

사각덕트 및 봉다발 부수로 난류유동의 수치해석을 통한 레이놀즈 평균 난류모델의 평가

Evaluation of RANS Turbulence Models using Numerical Analysis of Turbulent Flows
in a Square Duct and a Bare Rod Bundle

인왕기, 오동석, 전태현
한국원자력연구소
대전광역시 유성구 덕진동 150

요 약

원자로에 장전되는 핵연료다발 난류유동의 정확한 분석을 위하여 공학적으로 응용성이 높은 레이놀즈 평균 난류모델들을 평가하였다. 표준 $k-e$ 모델을 비롯한 비선형 에디 점성계수 모델 및 레이놀즈 응력 모델 등을 이용하여 핵연료다발 난류유동 구조의 특성과 비슷하고 상세 실험자료가 있는 정방형 사각덕트 및 단순지지 봉다발의 난류유동을 분석하였다. 비선형 에디 점성계수 모델은 미약하지만 2차유동 발생 등 표준 $k-e$ 모델에 비해 다소 개선된 결과를 보였으나 실험결과와는 다소 큰 차이를 나타냈다. 벽반 효과를 고려한 레이놀즈 응력 모델은 사각덕트와 봉다발 부수로에 대한 실험결과와 비교적 잘 일치하는 난류유동 구조의 특성(강한 2차유동 및 비등방성 난류)을 나타냈다.

Abstract

Turbulence models based on Reynolds averaged Navier-Stokes equation were evaluated for their use in more accurate prediction of turbulent flow in a nuclear fuel bundle. Since turbulent flows in a square duct and a bare rod bundle show similar feature of turbulence structure and experimental data in detail are available, they were numerically analyzed using non-linear eddy viscosity model(EVM) and differential Reynolds stress model(RSM) as well as standard $k-e$ model. Although the non-linear EVM resulted in slightly better predictions such as secondary flow than the standard $k-e$ model, it showed somewhat large difference from the experimental results. The RSM with the wall reflection effect showed the details of turbulent flow structure(strong anisotropic turbulence and secondary flow) that reasonably agree with the experimental results for both the duct and rod bundle.

1. 서 론

대부분의 원자로에 장전되는 핵연료다발은 정방형 또는 삼각형 배열의 긴 실린더형 연료봉으로

구성되어 있다. 냉각수는 연료봉 사이로 형성된 유로인 "부수로"를 따라 흐르게 된다. 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. Carajilescov와 Todreas¹⁾는 삼각형 봉다발 난류유동에 대한 실험 및 해석적인 연구를 수행하였으며 Vonka²⁾는 삼각형 봉다발 부수로에서 2차유동(secondary flow)의 크기를 처음으로 측정하였다. 정방형 봉다발의 난류유동 구조에 대한 실험적인 연구도 많이 수행되었다.³⁾⁻⁶⁾ 특히 Rehme⁶⁾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. Slagter⁷⁾는 1-방정식 난류모델을 이용한 봉다발 난류유동에 대한 유한요소 해석결과를 발표하였다. Lee와 Jang⁸⁾ 및 Lemos 와 Asato⁹⁾는 비선형 에디 점성계수(eddy viscosity) 모델을 이용하여 삼각형 봉다발에 대한 수치모사 결과를 제시하였다. 그러나 봉다발 난류구조에 대한 수치해석 결과의 적절성을 평가하기 위해 보다 많은 연구가 필요한 실정이다.

이 연구의 주요목적은 핵연료다발 난류유동의 보다 정확한 해석을 위해 다양한 난류모델을 평가하는 것이다. 이를 위하여 공학적으로 널리 이용되고 있는 표준 $k-e$ 모델을 비롯한 비선형 에디 점성계수 모델 및 레이놀즈 응력 모델 등을 사용하여 정방형 사각덕트 및 단순지지 봉다발의 난류유동을 분석하였다. 이러한 유동은 핵연료다발 부수로 난류유동의 특성을 잘 나타내고 실험자료가 풍부하기 때문에 선택하였다. 본 연구의 수치해석을 위해서 범용 전산유체역학(CFD) 코드인 CFX-4¹¹⁾를 사용하였는데 비선형 점성계수 모델이 내장되어 있지 않아 관련 소스(source) 프로그램을 수정하였다.

