음으로 측정하였다. 사각형 봉다발의 난류유동 구조에 대한 실험적인 연구도 많이 수행되었다.[3]-[6] 특히 Rehme[6]는 그동안의 연구결과를 바탕으로 봉다발 부수로 난류구조의 특성을 정리하였다. 즉, 2차유동의 발생과 크기, 영향 등을 평가하였고 난류의 비등방(anisotropy)에 대한 분석과 함께 큰 에디(large eddy) 운동에 의한 거시적 유동 맥동(flow pulsation) 현상의 중요성도 강조하였다. 최근 Krauss와 Meyer[7]는 가열 봉다발에서 운동량과 에너지의 난류혼합에 대한 실험결과를 발표하였다.

이러한 난류구조의 복잡성으로 인해 봉다발 난류유동에 대한 수치해석 연구는 많지 않은 편이다. Slagter[8]는 1-방정식 난류모델을 이용한 봉다발 난류유동에 대한 유한요소 해석결과를 발표하였다. Lee와 Jang[9] 및 Lemos와 Asato[10]는 비선형 에디 점성계수(eddy viscosity) 모델을 이용하여 삼각형 봉다발에 대한 수치모사 결과를 제시하였다. In et al.[11-12]은 비등방 난류모델을 범용 전산유체역학(CFD) 코드와 연계하여 봉다발 난류유동에 대한 수치해석을 수행하여 비등방 난류모델의 예측성능을 평가하였다. 이들은 Speziale[13]의 비선형 quadratic $k-\varepsilon$ 과 Launder-Reece-Rodi(LRR)[14]의 레이놀즈 응력 모델(RSM)이 Launder와 Spalding[15] 의 표준 $k-\varepsilon$ 과 비선형 quadratic $k-\varepsilon$ (Shih *et al.*[16]) 및 Cubic $k-\varepsilon$ (Craft *et al.*[17])에 비해 현저히 개선된 예측결과를 나타낸 것으로 보고하였다.

본 연구의 주요 목적은 난류모델에 따른 봉다발 난류구조 및 열전달에 대한 CFD 예측결과를 분석하고 비교-평가하는 것이다. 본 연구에 사용된 난류모델은 Launder와 Spalding의 표준 $k-\varepsilon$, Speziale의 비선형 quadratic $k-\varepsilon$ 및 LRR과 Speziale-Sarkar-Gatski(SSG)[18]의 레이놀즈 응력 모델 등이다.

2. 난류모델

표준 $k-\varepsilon$ 모델은 난류에 대한 에디 점성계수 가정을 이용하여 다음과 같은 난류에너지 k 와 난류소산율 ε 에 대한 전달방정식을 사용한다.

$$\rho\frac{\partial k}{\partial t}+\rho U_j\frac{\partial k}{\partial x_j}=\tau_{ij}\frac{\partial U_i}{\partial x_j}-\rho\varepsilon+\frac{\partial}{\partial x_i}\left(\left(\mu+\mu_t/\sigma_k\right)\frac{\partial k}{\partial x_j}\right) \quad (1)$$

$$\rho\frac{\partial \varepsilon}{\partial t}+\rho U_j\frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j}=C_{\varepsilon 1}\frac{\varepsilon}{k}\tau_{ij}\frac{\partial U_i}{\partial x_j}-C_{\varepsilon 2}\rho\frac{\varepsilon^2}{k}+\frac{\partial}{\partial x_i}\left(\left(\mu+\mu_t/\sigma_\varepsilon\right)\frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j}\right) \quad (2)$$

여기서 τ_{ij} 는 레이놀즈 응력 텐서로 아래와 같이 표현되며

$$\tau_{ij}=-\rho\overline{u_i'u_j'}=\mu_t\left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j}+\frac{\partial U_j}{\partial x_i}\right)-\frac{2}{3}\rho k\delta_{ij} \quad (3)$$

$$\mu_t=\rho C_\mu\frac{k^2}{\varepsilon} \quad (4)$$

표준 $k-\varepsilon$ 모델의 상수 값은 다음과 같다.

$$C_\mu = 0.09, C_{\varepsilon 1} = 1.44, C_{\varepsilon 2} = 1.92, \sigma_k = 1.0, \sigma_\varepsilon = 1.3 \tag{5}$$

표준 $k-\varepsilon$ 모델의 등방성(isotropy) 가정을 개선하기 위해 비선형 quadratic 레이놀즈 응력 관계식이 다음과 같이 제안되었다.

$$\rho\overline{u_i'u_j'} = -\mu_t S_{ij} + \frac{2}{3}\rho k\delta_{ij} + C_1\mu_t\frac{k}{\varepsilon}\left(S_{ik}S_{kj} - \frac{1}{3}S_{kl}S_{kl}\delta_{ij}\right) + C_2\mu_t\frac{k}{\varepsilon}\left(\Omega_{ik}S_{kj} + \Omega_{jk}S_{ki}\right) + C_3\mu_t\frac{k}{\varepsilon}\left(\Omega_{ik}\Omega_{jk} - \frac{1}{3}\Omega_{lk}\Omega_{lk}\delta_{ij}\right) \tag{6}$$

