2003 춘계학술발표회 논문집
한국원자력학회

비등방 난류모델을 이용한 봉다발 난류유동의 수치실험

Numerical Experiment of Turbulent Flow in a Rod Bundle using Anisotropic Turbulence Models

인왕기, 오동석, 전태현
한국원자력연구소, 대전광역시 유성구 덕진동 150
명현국
국민대학교, 서울특별시 성북구 정릉동 861-1

요 약

다양한 비등방 난류모델을 이용하여 봉다발 부수로 난류유동의 특성에 대한 수치실험을 수행하였다. 본 연구에서 이용한 비등방 난류모델은 비선형 2차(quadratic) 및 3차(cubic) $k-e$ 모델과 미분형 레이놀즈 응력 모델이다. 수치실험을 위한 유동은 삼각형 및 사각형 봉다발의 완전발달 난류유동이다. 봉다발 부수로의 비등방 난류특성에 의한 2차유동은 비등방 난류모델에 의해 잘 예측되었으나 난류모델의 종류에 따라 크기는 다르게 나타났다. 비등방 난류모델은 표준 $k-e$ 모델에 비해 정확도가 향상된 주유동방향의 속도와 벽 전단응력의 분포를 보였으나 비등방 모델에 따른 차이도 뚜렷하게 나타났다. 봉다발 난류구조의 경우 일부 비등방 난류모델이 유로가 넓은 영역에서는 각 방향 난류강도의 변화를 비교적 잘 나타냈으나 봉과 봉 사이의 협소한 유로영역에서의 매우 높은 원주방향 난류강도의 특성을 잘 예측하였지 못하였다.

Abstract

Numerical experiment of turbulent flow in a rod bundle using various anisotropic turbulence models has been performed. The anisotropic models used in this study are non-linear quadratic and cubic $k-e$ models, and differential Reynolds stress model(RSM). The numerical experiment was conducted for fully developed turbulent flow in triangular and square rod bundles. The anisotropic models predicted the turbulence-driven secondary flow in the subchannel of rod bundle well but showed large difference in the magnitude depending on the model. They resulted in more accurate distributions of mean axial velocity and wall shear stress than standard $k-e$ but their large differences were also noted. As for turbulence structure in the rod bundle, turbulence intensities in axial, radial and azimuthal directions were reasonably predicted in large flow region, but the very high azimuthal intensity in rod-gap region could not be predicted by any anisotropic model.

1. 서 론

대부분의 원자로에 장전되는 핵연료다발은 사각형 또는 삼각형 배열의 긴 실린더형 연료봉으로 구성되어 있다. 냉각수는 연료봉 사이로 형성된 유로인 "부수로"를 따라 흐른다. 부수로의 단면 형상은 원형이 아니므로 원형관의 난류유동과는 다른 특성을 나타내는 것으로 알려져 있다. 따라서 봉다발 부수로의 난류유동 특성에 대한 정확한 이해는 연료봉과 냉각수 사이의 열전달과 핵연료다발의 열수력적 성능을 분석하는데 중요하다. 따라서 형상이 비교적 단순한 단순지지 봉다발의 난류유동 구조에 대한 연구가 많이 수행되었다. Carajilescov-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 비등방성(anisotropy)에 대한 분석과 함께 큰 에디(large eddy) 운동에 의한 거시적 유동 맥동(flow pulsation) 현상의 중요성도 강조하였다. 이러한 난류구조의 복잡성으로 인해 봉다발 난류유동에 대한 수치해석 연구는 많지 않은 편이다. Slagter[7]는 1-방정식 난류모델을 이용한 봉다발 난류유동에 대한 유한요소 해석결과를 발표하였다. Lee-Jang[8] 및 Lemos-Asato[9]는 비선형 에디 점성계수(eddy viscosity) 모델을 이용하여 삼각형 봉다발에 대한 수치모사 결과를 제시하였다. 인왕기 등[10]은 비등방 난류모델을 범용 전산유체역학(CFD) 코드와 연계하여 수치해석을 수행함으로써 다양한 비등방 난류모델을 이용한 봉다발 난류유동의 전산해석 기반을 마련하였다.

본 연구는 봉다발 난류유동에 대한 수치해석 결과의 적절성을 평가하기 위해 다양한 비등방 난류모델을 이용하여 수치해석 실험을 수행하였다. 수치실험에 사용된 비등방 난류모델은 Speziale[11], Myong-Kasagi[12], Shih *et al.*[13] 등이 제안한 비선형 Quadratic $k-e$ 모델과 Craft *et al.*[14]이 제안한 비선형 Cubic $k-e$ 모델 및 Launder-Reece-Rodi(LRR)의 레이놀즈 응력모델(RSM)[15]이다. 본 수치실험에서는 Carajilescov-Todreas[1]의 삼각형 봉다발 난류유동과 Hooper-Wood[5]의 사각형 봉다발 난류유동 실험을 각각 대상으로 하였다.

2. 비등방 난류모델

Launder와 Spalding[16]의 표준 $k-e$ 모델은 난류에 대한 에디 점성계수 가정을 이용하여 다음과 같은 난류에너지 k와 난류소산율 e에 대한 전달방정식을 사용한다.

$$r\frac{\partial k}{\partial t}+rU_j\frac{\partial k}{\partial x_j}=t_{ij}\frac{\partial U_i}{\partial x_j}-re+\frac{\partial}{\partial x_i}\left(\left(m+m_t/s_k\right)\frac{\partial k}{\partial x_j}\right), \tag{1}$$

$$r\frac{\partial e}{\partial t}+rU_j\frac{\partial e}{\partial x_j}=C_{e1}\frac{e}{k}t_{ij}\frac{\partial U_i}{\partial x_j}-C_{e2}r\frac{e^2}{k}+\frac{\partial}{\partial x_i}\left(\left(m+m_t/s_e\right)\frac{\partial e}{\partial x_j}\right), \tag{2}$$

여기서 t_{ij}는 레이놀즈 응력 텐서이며 아래와 같이 표현된다.

$$t_{ij} = -r\overline{u_i'u_j'} = m_t\left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i}\right) - \frac{2}{3}rkd_{ij} \tag{3}$$

$$m_t = rC_m\frac{k^2}{e}. \tag{4}$$

표준 $k-e$ 모델의 상수 값은 다음과 같다.

$$C_m = 0.09,\ C_{e1} = 1.44,\ C_{e2} = 1.92,\ s_k = 1.0,\ s_e = 1.3 \tag{5}$$

표준 $k-e$ 모델의 등방성(isotropy) 가정을 개선하기 위해 비선형 Quadratic 및 Cubic 레이놀즈 응력 관계식이 다음과 같이 제안되었다.