2. 난류모델

난류유동은 난류구조를 상세하게 분석하기에는 너무 복잡한 비정상 상태의 유동이므로 일반적으로 유동에 대한 운동방정식을 시간평균하여 얻어지는 레이놀즈 방정식을 이용한다. 이러한 레이놀즈 평균 운동(Reynolds averaged Navier-Stokes: RANS) 방정식은 레이놀즈 응력 항을 추가로 포함하고 있다. 따라서 레이놀즈 응력 항에 대한 보조 관계식을 위한 난류모델이 필요하다. 각 난류응력에 대한 모델은 에디 점성계수 모델(eddy viscosity model: EVM)과 2차 모멘트 난류응력 모델(Reynolds stress model: RSM)로 구분할 수 있다. 본 연구에 사용한 난류모델은 에디 점성계수 모델인 표준 $k-e$ 모델, 비선형 2차(quadratic) 및 3차(cubic) $k-e$ 모델과 미분형 레이놀즈 응력 모델이다.

Lauder와 Spalding¹²⁾의 표준 $k-e$ 모델은 난류에 대한 에디 점성계수 가정을 이용하여 다음과 같은 난류에너지 k 와 난류 소산율 e 에 대한 전달 방정식을 사용한다.

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

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

여기서 t_{ij} 는 레이놀즈 응력 텐서이며 아래와 같이 표현된다.

$$t_{ij} = -r \overline{u'_i u'_j} = m_t \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} r k d_{ij} \quad (3)$$

$$m_t = r C_m \frac{k^2}{e}. \quad (4)$$

표준 $k-e$ 모델의 상수 값은 다음과 같다.

$$C_m = 0.09, C_{e1} = 1.44, C_{e2} = 1.92, s_k = 1.0, s_e = 1.3. \quad (5)$$

표준 $k-e$ 모델의 등방성(isotropy) 가정을 삭제하기 위해 Craft 등¹³⁾은 다음과 같은 비선형 quadratic 및 cubic 레이놀즈 응력 관계식을 제시하였다. 비선형 quadratic 모델은

$$r \overline{u'_i u'_j} = -m_t S_{ij} + \frac{2}{3} r k d_{ij} + C_1 m_t \frac{k}{e} \left(S_{ik} S_{kj} - \frac{1}{3} S_{kl} S_{kl} d_{ij} \right) + C_2 m_t \frac{k}{e} (\Omega_{ik} S_{kj} + \Omega_{jk} S_{ki}) + C_3 m_t \frac{k}{e} \left(\Omega_{ik} \Omega_{jk} - \frac{1}{3} \Omega_{lk} \Omega_{lk} d_{ij} \right) \quad (6)$$

여기서

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

이며 Ω_k 는 좌표축의 회전율을 나타낸다. 식 (6)의 4개의 상관식 계수는 다음과 같이 주어진다.

$$C_m = \frac{2/3}{1.25 + S + 0.9\Omega}, C_1 = \frac{0.75/C_m}{1000 + S^3}, C_2 = \frac{3.8/C_m}{1000 + S^3}, C_3 = \frac{4.8/C_m}{1000 + S^3} \quad (8)$$

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

비선형 cubic 레이놀즈 응력 관계식은 다음과 같이 표현된다.

$$\begin{aligned}
r \overline{u'_i u'_j} = & -m_t S_{ij} + \frac{2}{3} r k d_{ij} + C_1 m_t \frac{k}{e} \left(S_{ik} S_{kj} - \frac{1}{3} S_{kl} S_{kl} d_{ij} \right) + C_2 m_t \frac{k}{e} (\Omega_{ik} S_{kj} + \Omega_{jk} S_{ki}) \\
& + C_3 m_t \frac{k}{e} \left(\Omega_{ik} \Omega_{jk} - \frac{1}{3} \Omega_{lk} \Omega_{lk} d_{ij} \right) + C_4 m_t \frac{k^2}{e^2} (S_{ki} \Omega_{ij} + S_{kj} \Omega_{li}) S_{kl} \\
& + C_5 m_t \frac{k^2}{e^2} \left(\Omega_{il} \Omega_{lm} + S_{il} l \Omega_{lm} \Omega_{mj} - \frac{2}{3} S_{lm} \Omega_{mn} \Omega_{nl} d_{ij} \right) + C_6 m_t \frac{k^2}{e^2} S_{ij} S_{kl} S_{kl} + C_7 m_t \frac{k^2}{e^2} S_{ij} \Omega_{kl} \Omega_{kl}
\end{aligned} \quad (9)$$