여기서

$$S_{ij} = \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i}\right), \quad \Omega_{ij} = \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} - \frac{\partial U_j}{\partial x_i}\right) - \varepsilon_{ijk}\Omega_k \tag{7}$$

이며 Ω_k 는 좌표축의 회전율을 나타낸다. Speziale 의 비선형 quadratic $k-\varepsilon$ 모델상수는 다음과 같다.

$$C_1 = -0.1512, C_2 = C_3 = 0.0 \tag{8}$$

한편, 레이놀즈 응력 모델(RSM)은 각 레이놀즈 응력에 대한 전달 방정식을 이용하는 것으로 비압축성 유체의 레이놀즈 응력 텐서 τ_{ij} 와 난류소산율 ε 에 대한 미분 방정식은

$$\frac{\partial\tau_{ij}}{\partial t} + U_k\frac{\partial\tau_{ij}}{\partial x_k} = -\tau_{ik}\frac{\partial U_j}{\partial x_k} - \tau_{jk}\frac{\partial U_i}{\partial x_k} + \frac{2}{3}\rho\varepsilon\delta_{ij} - \Pi_{ij} + C_s\frac{\partial}{\partial x_k}\left(\frac{k}{\varepsilon}\left(\tau_{im}\frac{\partial\tau_{jk}}{\partial x_m} + \tau_{jm}\frac{\partial\tau_{ik}}{\partial x_m} + \tau_{km}\frac{\partial\tau_{ij}}{\partial x_m}\right)\right) \tag{9}$$

$$\rho\frac{\partial\varepsilon}{\partial t} + \rho U_j\frac{\partial\varepsilon}{\partial x_j} = C_{\varepsilon 1}\frac{\varepsilon}{k}\tau_{ij}\frac{\partial U_i}{\partial x_j} - C_{\varepsilon 2}\rho\frac{\varepsilon^2}{k} - C_\varepsilon\frac{\partial}{\partial x_k}\left(\frac{k}{\varepsilon}\tau_{km}\frac{\partial\varepsilon}{\partial x_m}\right) \tag{10}$$

이며 여기서 Π_{ij} 는 압력-변형률 항으로 다음과 같은 상관식 형태로 표현된다.

$$\phi_{ij} = \phi_{ij1} + \phi_{ij2} \tag{11}$$

여기서

$$\phi_{ij1} = -\rho\varepsilon\left(C_{s1}a_{ij} + C_{s2}\left(a_{ik}a_{kj} - \frac{1}{3}a_{mn}a_{mn}\delta_{ij}\right)\right) \tag{12}$$

$$\phi_{ij2} = -C_{r1}P_{mn}a_{ij} + C_{r2}\rho kS_{ij} - C_{r3}\rho kS_{ij}\sqrt{a_{mn}a_{mn}} + C_{r4}\rho k\left(a_{ik}S_{jk} + a_{jk}S_{ik} - \frac{2}{3}a_{mn}S_{mn}\delta_{ij}\right) + C_{r5}\rho k\left(a_{ik}\Omega_{jk} + a_{jk}\Omega_{ik}\right) \tag{13}$$

이며 a_{ij} 는 비등방 텐서로 다음과 같이 정의된다.

$$a_{ij} = \frac{\overline{u_i' u_j'}}{k} - \frac{2}{3}\delta_{ij} \tag{14}$$

대표적인 RSM 은 Launder-Reece-Rodi(LRR) 모델과 Speziale-Sarkar-Gatski(SSG) 모델이며 모델상수는 각각 다음과 같다.

LRR 모델상수:

$$C_s = 0.22, C_{\varepsilon 1} = 1.45, C_{\varepsilon 2} = 1.9, C_{s1} = 1.8, C_{s2} = 0.0, C_{r1} = 0.0, C_{r2} = 0.8, C_{r3} = 0.0, C_{r4} = 0.873, C_{r5} = 0.655 \tag{15}$$

SSG 모델상수:

$$C_s = 0.22, C_{\varepsilon 1} = 1.45, C_{\varepsilon 2} = 1.9, C_{s1} = 1.7, C_{s2} = -1.05, C_{r1} = 0.9, C_{r2} = 0.8, C_{r3} = 0.65, C_{r4} = 0.625, C_{r5} = 0.2 \tag{16}$$

3. 수치해석 방법

3.1 CFD 모델 및 경계조건

본 연구의 CFD 모델은 Fig. 1과 같은 Krauss와 Meyer[7]의 37개 삼각형 가열 봉다발의 중앙 부수로이다. 봉 직경(D)에 대한 봉 간격(P)의 비(P/D)는 1.06과 1.12이다. 유동의 대칭성을 이용하여 삼각형 봉다발 중앙 부수로의 1/6을 CFD 해석영역으로 설정하였다. 즉, 부수로 중심선과 대칭선(diagonal) 및 부수로 사이 경계선에서 각각 대칭(symmetry) 경계조건을 사용하였으며 봉 표면에서는 유동 점착(no-slip)과 일정 열유속 조건을 설정하였다. 입구와 출구 경계에서는 균일유동과 일정압력 조건을 각각 사용하였다.