$$r\overline{u_i'u_j'} = -m_tS_{ij} + \frac{2}{3}rkd_{ij} + C_1m_t\frac{k}{e}\left(S_{ik}S_{kj} - \frac{1}{3}S_{kl}S_{kl}d_{ij}\right) + C_2m_t\frac{k}{e}\left(\Omega_{ik}S_{kj} + \Omega_{jk}S_{ki}\right) + C_3m_t\frac{k}{e}\left(\Omega_{ik}\Omega_{jk} - \frac{1}{3}\Omega_{lk}\Omega_{lk}d_{ij}\right) \tag{6}$$

$$\begin{aligned} r\overline{u_i'u_j'} = & -m_tS_{ij} + \frac{2}{3}rkd_{ij} + C_1m_t\frac{k}{e}\left(S_{ik}S_{kj} - \frac{1}{3}S_{kl}S_{kl}d_{ij}\right) + C_2m_t\frac{k}{e}\left(\Omega_{ik}S_{kj} + \Omega_{jk}S_{ki}\right) \\ & + C_3m_t\frac{k}{e}\left(\Omega_{ik}\Omega_{jk} - \frac{1}{3}\Omega_{lk}\Omega_{lk}d_{ij}\right) + C_4m_t\frac{k^2}{e^2}\left(S_{ki}\Omega_{lj} + S_{kj}\Omega_{li}\right)S_{kl} \\ & + C_5m_t\frac{k^2}{e^2}\left(\Omega_{il}\Omega_{lm} + S_{il}l\Omega_{lm}\Omega_{mj} - \frac{2}{3}S_{lm}\Omega_{mn}\Omega_{nl}d_{ij}\right) + C_6m_t\frac{k^2}{e^2}S_{ij}S_{kl}S_{kl} + C_7m_t\frac{k^2}{e^2}S_{ij}\Omega_{kl}\Omega_{kl} \end{aligned} \tag{7}$$

여기서

$$S_{ij} = \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i}\right),\ \ \Omega_{ij} = \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} - \frac{\partial U_j}{\partial x_i}\right) - e_{ijk}\Omega_k \tag{8}$$

이며 Ω_k 는 좌표축의 회전율을 나타낸다. Table 1은 여러 가지 비선형 Quadratic 모델의 실험상수를 보여주며 비선형 Cubic 모델상수는 아래와 같다.

$$\begin{gathered} C_m = \frac{0.3}{1 + 0.35\left(\max\left(S,\Omega\right)\right)^{1.5}} \times \left(1 - \exp\left[\frac{-0.36}{\exp\left(-0.75\max\left(S,\Omega\right)\right)}\right]\right), \\ C_1 = -0.1,\ C_2 = 0.1,\ C_3 = 0.26,\ C_4 = -10C_m^2,\ C_5 = 0,\ C_6 = -5C_m^2,\ C_7 = 5C_m^2 \end{gathered} \tag{9}$$

Table 1. 비선형 Quadratic $k-e$ 모델상수

Model	C_m	C_1	C_2	C_3
Speziale(1987)	0.09	-0.1512	0.0	0.0
Myong and Kasagi(1990)	0.09	0.275	0.2375	0.05
Shih et al.(1993)	$\frac{2/3}{1.25 + S + 0.9\Omega}$	$\frac{0.75/C_m}{1000 + S^3}$	$\frac{3.8/C_m}{1000 + S^3}$	$\frac{4.8/C_m}{1000 + S^3}$

여기서 S 와 Ω 는 각각 변형률(strain rate)과 와도(vorticity)를 나타낸다.

Launder-Reece-Rodi는 Navier-Stokes 방정식으로부터 각각 레이놀즈 응력에 대한 미분 방정식을 유도한 레이놀즈 응력 모델(RSM)을 제안하였다. 비압축성 유체의 레이놀즈 응력 텐서 t_{ij} 와 난류소산율 e 에 대한 미분 방정식은

$$\frac{\partial t_{ij}}{\partial t}+U_k\frac{\partial t_{ij}}{\partial x_k}=-t_{ik}\frac{\partial U_j}{\partial x_k}-t_{jk}\frac{\partial U_i}{\partial x_k}+\frac{2}{3}red_{ij}-\Pi_{ij}+C_s\frac{\partial}{\partial x_k}\left(\frac{k}{e}\left(t_{im}\frac{\partial t_{jk}}{\partial x_m}+t_{jm}\frac{\partial t_{ik}}{\partial x_m}+t_{km}\frac{\partial t_{ij}}{\partial x_m}\right)\right) \tag{10}$$

$$r\frac{\partial e}{\partial t}+rU_j\frac{\partial e}{\partial x_j}=C_{e1}\frac{e}{k}t_{ij}\frac{\partial U_i}{\partial x_j}-C_{e2}r\frac{e^2}{k}-C_e\frac{\partial}{\partial x_k}\left(\frac{k}{e}t_{km}\frac{\partial e}{\partial x_m}\right) \tag{11}$$

이며 여기서 Π_{ij} 는 압력-변형률 항으로 LRR 모델[15]과 Rotta 모델[17]을 이용하며 벽면의 영향을 고려한 벽반(wall reflection) 항은 다음과 같다.

$$\Pi_{ij}^{(w)}=\left\{0.125\frac{e}{k}\left(t_{ij}+\frac{2}{3}rkd_{ij}\right)-0.015\left(P_{ij}-D_{ij}\right)\right\}\frac{k^{3/2}}{en} \tag{12}$$

여기서

$$P_{ij}=t_{im}\frac{\partial U_j}{\partial x_m}+t_{jm}\frac{\partial U_i}{\partial x_m},\quad D_{ij}=t_{im}\frac{\partial U_m}{\partial x_j}+t_{jm}\frac{\partial U_m}{\partial x_i} \tag{13}$$

이며 n은 벽면으로부터 수직거리이다. RSM(LRR)의 상수 값은 아래와 같다.

$$C_1=1.8, C_2=0.60, C_s=0.11, C_e=0.18 \tag{14}$$

3. 수치해석

3.1 계산격자 및 경계조건

삼각형 봉다발과 사각형 봉다발 부수로의 완전발달 난류유동을 각각 수치실험하였다. 삼각형 봉다발은 Fig. 1에서와 같이 Carajilescov-Todreas[1]의 유동실험에 사용한 것이며 봉 직경(D)에 대한 봉 간격(P)의 비(P/D)는 1.123이다. Figure 2는 Hooper-Wood[5]의 실험에 사용된 2x3 사각형 봉다발을 나타내며 P/D는 1.107이다. 유동의 대칭성을 이용하여 삼각형 봉다발 부수로의 1/6과 사각형 봉다발 부수로의 1/8을 각각의 CFD 해석영역으로 설정하였다. 즉, 부수로 중심선과 대칭선(diagonal) 및 부수로 사이(gap) 경계선에서 각각 대칭(symmetry) 경계조건을 사용하였으며 봉 표면에서는 점착(no-slip) 조건을 설정하였다. 주유동방향으로 완전발달 유동을 모의한 것이므로 각 유동 단면에서의 2차원 유동계산을 수행하였다.