상관식 계수들의 최적값은 Craft 등에 의해 다음과 같이 결정되었다.

$$C_1 = -0.1, C_2 = 0.1, C_3 = 0.26, C_4 = -10C_m^2, C_5 = 0, C_6 = -5C_m^2, C_7 = 5C_m^2 \quad (10)$$

Launder 등¹⁴⁾은 Navier-Stokes 방정식으로부터 각각 레이놀즈 응력에 대한 미분 방정식을 유도한 레이놀즈 응력 모델(RSM)을 제안하였다. 비압축성 유체의 레이놀즈 응력 텐서 t_{ij} 와 난류 소산율 e 에 대한 미분 방정식은

$$\frac{\partial t_{ij}}{\partial t} + U_k \frac{\partial t_{ij}}{\partial x_k} = -t_{ik} \frac{\partial U_j}{\partial x_k} - t_{jk} \frac{\partial U_i}{\partial x_k} + \frac{2}{3} r e d_{ij} - \Pi_{ij} + C_s \frac{\partial}{\partial x_k} \left(\frac{k}{e} \left(t_{im} \frac{\partial t_{jk}}{\partial x_m} + t_{jm} \frac{\partial t_{ik}}{\partial x_m} + t_{km} \frac{\partial t_{ij}}{\partial x_m} \right) \right) \quad (11)$$

$$r \frac{\partial e}{\partial t} + r U_j \frac{\partial e}{\partial x_j} = C_{e1} \frac{e}{k} t_{ij} \frac{\partial U_i}{\partial x_j} - C_{e2} r \frac{e^2}{k} - C_e \frac{\partial}{\partial x_k} \left(\frac{k}{e} t_{km} \frac{\partial e}{\partial x_m} \right) \quad (12)$$

이며 여기서 Π_{ij} 는 압력-변형률 항으로 Rotta 모델¹⁵⁾과 LRR 모델¹⁴⁾을 이용하며 벽면의 영향을 고려한 벽반(wall reflection) 항은 다음과 같다.

$$\Pi_{ij}^{(w)} = \left\{ 0.125 \frac{e}{k} \left(t_{ij} + \frac{2}{3} r k d_{ij} \right) - 0.015 (P_{ij} - D_{ij}) \right\} \frac{k^{3/2}}{e n} \quad (13)$$

여기서

$$P_{ij} = t_{im} \frac{\partial U_j}{\partial x_m} + t_{jm} \frac{\partial U_i}{\partial x_m}, \quad D_{ij} = t_{im} \frac{\partial U_m}{\partial x_j} + t_{jm} \frac{\partial U_m}{\partial x_i} \quad (14)$$

이며 n 은 벽면으로부터 수직거리이다. LRR RSM의 상수 값은 아래와 같다.

$$C_1 = 1.8, C_2 = 0.60, C_s = 0.11, C_e = 0.18 \quad (15)$$

3. 수치해석

3.1 계산격자 및 경계조건

유동의 대칭성을 이용하여 사각덕트 단면의 1/4과 봉다발 부수로의 1/8을 각각의 계산영역으로 설정하였다. 즉, 사각덕트의 경우 덕트 단면의 중심선과 봉다발 부수로의 경우 부수로 중심선과 1/8 대칭선(diagonal) 및 부수로 사이(gap) 경계선에서 각각 대칭(symmetry) 경계조건을 사용하였으며 덕트 벽면과 봉 표면에서는 점착(no-slip) 조건을 설정하였다. 본 계산은 완전발달 유동이므로 각 유동 단면에서의 2차원 유동계산을 수행하였다. Figure 1과 Figure 2는 각각 사각덕트와 봉다발의 계산영역과 격자를 나타낸다. 직교좌표계 및 실린더 좌표계를 각각 이용하여 형상을 만들고 계산격자를 생성하였다. 본 계산에 사용된 격자는 각각 20x20(사각덕트)와 20x50(봉다발 부수로)이며 벽면 근처에서는 조밀한 격자를 사용하였다. 벽면과 인접한 격자의 무차원 벽 거리(y^+)는 각각 35-65(사각덕트)와 12-90(봉다발 부수로)으로 나타났다.