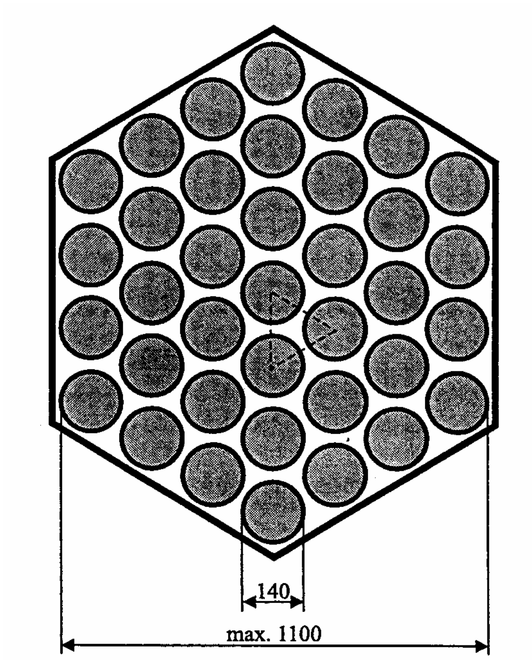


Fig. 1 Heated 37-rod bundle with triangular array

Fig. 2는 본 계산에 사용된 1/6 중앙 부수로 단면의 전산격자를 보여준다. 다양한 격자시험을 수행하여 본 계산에 사용한 반경방향과 원주방향 및 주유동방향의 최적격자는 각각 15x30x50(P/D=1.06)과 30x30x100(P/D=1.12)이다. 벽면과 인접한 격자의 무차원 벽 거리(y_w^+)는 각각 35-70(P/D=1.06), 30-37(P/D=1.12)로 나타났다.

3.2 수치해석 절차

다양한 난류모델을 이용한 수치실험을 위해 범용 CFD 코드인 CFX-4.4(19)와 CFX-5.6(20)을 사용하였다. 그러나 비선형 $k-\varepsilon$ 모델은 CFX 코드에 포함되어 있지 않으므로 CFX-4.4 코드의 관련 서브루틴를 수정하고 비선형 모델의 서브루틴을 추가하였다. 속도와 압력 방정식의 해는 기존의 SIMPLE 해법을 개량한 SIMPLEC 해법을 이용하였다. 선형화된 압력 보정식은 대수 다중격자 방식을 이용하여 효율적으로 계산하였으며 2차(second-order)의 유한차분 도식을 사용하였다.

벽면 근처의 난류는 벽함수(wall function)를 사용하여 계산하였다. 하향완화(under-relaxation) 방법을 이용한 반복계산을 수행하여 수렴 해를 얻었다. 수렴조건은 질량보존 방정식의 잔차(residual)의 합이 전체 질량유량의 0.001% 이하이며 다른 지배방정식의 잔차 감소량이 10^{-4} 이하가 되도록 설정하였다.

본 연구의 모의계산 조건은 봉다발 평균유속(U_b)과 수력직경 기준의 레이놀즈 수와 봉 표면 열유속이 각각 P/D=1.06인 경우 39000과 0.98 kW/m^{2}이며 P/D=1.12인 경우 65000과 1.39 kW/m^{2}이다.

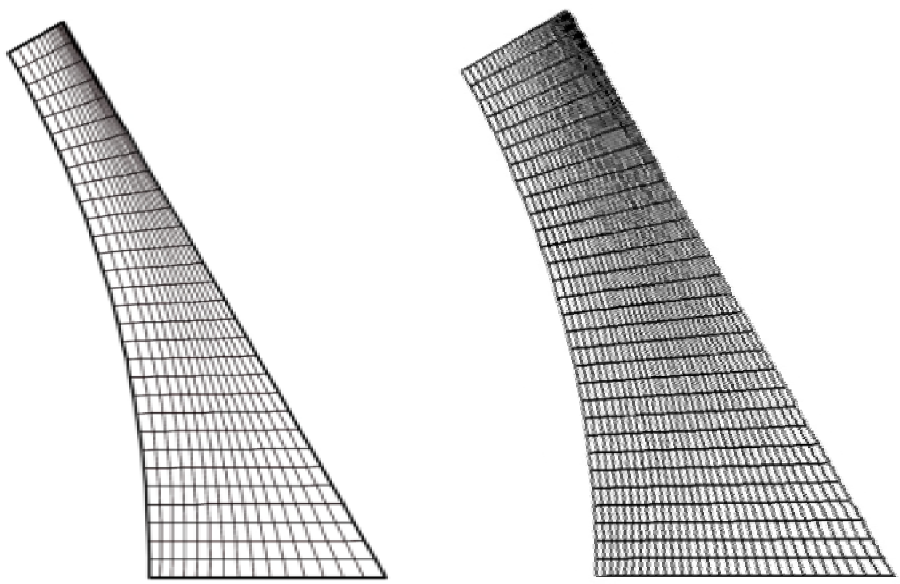
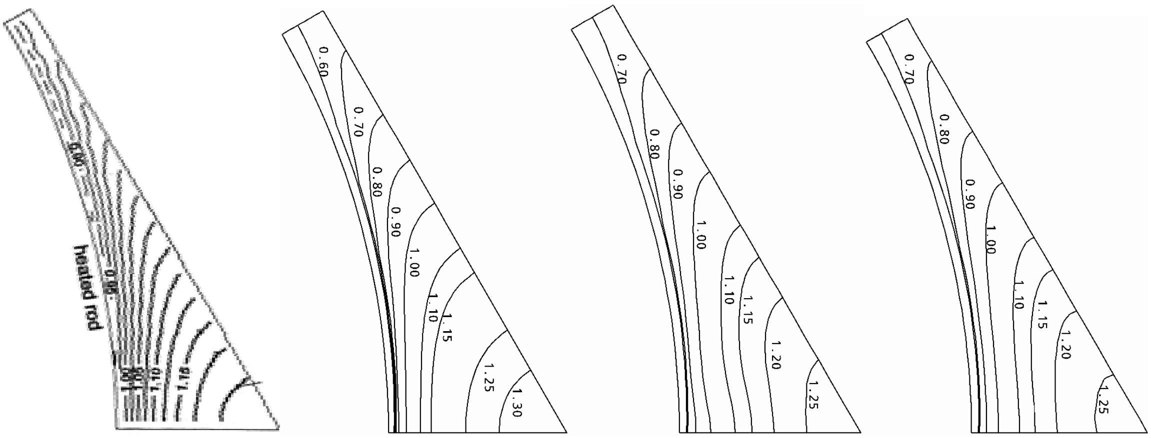