경계면을 따른 좌표계를 이용하여 형상을 만들고 계산격자를 생성하였다. 본 계산에 사용된 격자는 반경방향과 원주방향으로 각각 25 x 45(삼각형 봉다발) 및 25 x 50(사각형 봉다발)이다. 벽면과 인접한 격자의 무차원 벽 거리(y_w^+)는 각각 15-20(삼각형 봉다발)과 20-50(사각형 봉다발)으로 나타났다.

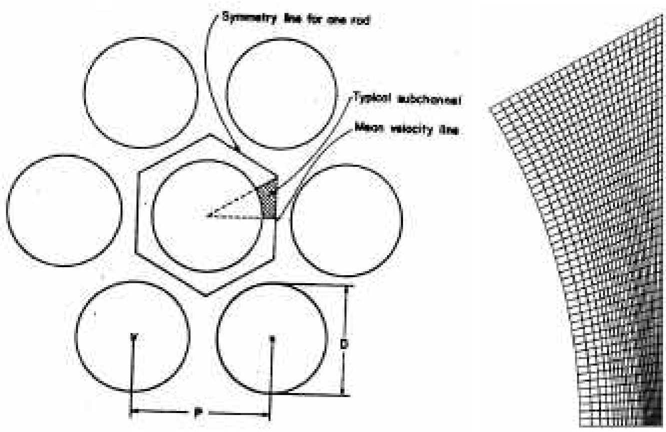


Figure 1. 삼각형 봉다발 부수로의 계산영역 및 격자(25 x 45)

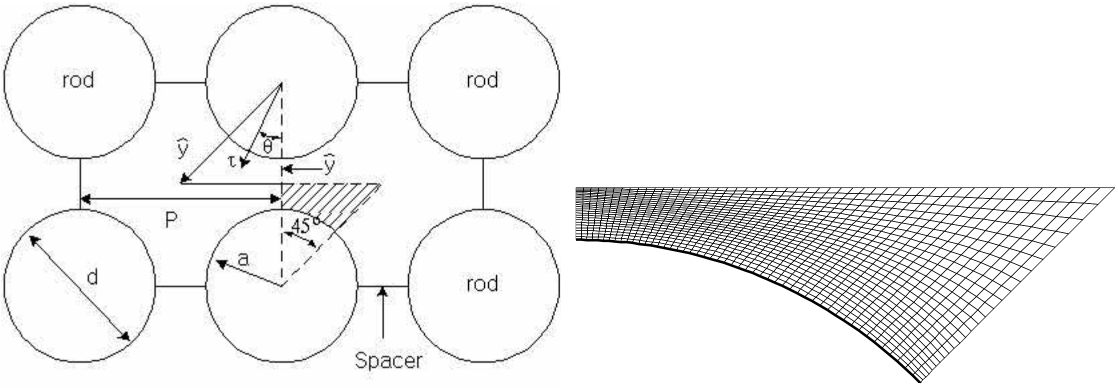


Figure 2. 사각형 봉다발 부수로의 계산영역 및 격자(25 x 50)

3.2 수치해석 방법

다양한 비등방 난류모델을 이용한 수치실험을 위해 각 난류모델을 범용 CFD 코드인 CFX-4[18]와 연계하여 사용하였다. 즉, 비선형 $k-e$ 모델이 CFX-4 코드에 포함되어 있지 않으므로 CFX-4 코드의 관련 서브루틴를 수정하고 비등방 모델의 서부루틴을 추가하였다. 속도와 압력 방정식의 해는 기존의 SIMPLE 해법을 개선한 SIMPLEC 해법을 이용하였다. 선형화된 압력 보정식은 대수 다중격자 방식을 이용하여 효율적으로 계산하였으며 유한차분도식은 하이브리드 도식을 사용하였다.

벽면 근처의 난류는 벽함수(wall function)를 사용하여 계산하였다. 하향완화(under-relaxation) 방법을 이용하여 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. 봉다발 평균유속(Uo)과 수력직경을 기준으로 계산된 레이놀즈수는 각각 27000(삼각형 봉다발)과 207600(사각형 봉다발)이다.

4. 결과 및 검토

4.1 삼각형 봉다발

Figure 3은 비등방 난류에 의한 2차유동을 보여주는 속도벡터이다. 비등방 난류모델들은 모두 부수로 중앙으로부터 유로가 좁은 Gap 영역으로 흐르는 2차유동을 잘 예측하고 있다. 2차유동 속도의 최대 크기는 각각 봉다발 평균유속의 0.8%(Speziale), 0.6%(Myong-Kasagi), 0.1%(Shih et al.), 0.15%(Cubic) 및 1.3%(RSM)로 나타났다. Carajilescov-Todreas는 측정자료를 분석하여 2차유동의 최대속도가 0.67%라고 보고한 바 있다. 따라서 Speziale 모델과 Myong-Kasagi 모델이 실험결과에 가까운 2차유동의 크기를 예측하는 반면에 Shih et al. 모델과 Cubic 모델은 매우 작은 예측치를 보이고 있음을 알 수 있다. 또한 미분형 레이놀즈 응력모델인 RSM(LRR)은 측정결과보다 높은 예측결과를 보였다.

Figure 4는 본 연구에서 계산된 주유동방향의 속도분포를 측정결과 및 MOSA3D 코드[19]의 계산결과와 비교한 것이다. Shih 등의 Quadratic $k-e$ 모델과 Craft 등의 Cubic $k-e$ 모델은 표준 $k-e$ 모델과 유사한 부수로 Gap 영역으로 갈수록 유속이 급격히 감소하는 속도분포를 보이고 있다. Speziale과 Myong-Kasagi의 Quadratic $k-e$ 모델은 측정결과에 보다 가까운 예측결과를 보이고 있으나 Gap 영역에서 다소 낮은 속도를 나타내고 있다. 본 연구에서 사용한 수정 범용 CFD 코드 결과와 MOSA3D의 결과는 잘 일치하는 것을 알 수 있다. 한편, RSM(LRR)은 비등방 $k-e$ 모델들에 비해 Gap 영역의 속도분포를 보다 정확하게 예측하고 있으나 부수로 중앙에서는 측정결과보다 낮은 속도분포를 나타내고 있다.