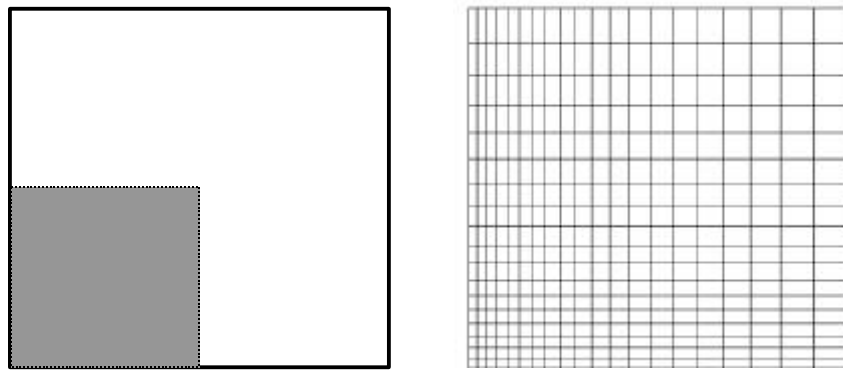


Figure 1. 사각덕트의 계산영역 및 격자(20x20)

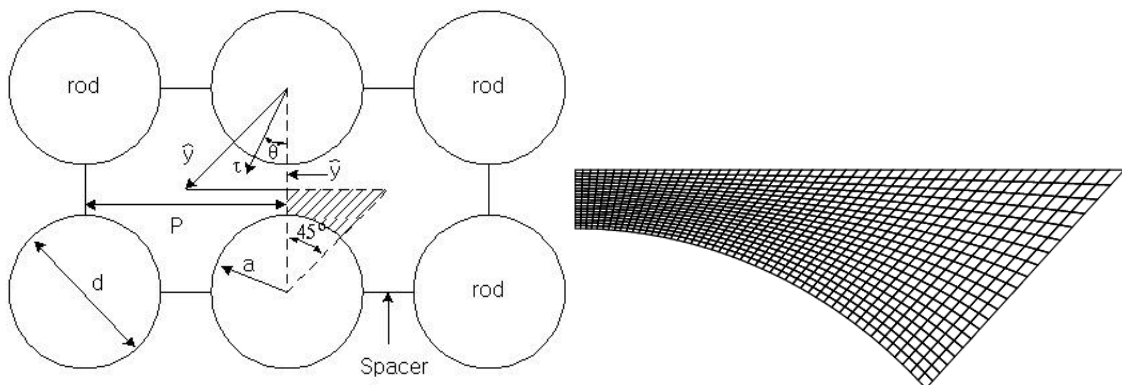


Figure 2. 봉다발 부수로의 계산영역 및 격자(20x50)

3.2 수치해석 방법

범용 CFD 코드인 CFX-4를 이용하여 사각덕트와 봉다발 부수로의 축방향 완전발달 난류유동을 분석하였다. 속도와 압력 방정식은 기존의 SIMPLE 해법을 개선한 SIMPLER 해법을 이용하여 해를 구하였다. 선형화된 압력 보정식은 대수 다중격자 방식을 이용하여 효율적으로 계산하였으며 운동량 방정식 대류항의 이산화는 3차 정밀도의 Curvature-Compensated Convective Transport(CCCT) 차분법을 이용하였다.

본 연구에 사용된 난류모델은 앞에서 언급한 바와 같이 표준 $k-e$ 모델, 비선형 quadratic 및 cubic $k-e$ 모델과 미분형 레이놀즈 응력모델(RSM)이다. 비선형 난류모델은 현재의 CFX-4 코드에 내장되어 있지 않으므로 관련 소스 코드를 수정하여 사용하였다. 벽면 근처의 난류는 벽 함수(wall function)를 사용하여 계산하였다. 하향 완화(under-relaxation) 방법을 이용하여 반복계산을 수행하여 수렴 해를 얻었다. 수렴조건은 질량보존 방정식의 잔차(residual)의 합이 전체 질량유량의 0.001% 이하가 되도록 설정하였다. CFX-4 코드와 비선형 난류모델 연계의 정확성을 확인하기 위해 후향계단(backward facing step)에 대한 난류유동¹⁶⁾ 해석을 우선적으로 수행하였다. 사각덕트와 봉다발 부수로 유동의 계산 조건은 각각 Demuren과 Rodi¹⁷⁾ 및 Hooper와 Wood⁵⁾와 동일하다. 평균 유속과 수력직경을 기준으로 계산된 레이놀즈 수는 각각 250000(사각덕트)과 207600(봉다발 부수로)이다.