Fig. 2 Cross-sectional meshes for a central subchannel of triangular rod array with P/D=1.06 and 1.12

4. 결과 및 고찰

Fig. 3은 P/D=1.06인 경우 시간평균 속도분포를 비교한 것으로 실험결과에 비해 표준 $k-\varepsilon$ 모델은 부수로 중앙에서 부수로 사이의 협소유로(gap) 영역으로 갈수록 속도변화를 크게 예측하였다. 그러나 Speziale의 비선형 $k-\varepsilon$ 모델과 SSG의 RSM은 측정 속도분포에 보다 근접한 예측결과를 보이고 있음을 알 수 있다. 이러한 비등방 난류모델 예측결과의 개선은 Fig. 4에 나타낸 바와 같이 비등방 난류에 의해 야기되는 2차유동의 예측이 가능하기 때문으로 보인다. 즉, 봉다발 부수로와 같이 유로단면이 원형이 아닌 경우 부수로 중앙에서 gap 영역으로 2차유동이 발생하며 최대 2차유동의 크기는 평균유동 속도의 1%(Speziale)와 0.7%(SSG)로 각각 예측되었다. LRR의 RSM은 SSG 모델과 거의 동일한 예측결과를 나타냈다. P/D=1.12인 경우에도 비슷한 유동특성을 나타냈다.



Experiment Standard $k-\varepsilon$ Speziale $k-\varepsilon$ RSM(SSG)

Fig. 3 Distributions of time mean velocity for P/D=1.06

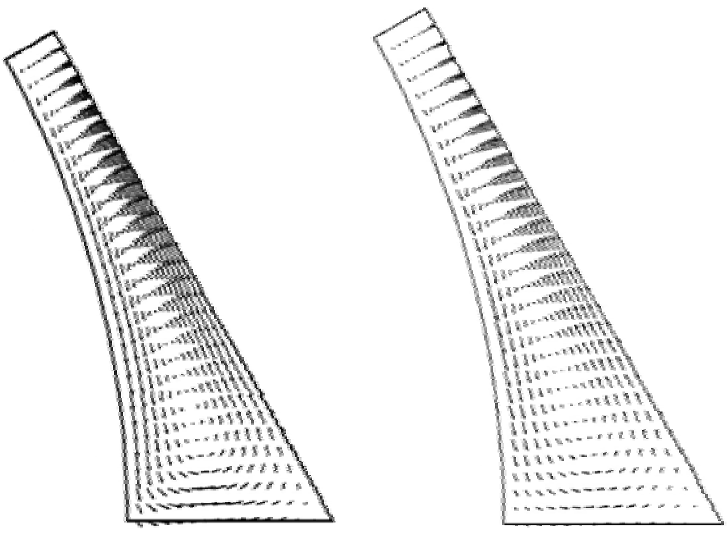


Fig. 4 Turbulence-driven secondary flow;(left) Speziale $k-\varepsilon$, (right) RSM(SSG)

Fig. 5는 시간평균 유체의 온도분포를 비교한 것으로 실험결과에 비해 온도변화가 크게 예측되었다. 특히 표준 $k-\varepsilon$ 모델은 gap 영역의 온도를 매우 높고 부수로 중앙의 온도를 다소 낮게 예측하였다. 반면에 Speziale과 SSG 모델은 gap 영역에서 현저히 개선된 결과를 보이고 있으나 여전히 gap 영역의 유체온도를 측정치에 비해 다소 높게 예측하고 있다. 표준 $k-\varepsilon$ 모델과 SSG 모델의 등온선은 부수로 중앙을 중심으로 동심원 형태이지만 Speziale 모델의 경우 실험결과와 유사하게 gap 쪽으로 다소 길게 치우친 타원형태를 보이고 있음을 알 수 있다. 이것은 Speziale 모델이 gap 쪽으로의 2차유동을 다소 크게 예측하고 있기 때문인 것으로 판단된다. P/D=1.06인 경우에 비해 P/D=1.12인 경우 난류모델에 따른 부수로 중앙부분의 온도차이는 미미하고 gap 영역의 온도차이만 다소 크게 나타났다. 한편, LRR모델은 SSG 모델과 거의 동일한 온도분포를 나타냈다.