Figure 5는 난류에너지 분포를 측정결과와 비교한 것으로 부수로 중앙과 Gap 사이에서 국소적인 최대값를 나타내고 봉표면으로 갈수로 증가하는 특성을 모든 난류모델이 잘 예측하고 있다. 표준 $k-e$ 모델과 Cubic $k-e$ 모델은 매우 유사한 예측결과를 보이고 있으며 측정치에 비해 다소 높은 예측결과를 나타낸다. Shih 등의 Quadratic $k-e$ 모델은 Cubic $k-e$ 모델과 비슷한 결과를 나타냈다. Speziale의 Quadratic $k-e$ 모델은 난류에너지 분포를 보다 정확하게 예측하는 것을 알 수 있으며 Myong-Kasagi 모델도 Speziale 모델과 유사한 분포를 나타냈다. RSM(LRR)은 측정치에 비해 다소 높은 난류에너지 분포를 보이고 있으며 부수로 중앙과 Gap 중앙 사이의 변화도 크지 않은 것을 알 수 있다.

Figure 6은 봉 표면을 따른 벽 전단응력의 분포를 비교한 것으로 부수로 Gap(θ=0)에서 대각선 영역(θ=30)으로 갈수록 증가하는 경향을 나타내고 있다. Shih 등의 Quadratic $k-e$ 모델과 Cubic $k-e$ 모델은 거의 동일한 분포를 보이고 있으며 표준 $k-e$ 모델에 비해 다소 개선된 결과를 나타내고 있다. Speziale과 Myong-Kasagi의 Quadratic $k-e$ 모델은 모두 측정결과와 매우 유사한 예측결과를 보이고 있으나 θ=25 부근에서 최대치가 발생하는 것을 알 수 있다. RSM(LRR)의 예측결과도 측정결과와 비교적 잘 일치하고 있으나 θ=25 부근에서 최대값이 나타나고 빠르게 감소하여 부수로 대칭점(θ=30)에서 측정치와 다소 큰 차이를 나타내고 있다.

4.2 사각형 봉다발

Figure 7은 비선형 Quadratic/Cubic $k-e$ 모델과 RSM(LRR)에 의해 예측된 부수로 단면의 2차유동을 보여준다. 봉다발 부수로 난류유동의 비등방 특성으로 인해 삼각형 봉다발의 경우와 같이 부수로 중심에서 Gap 쪽으로 2차유동이 발생하는 것을 알 수 있다. 2차유동의 최대속도는 각각 봉다발 평균유속의 1.1%(Speziale), 0.9%(Myong-Kasagi), 0.18%(Cubic)와 2.2%(RSM)로 나타났다. Shih 등의 Quadratic 모델은 Cubic 모델과 비슷한 크기의 2차유동을 예측하였다. 지금까지 알려진 봉다발 부수로 2차유동의 실험자료는 앞에서 언급한 바와 같이 Carajilescov-Todreas[1)]가 삼각형 봉다발(P/D=1.123)의 경우 최대속도가 0.67%이며 Vonka[2)]는 삼각형 봉다발(P/D=1.3)에 대한 실험을 통해 2차유동의 평균속도가 약 0.2%라고 보고하였다. 즉 2차유동의 크기는 봉 사이의 간격에 따라 변하는 것을 알 수 있다. 본 계산은 P/D=1.107인 봉다발에 대한 결과이므로 Speziale과 Myong-Kasagi의 Quadratic 모델이 2차유동의 크기를 적절하게 예측한 것으로 판단된다.

봉다발 부수로 Gap(θ=0)과 대각선(θ=45)을 따른 평균유동(mean flow)의 주유동방향 속도분포는 Fig. 8에 비교하였다. Cubic 모델은 표준모델에 비해 다소 개선된 결과를 보이고 있으나 Gap에서의 속도를 매우 낮게 예측하고 대각선에서의 속도는 다소 높게 예측하는 것으로 나타났다. Shih 등의 Quadratic 모델도 Cubic 모델과 비슷한 속도분포를 나타냈다. Myong-Kasagi의 Quadratic 모델은(Speziale 모델도 마찬가지임) 표준모델에 비해 현저히 개선된 속도분포를 보이고 있으나 여전히 Gap에서의 속도를 약 10% 낮게 예측하고 있다. 한편, RSM(LRR)은 비선형 $k-e$ 모델에 비해 Gap에서의 속도분포를 보다 정확하게 예측하고 있다.

Figure 9는 봉 표면에서의 벽 전단응력 분포를 비교한 것으로 삼각형 봉다발의 경우와 같이 Gap(θ=0)에서 부수로 안쪽으로 갈수록 전단응력이 증가하는 것을 알 수 있다. Cubic $k-e$ 모델은 표준 $k-e$ 모델에 비해 다소 개선된 결과를 나타내고 있으나 측정결과와 큰 차이를 보이고 있다(Shih 등의 Quadratic 모델도 동일함). Speziale과 Myong-Kasagi의 Quadratic $k-e$ 모델은 보다 정확한 예측결과를 보이고 있으나 측정값보다 Gap에서 약 15% 낮고 약 θ=37에서 최대값이 나타났다. RSM(LRR)의 예측결과는 Gap에서 전단응력을 5% 이내로 측정결과와 일치하고 있으나 θ=30 부근에서 최대값이 나타나고 서서히 감소하여 부수로 대칭점(θ=45)에서 측정값보다 다소 낮은 값을 보이고 있다.

Figure 10은 부수로 Gap에서 봉 표면으로부터 Gap 중앙으로의 난류강도의 변화를 보여준다. 기호 u', v', w' 은 각각 주유동방향, 반경방향 및 원주방향의 난류강도를 나타내고 u_t 는 국소 마찰속도를 의미한다. 모든 난류모델이 실험결과에 비해 주유동방향과 원주방향의 난류강도를 현저히 낮게 예측하고 있음을 알 수 있다. 특히 측정된 원주방향의 난류강도는 주유동방향의 난류강도보다도 크다. Speziale 모델은 주유동방향과 반경방향의 난류강도를 비슷하게 예측하고 원주방향의 난류강도(w')를 다소 크게 예측하였으나 측정결과보다는 매우 낮은 것을 알 수 있다. Myong-Kasagi 모델은 주유동방향의 난류강도(u')를 다른 방향의 난류강도보다 현저히 크게 예측하고 있으며 Gap 중앙으로 갈수록 급격히 감소하였다. 원주방향의 난류강도가 반경방향의 난류강도(v')보다 다소 크게 예측되었다. Cubic 모델은 주유동방향의

난류강도를 다소 크게 예측하였으며 원주방향과 반경방향의 난류강도의 차이는 매우 작은 것을 알 수 있다. RSM(LRR)은 주유동방향-원주방향-반경방향의 순서로 난류강도를 현저히 다르게 예측하고 있으며 다른 비등방 $k-e$ 모델에 비해 주유동방향과 원주방향의 난류강도를 다소 높게 예측하였다.