봉 표면을 따른 벽 전단응력에 대한 각 난류모델의 예측결과를 Fig. 6에 실험결과와 함께 비교하였다. Speziale과 LRR & SSG 모델이 표준 $k-\varepsilon$ 모델에 비해 현저히 개선된 예측결과를 보이고 있으나 측정결과에 비해 모든 예측결과는 원주방향으로 변화가 매우 큰 것으로 나타났다. P/D=1.06인 경우 P/D=1.12인 경우에 비해 변화가 더욱 커지고 예측결과의 정확도가 떨어지는

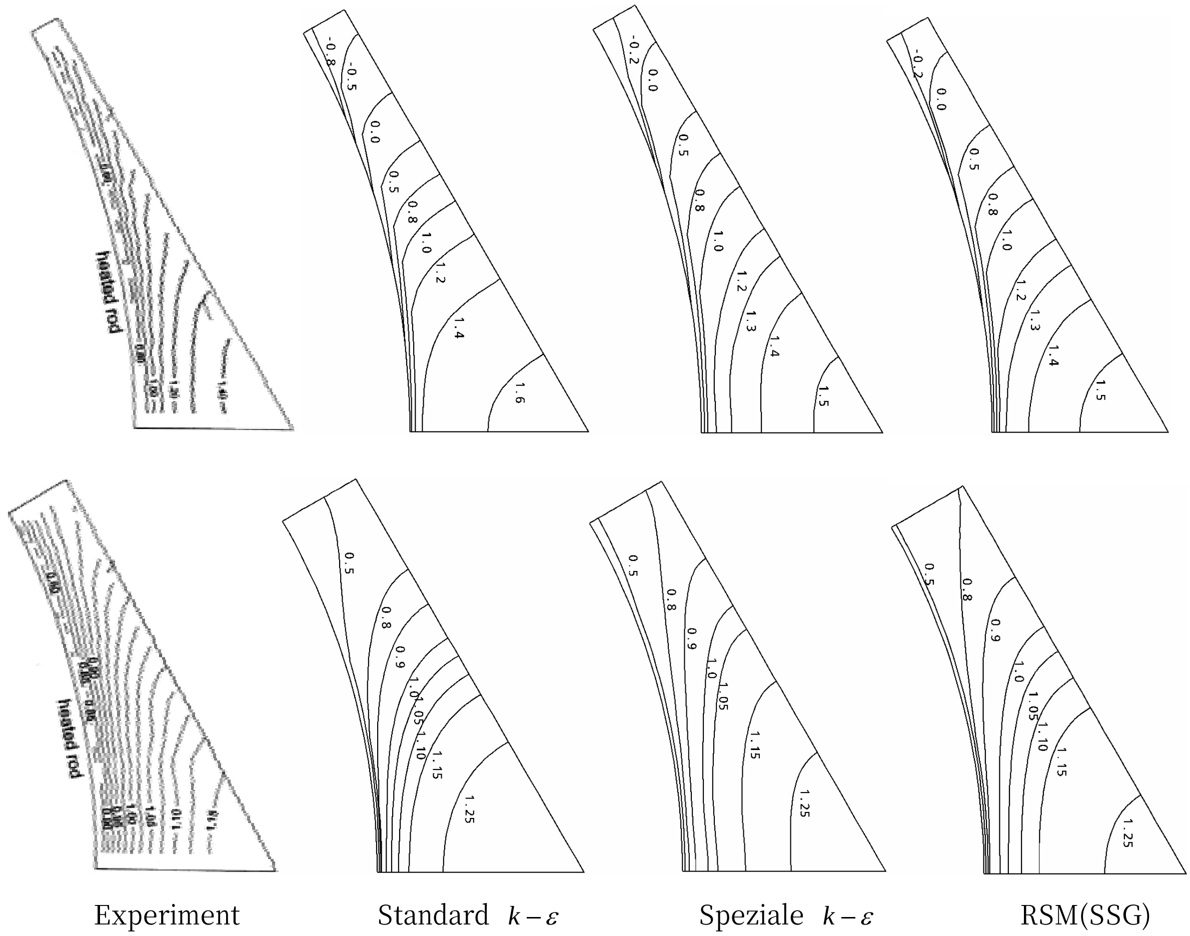


Fig. 5 Distributions of time mean temperature($(T_{w,m}-T)/(T_{w,m}-T_b)$); (top) P/D=1.06, (bottom) P/D=1.12

것을 알 수 있다. 이것은 봉 간격이 좁은 봉다발의 특이 난류유동 구조를 잘 예측하지 못하기 때문인 것으로 판단된다. 한편, Speziale과 LRR & SSG 모델 등의 비등방 난류모델은 최대 유로영역에서 다소 떨어진 위치(약 θ=5)에서 벽 전단응력의 최대치를 나타내고 있으며 Speziale 모델의 예측결과는 이를 더욱 뚜렷하게 보여주고 있다. 이는 Fig. 4에 이미 나타낸 바와 같이 봉 표면을 따라 gap(θ=30)에서 최대 유로영역(θ=0) 쪽으로 2차유동이 발생하기 때문인 것으로 추정된다.

Fig. 7은 무차원화된 봉 표면의 온도분포를 비교한 것이며 측정된 온도분포에 비해 예측결과는 변화가 큰 것으로 나타났다. 벽 전단응력의 경우와 마찬가지로 봉 간격이 좁은 경우(P/D=1.06) 예측결과는 실험결과와 더욱 큰 차이를 보이고 있음을 알 수 있다. 그러나 비등방 난류모델들의 예측결과는 표준 $k-\varepsilon$ 모델에 비해 현저히 개선되었다. 보다 정확한 온도분포의 예측을 위해서는 봉다발 난류유동에 대한 정확한 계산이 선행되어야 할 것으로 사료된다.

Fig. 8과 Fig. 9는 봉다발 gap에서 각각 주유동방향과 원주방향 난류강도의 변화를 비교한 것이다. 주유동방향 난류강도(Fig. 8)는 봉 표면(r_n=0.0)으로부터 gap 중앙(r_n=1.0)으로 갈수록 서서히 감소하는 것으로 나타났으며 봉 간격이 상대적으로 좁은 P/D=1.06인 경우 변화가 작은 것을 알 수 있다. P/D=1.12인 경우 SSG 모델의 예측결과가 측정결과와 비교적 잘 일치하고 있으며

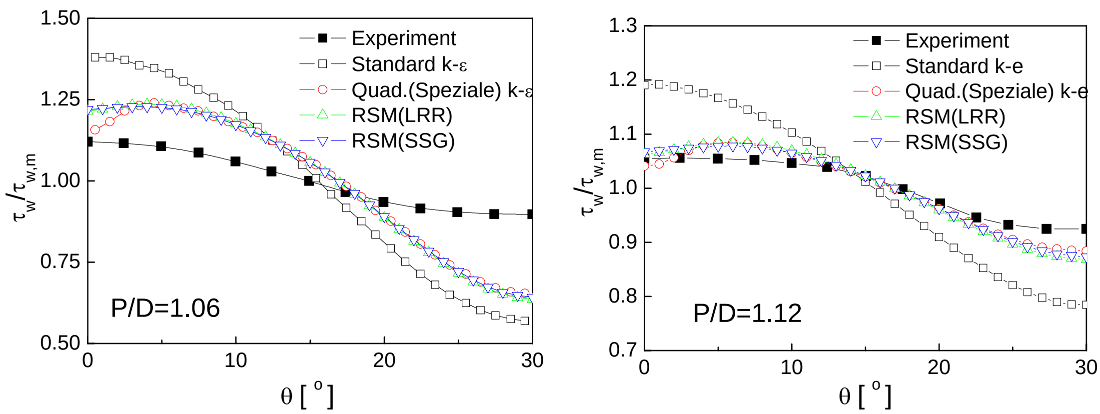


Fig. 6 Wall shear stress distributions

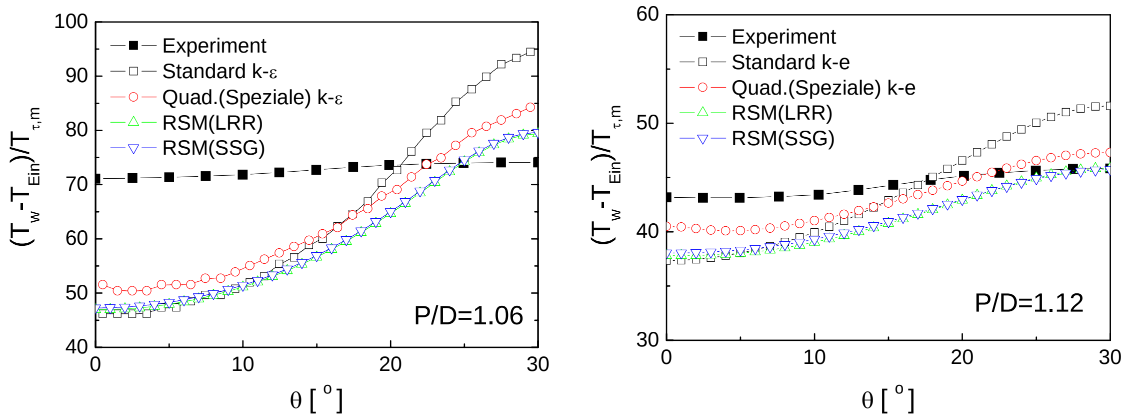


Fig. 7 Distributions of dimensionless wall temperature

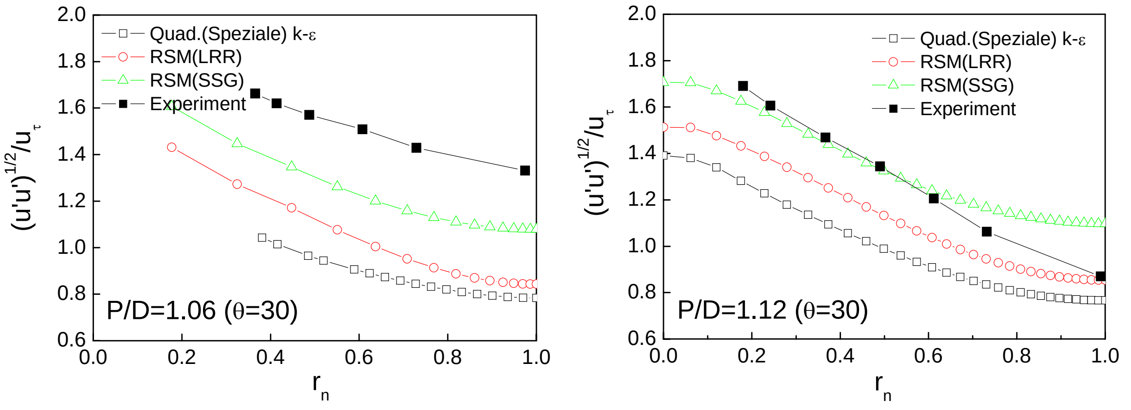


Fig. 8 Radial distributions of axial turbulence intensity at the gap of rod bundle

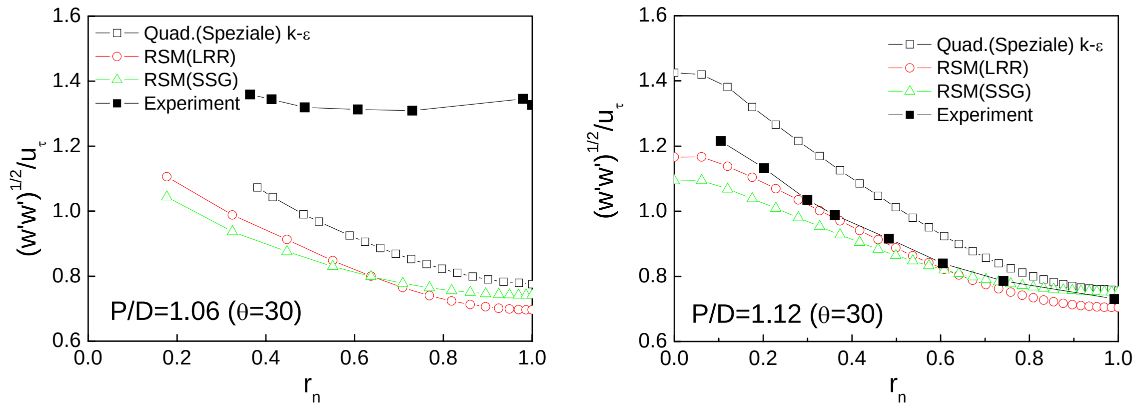


Fig. 9 Radial distributions of azimuthal turbulence intensity at the gap of rod bundle