Figure 11은 부수로 대칭점의 봉 표면으로부터 Gap 중앙으로의 난류강도의 변화를 비교한 것이다. Figure 10에 나타낸 부수로 Gap에서의 경우와는 달리 비교적 측정결과와 비슷한 분포를 보이고 있다. Speziale 모델은 주유동방향의 난류강도(u')를 측정결과에 비해 다소 낮게 예측하는 반면에 원주방향과 반경방향의 난류강도는 다소 높게 예측하고 있다. Gap에서의 경우와 같이 원주방향의 난류강도(w')를 가장 크게 예측하였다. Myong-Kasagi 모델은 주유동방향의 난류강도를 측정치보다 높게 예측하고 원주방향과 반경방향의 난류강도는 낮게 예측하는 것으로 나타났다. Cubic 모델은 주유동방향과 원주방향의 난류강도를 측정치보다 낮게 예측하였으며 RSM(LRR)의 예측결과가 실험결과에 가장 가까운 것을 알 수 있다.

Figure 12는 부수로 2차유동의 원동력인 원주방향과 반경방향의 레이놀즈 응력의 차이를 비교한 것이다. 부수로 Gap에서의 예측결과는 실험결과에 비해 현저히 작게 나타났으며 Gap 중앙으로 갈수록 감소하는 예측경향을 보이고 있다. Shih 등의 Quadratic 모델과 Cubic 모델은 매우 작은 레이놀즈 응력의 차이를 나타냈으며 Speziale과 Myong-Kasagi 모델은 다소 큰 레이놀즈 응력의 차이를 비슷하게 예측하였다. RSM(LRR)에 의한 레이놀즈 응력의 차이는 다른 난류모델에 비해 현저히 크게 나타났다. 부수로 대각선에서의 결과는 부수로 중앙으로 갈수록 레이놀즈 응력의 차이가 감소하여 y/y^>0.6 이상에서는 차이가 거의 없는 것으로 나타났다. Gap에서의 경우와 마찬가지로 Speziale과 Myong-Kasagi 모델이 Shih 등의 Quadratic 모델과 Cubic 모델보다 다소 큰 차이를 나타냈으나 실험결과보다는 다소 작은 것을 알 수 있다. RSM(LRR)의 예측결과가 실험결과와 가장 잘 일치하는 것으로 나타났다.

5. 결론

비등방 난류모델을 이용하여 삼각형 및 사각형 봉다발 부수로 난류유동의 특성에 대한 수치실험을 수행하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

1) 비등방 난류모델은 봉다발 부수로의 2차유동을 예측하고 표준 $k-e$ 모델에 비해 개선된 평균유동 속도분포와 벽 전단응력 및 난류구조를 나타낸다.
2) Speziale과 Myong-Kasagi의 Quadratic $k-e$ 모델은 Shih 등의 Quadratic $k-e$ 모델과 Cubic $k-e$ 모델에 비해 현저히 개선된 2차유동의 크기와 평균유동 속도분포 및 벽 전단응력 분포를 예측한다.
3) Myong-Kasagi 모델은 주유동방향의 난류강도를 원주방향의 난류강도보다 크게 예측하고 Speziale 모델은 반대의 경향을 나타냈으나 부수로 단면에 수직한 2차 레이놀즈 응력의 차이는 비슷하다.
4) 미분형 레이놀즈 응력모델(RSM)은 비등방 $k-e$ 모델보다 다소 정확한 봉다발 난류유동

특성을 예측한다.

5) 봉다발 부수로 Gap 영역에서의 매우 높은 원주방향의 난류특성을 예측하기 위해서는 새로운 난류모델의 개발이 필요하다.

후기

본 연구는 과학기술부 원자력 중장기연구개발사업의 일환으로 이루어졌으며 이에 대하여 관계자 여러분께 감사드립니다.

기호설명

U	평균유동의 주유동방향 속도
U_o	봉다발 평균 유속
u_t	국소 마찰 속도(frictional velocity)
y	벽면으로부터의 거리
$y^{\wedge}$, $\hat{y}$	봉 표면으로부터 부수로 중심까지의 수직거리
d_{ij}	kronecker delta
m_t	에디 점성계수
r	유체 밀도
s_k, s_e	난류 Prandtl 수
q	원주방향 각도

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.*, 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.*, 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.*, 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.*, 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.*, 35(2), pp. 567-581.
7) Slagter, W. (1982). "Finite element solution of axial turbulent flow in a bare rod bundle using a one-equation turbulence model," *Nucl. Sci. Engng.*, 82, pp. 243-259.
8) 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.*, 172, pp. 351-357.
9) 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.
10) 인왕기, 오동석, 전태현 (2002). "사각덕트 및 봉다발 부수로 난류유동의 수치해석을 통한 레이놀즈 평균 난류모델의 평가," 추계 학술발표회 논문집, 한국원자력학회.
11) Speziale C. G. (1987). "On Non-linear k-l and k-e models of Turbulence," *J. Fluid Mech.*, 178, pp. 459-475.
12) Myong H. K. and Kasagi N. (1990) "Prediction of anisotropy of the near wall turbulence with an anisotropic low-Reynolds-number k-e turbulence model," *Trans. ASME J. Fluids. Eng.*, 112, pp. 521-524.
13) Shih T. H., Zhu J. and Lumley J. L. (1993). "A realizable Reynolds stress algebraic equation model," *NASA Tech. Memo* 105993.
14) 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*, 17, pp. 108-115.
15) Launder B. E., Reece G. J. and Rodi W. (1975). "Progress in the development of a Reynolds stress turbulence model," *J. of Fluid Mech.*, 68, pp. 537-566.
16) Launder, B. E. and Spalding, D. B. (1974). "The numerical computation of turbulent flows," *Computational Methods in Applied Mech. and Engng.*, 3, pp. 269-289.
17) Rotta, J. C., (1972). Turbulente Stromungen. B.G. Teubner, Stuttgart.
18) AEA Technology (2001). CFX-4.4, Oxfordshire, UK.
19) 명현국, (2002), "정렬격자계를 사용하는 3차원 대류열전달 해석프로그램 개발," 기계의 날 선포 및 2002년도 기계관련 연합심포지움 논문집 (대한기계학회편), pp.2614-2619.

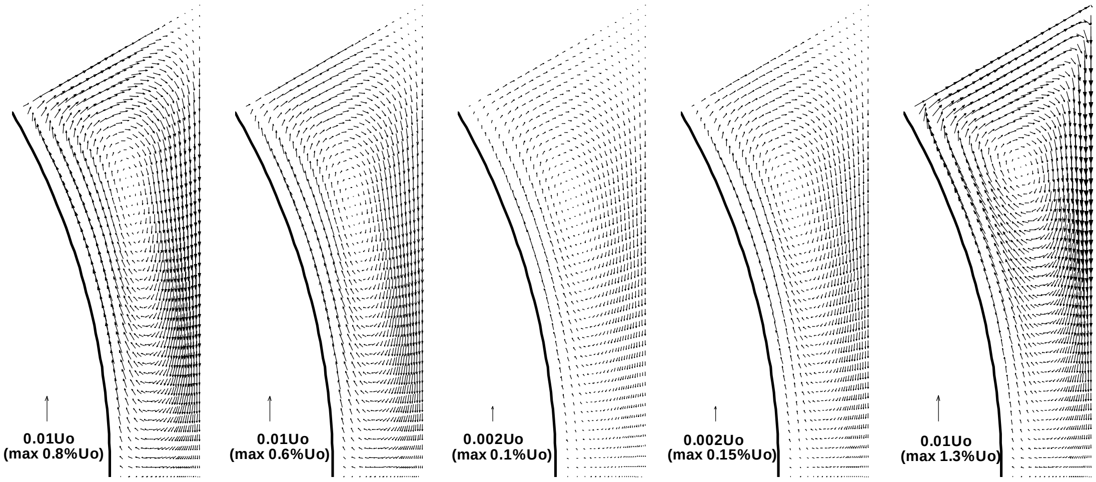


Figure 3. 삼각형 봉다발 부수로의 비등방 난류에 의한 2차유동 속도벡터: (왼쪽부터) Speziale, Myong-Kasagi, Shih et al., Cubic(Craft et al.), RSM(LRR)

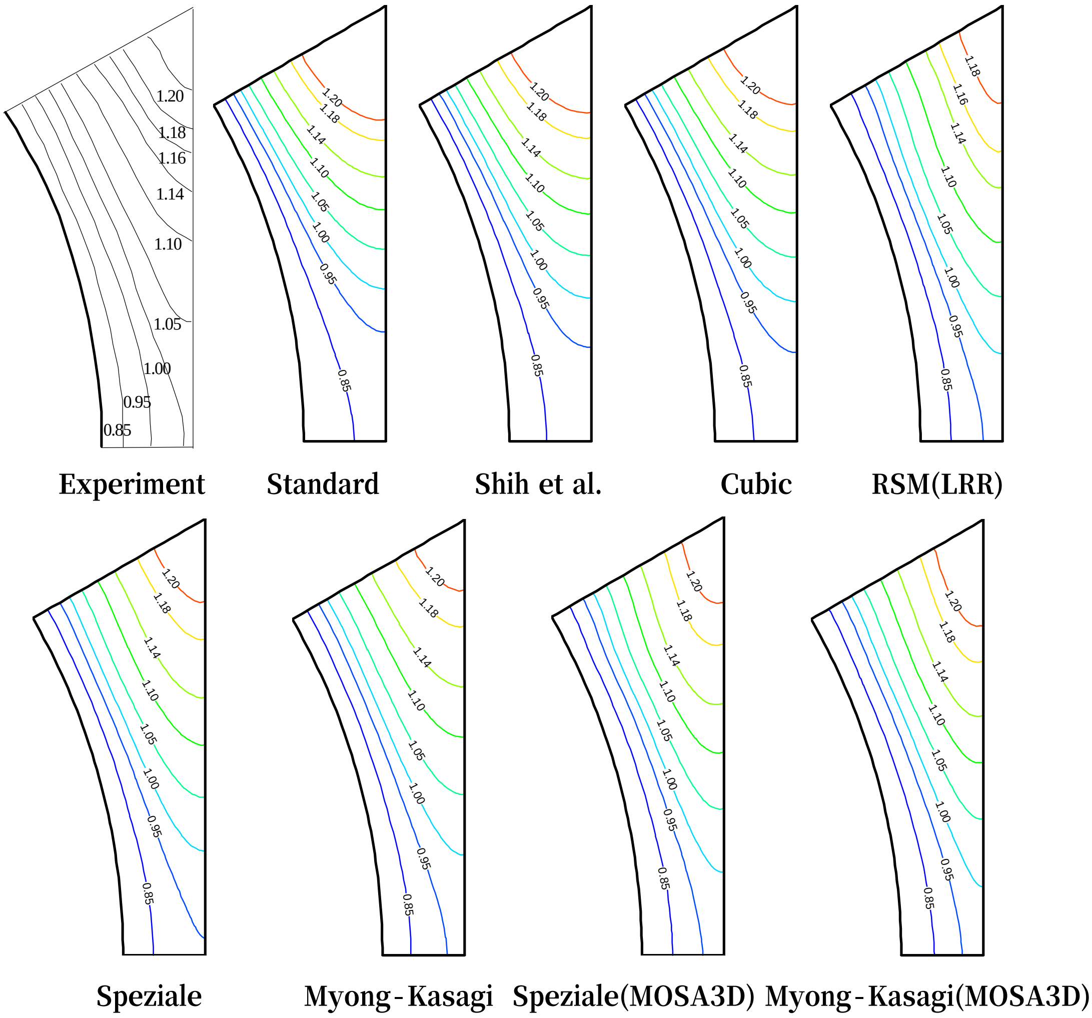


Figure 4. 삼각형 봉다발 부수로의 주유동방향 속도분포(U/Uo)

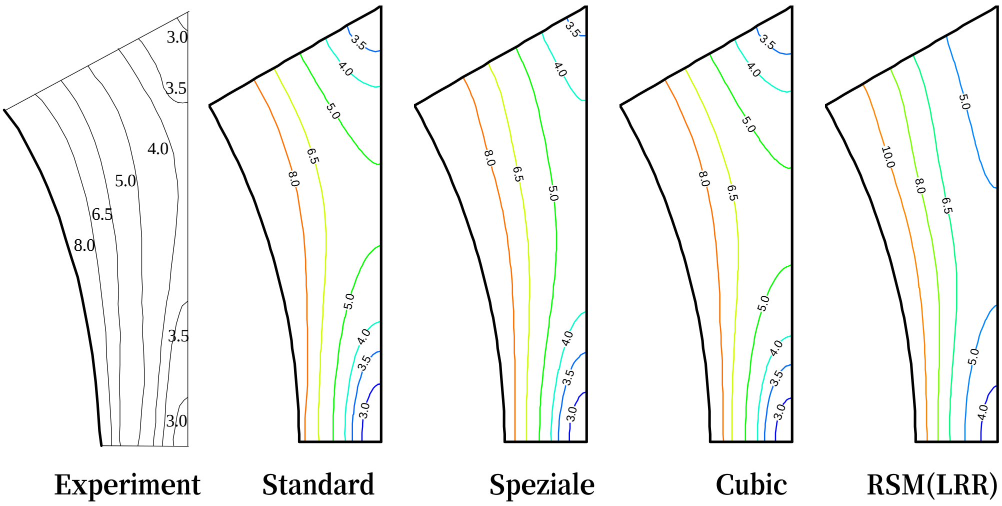


Figure 5. 삼각형 봉다발 부수로의 난류에너지 분포(k/Uo^3x10^3)