P/D=1.06인 경우에는 모든 난류모델이 낮은 예측결과를 보이고 있다. Speziale 모델이 가장 낮은 예측결과를 보이고 있으며 SSG 모델의 예측결과가 측정결과에 가장 근접한 것을 알 수 있다. 한편, Fig. 9에 나타낸 원주방향 난류강도 분포는 P/D=1.06인 경우 매우 크고 반경방향으로의 변화도 미미한 실험결과를 보이고 있으나 모든 난류모델의 예측결과는 매우 작고 상대적으로 변화도 큰 것으로 나타났다. 그러나 봉 간격이 상대적으로 넓은 P/D=1.12인 경우 주유동방향 난류강도 분포와 마찬가지로 gap 중앙으로 갈수록 감소하며 LRR과 SSG 모델의 예측결과가 실험결과와 비교적 잘 일치하고 있다. 또한 Speziale 모델은 주유동방향 난류강도와는 반대로 원주방향 난류강도를 다른 난류모델에 비해 다소 높게 예측하는 특성을 보이고 있다.

5. 결론

난류모델에 따른 삼각형 봉다발 부수로의 난류유동 및 열전달에 대한 수치해석을 수행하여 다음과 같은 결론을 도출하였다.

1) 비등방 난류모델은 봉다발 부수로에서 비등방 난류에 의해 야기되는 2차유동을 예측하고 표준 $k-\varepsilon$ 모델에 비해 현저히 개선된 시간평균 속도분포와 온도분포를 나타낸다.
2) SSG 레이놀즈 응력 모델과 Speziale 비선형 $k-\varepsilon$ 모델의 벽 전단응력 및 봉 표면온도에 대한 예측결과는 유사하지만 난류강도 분포는 SSG 모델이 측정결과에 가장 근접한 결과를 보인다.
3) 봉 간격이 좁아질수록 벽 전단응력과 봉 표면온도의 예측결과는 실험결과와 큰 차이를 나타내며 특히 협소유로 영역에서 나타나는 높은 원주방향 난류강도를 예측하지 못한다.
4) 봉다발 부수로의 특이 난류구조를 보다 잘 예측하기 위한 난류모델의 개발이 필요하다.