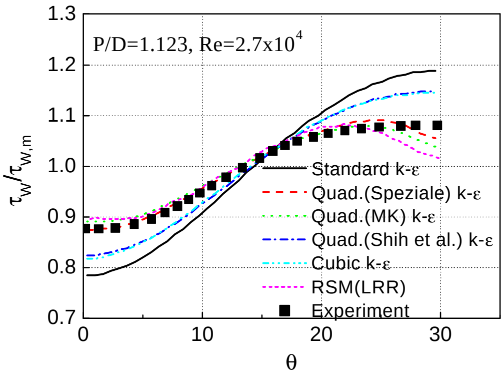


Figure 6. 삼각형 봉다발의 벽 전단응력 분포

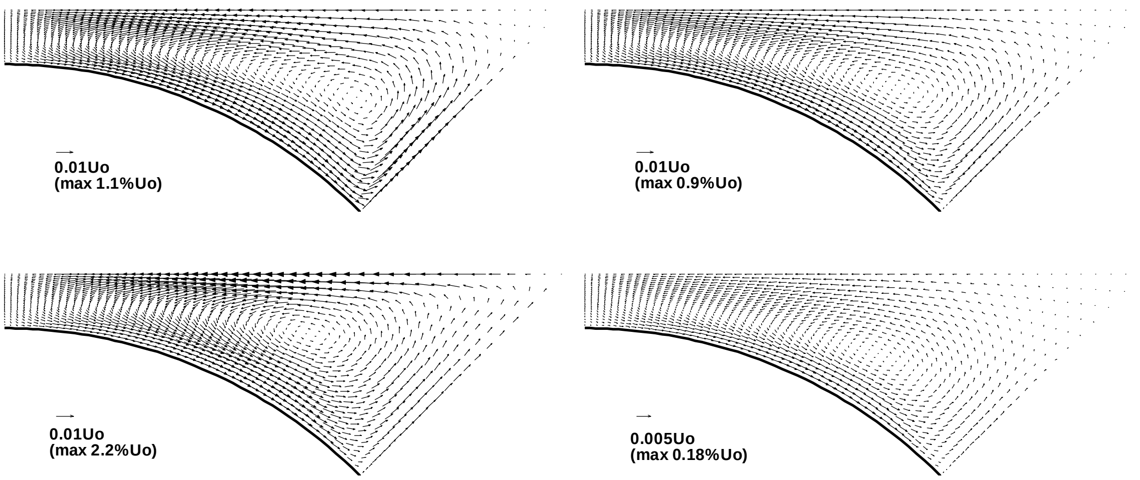
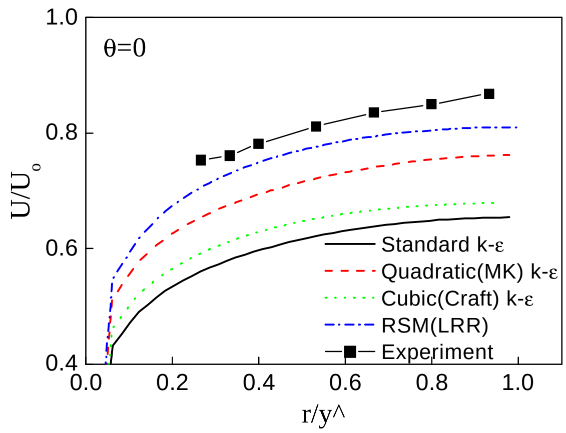


Figure 7. 사각형 봉다발 부수로의 비등방 난류에 의한 2차유동 속도벡터: (왼쪽 위쪽부터 시계방향으로) Speziale, Myong-Kasagi, Cubic(Craft et al.), RSM(LRR)



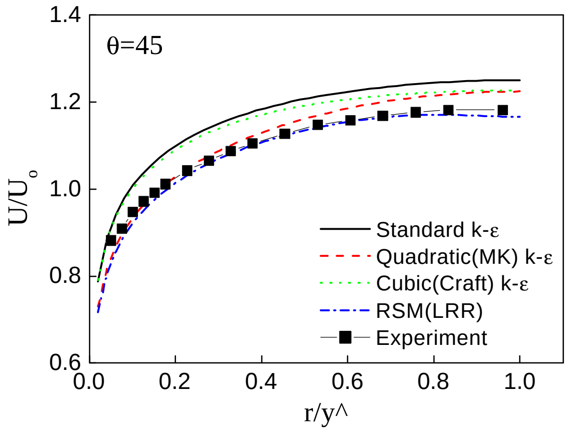


Figure 8. 사각형 봉다발 부수로 Gap(θ=0)과 대각선(θ=45)을 따른 주유동방향 속도분포

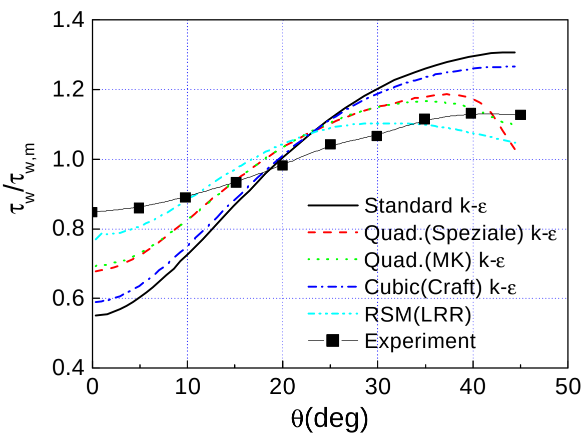


Figure 9. 사각형 봉다발의 벽 전단응력 분포

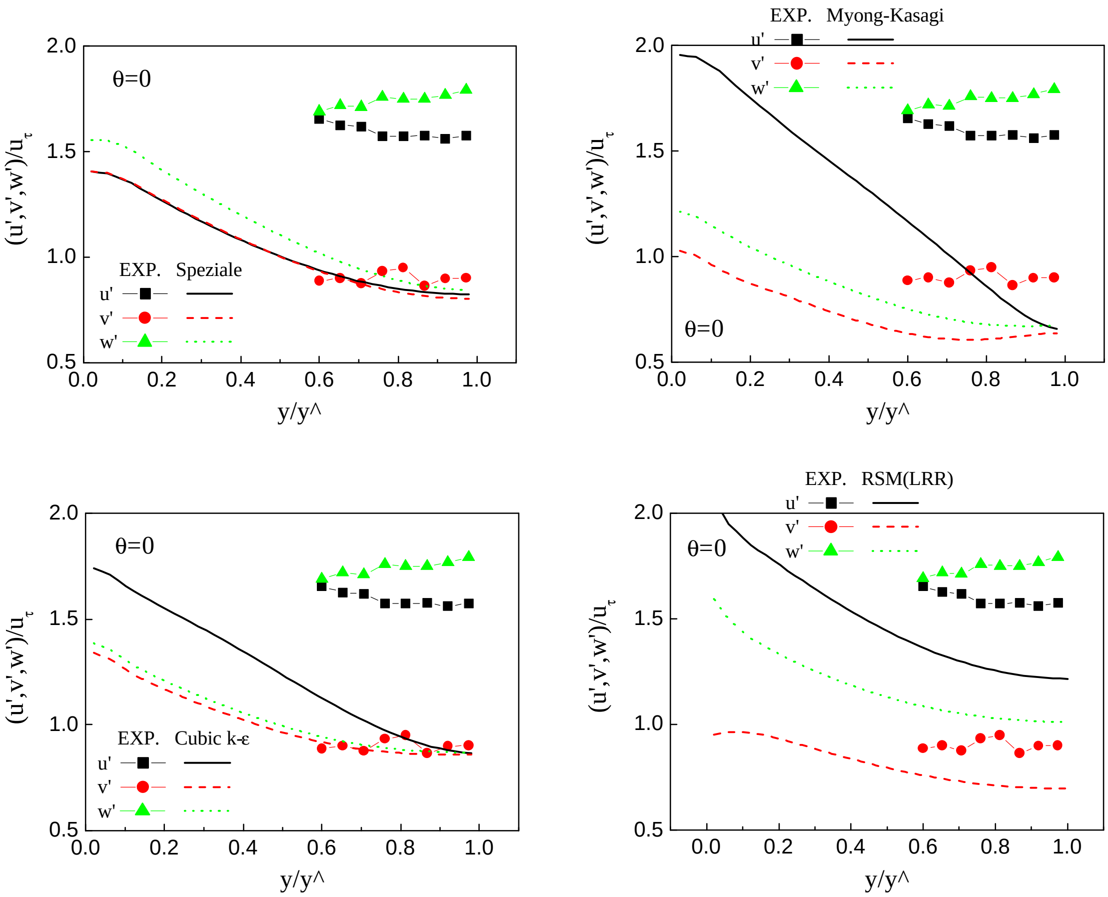


Figure 10. 사각형 봉다발 부수로의 Gap(θ=0)에서의 난류강도 분포

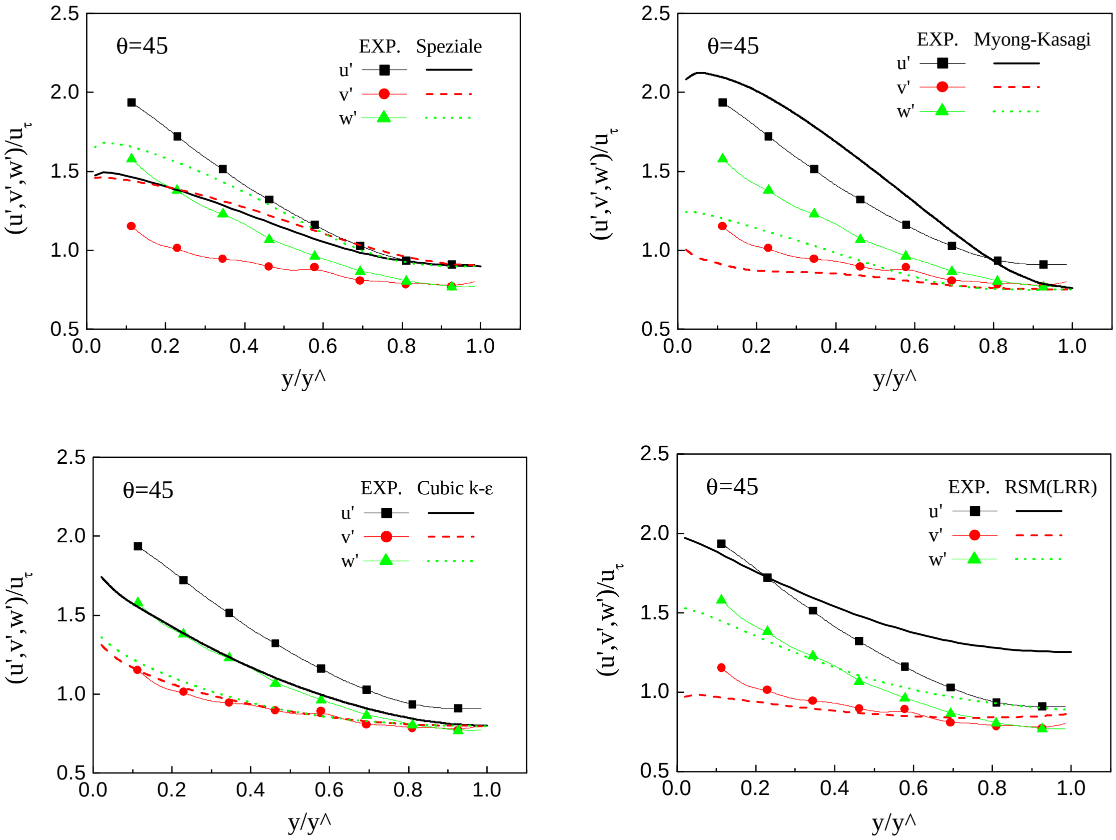


Figure 11. 사각형 봉다발 부수로의 대각선(θ=45)에서의 난류강도 분포

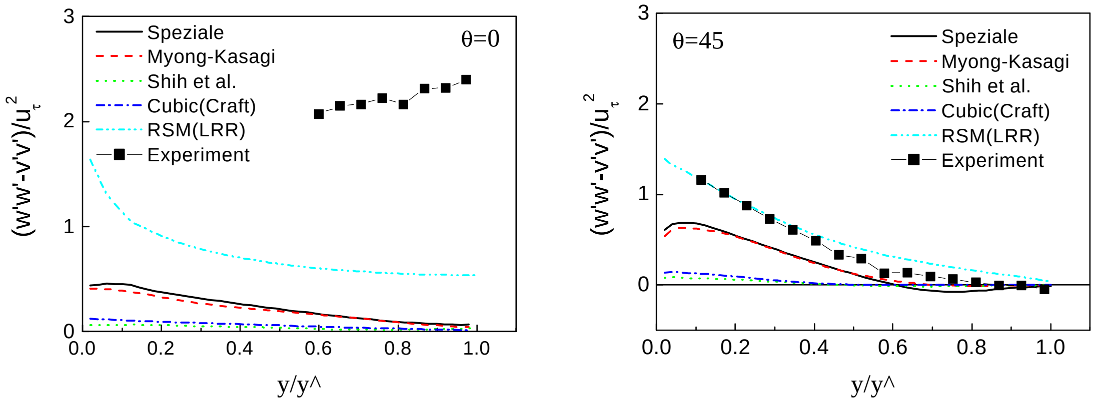


Figure 12. 사각형 봉다발 부수로의 Gap(θ=0)과 대각선(θ=45)에서의 원주방향과 반경방향 레이놀즈 응력의 차이