후기

본 연구는 과학기술부 원자력중장기 연구개발사업의 일환으로 이루어졌으며 이에 대하여 관계자 여러분께 감사드립니다.

기호설명

r_n 봉 표면으로부터 무차원 수직거리
T 유체온도(K)
T_b 유동단면 평균 유체온도(K)
T_{Ein} 입구 유체온도(K)
T_w 봉 표면 온도(K)
$T_{w,m}$ 봉 표면 평균온도(K)
$T_{\tau,m}$ 봉 표면 평균 마찰 온도(K)
u_τ 국소 마찰 속도 ($m\ s^{-1}$)

6. 참고문헌

(1) Carajilescov, P. and Todreas, N. E., 1976, “Experimental and analytical study of axial turbulent flows in an interior subchannel of a bare rod bundle,” *J. Heat Transf., Trans. ASME*, pp. 262-268.
(2) Vonka, V., 1988, “Measurement of secondary flow vortices in a rod bundle,” *Nucl. Engng. and Des.*, Vol. 106, pp. 191-207.
(3) Rowe, D. S., Johnson, B. M., and Knudsen, J. G., 1974, “Implications concerning rod bundle crossflow mixing based on measurements of turbulent flow structure,” *Int. J. Heat Mass Transf.*, Vol. 17, pp. 407-419.
(4) Eichhorn, R., Kao, H. C., and Neti, S., 1980, "”Measurements of shear stress in a square array rod bundle,” *Nucl. Engng. and Des.*, Vol. 56, pp. 385-391.
(5) Hooper, J. D. and Wood, D. H., 1984, “Fully developed rod bundle flow over a large range of Reynolds number,” *Nucl. Engng. and Des.*, Vol. 83, pp. 31-46.

(6) Rehme, K., 1992, "The structure of turbulence in rod bundles and the implications on natural mixing between the subchannels," *Int. J. Heat Mass Transf.*, Vol. 35, No. 2, pp. 567-581.

(7) Krauss, T. and Meyer, L., 1998, "Experimental investigation of turbulent transport of momentum and energy in a heated rod bundle," *Nucl. Engng. and Des.*, Vol. 180, pp. 185-206.

(8) Slagter, W., 1982, "Finite element solution of axial turbulent flow in a bare rod bundle using a one-equation turbulence model," *Nucl. Sci. Engng.*, Vol. 82, pp. 243-259.

(9) Lee, K. B. and Jang, H. C., 1997, "A numerical prediction on the turbulent flow in closely spaced bare rod arrays by a nonlinear k-e model," *Nucl. Engng. and Des.*, Vol. 172, pp. 351-357.

(10) Lemos, M. J. S. and Asato, M., 2002, "Simulation of axial flow in a bare rod bundle using a non-linear turbulence model with high and low Reynolds approximations," *10th International Conference on Nuclear Engineering*, Arlington, VA, USA, April 14-18.

(11) In, W. K., Oh, D. S. and Chun, T. H., 2003, "Simulation of turbulent flow in rod bundles using eddy viscosity models and the Reynolds stress model," *The 10th Int'l. Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics(NURETH-10),* Seoul, Korea, October 5-9.

(12) In, W. K., Chun, T. H., Myong, H. K. and Ko, K., 2003, "CFD simulation of axial turbulent flow in a triangular rod bundle," *The 5th Asian Computational Fluid Dynamics,* Busan, Korea, October 27-30.

(13) Speziale, C. G., 1987, "On Non-linear k-l and k-e models of Turbulence," *J. Fluid Mech.*, Vol. 178, pp. 459-475.

(14) Launder, B. E., Reece, G. J. and Rodi, W., 1975, "Progress in the development of a Reynolds stress turbulence model," *J. of Fluid Mech.*, Vol. 68, pp. 537-566.

(15) Launder, B. E. and Spalding, D. B., 1974, "The numerical computation of turbulent flows," *Computational Methods in Applied Mech. and Engng.*, Vol. 3, pp. 269-289.

(16) Shih, T. H., Zhu J. and Lumley J. L., 1993, "A realizable Reynolds stress algebraic equation model," *NASA Tech. Memo* 105993.

(17) Craft, T. J., Launder, B. E. and Sugar, K., 1996, "Development and application of a cubic eddy-viscosity model of turbulence," *Int. J. Heat and Fluid Flow*, Vol. 17, pp. 108-115.

(18) Speziale, C. G., Sarkar, S. and Gatski, T. B., 1991, "Modelling the pressure-strain correlation of turbulence: an invariant dynamical systems approach," *J. Fluid Mechanics*, Vol. 277, pp. 245-272.

(19) CFX Ltd., 2001, CFX-4.4: Solver, Oxfordshire, United Kingdom.

(20) CFX Ltd., 2003, CFX-5.6: Solver, Oxfordshire, United Kingdom.