4. 결과 및 검토

4.1 비선형 에디 점성계수 모델의 검증

앞에서 이미 언급한 바와 같이 CFD 코드인 CFX-4의 소스를 수정하여 본 연구에 이용한 비선형 에디 점성계수 모델의 검증계산을 수행하였다. Kim 등¹⁶⁾의 2차원 후향계단의 난류유동을 계산하여 실험결과 및 Speziale과 Ngo¹⁸⁾의 비선형 에디 점성계수 모델의 예측결과와 비교하였다. Figure 3은 표준 $k-e$ 모델과 비선형 quadratic $k-e$ 모델을 이용하여 예측한 후향계단의 유선(streamline)을 보여주는 것으로 유동의 박리와 재부착(reattachment) 및 재순환 영역을 잘 나타내고 있다. 비선형 quadratic $k-e$ 모델이 표준 $k-e$ 모델보다 재순환 영역을 다소 크게 예측하는 것을 알 수 있다. Table 1은 재부착 길이를 비교한 것으로 비선형 $k-e$ 모델이 표준 $k-e$ 모델과 Speziale 과 Ngo의 비선형 $k-e$ 모델보다 실험결과에 가까운 예측결과를 보이고 있다. 따라서 비선형 에디 점성계수 모델을 위한 CFX-4 코드의 수정은 적절하게 이루어진 것을 확인할 수 있다.

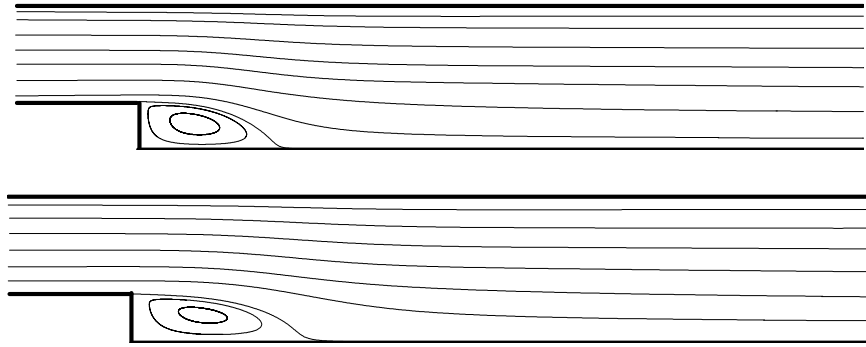


Figure 3. 후향계단의 유선: (위) standard $k-e$, (아래) non-linear quadratic $k-e$

Table 1 후향계단에 대한 재부착 길이(h =step height)

난류모델	재부착 길이
Standard $k-e$	5.8h
Non-linear quadratic $k-e$	6.6h
Non-linear cubic $k-e$	7.1h
Speziale non-linear $k-e$ ¹⁸⁾	6.4h
Experiment ¹⁶⁾	7.0h

4.2 사각덕트 유동

Figure 4는 완전발달 사각덕트 난류유동에 대한 덕트 단면에서의 2차유동 속도벡터와 축방향 속도분포를 비교한 것이다. 사각덕트와 같이 유로 단면이 원형이 아닌 경우 난류 비등방성(anisotropy)으로 인해 2차유동이 발생하며 크기는 축방향 평균유속의 2-3% 정도인 것으로 알려져 있다.¹⁷⁾ 표준 $k-e$ 모델은 등방성 난류모델이므로 2차유동을 예측하지 못하고 축방향 유동의 등속선이 덕트 중앙을 기준으로 동심원 모양으로 나타나는 것을 알 수 있다. 이에 반해 비선형 quadratic 및 cubic $k-e$ 모델은 2차유동을 예측하며 축방향 유동의 등속선도 덕트 모서리쪽으로 약간 치우친 것을 알 수 있다. 2차유동의 최대속도는 축방향 평균유속의 약 0.1%로 매우 약하게 나타났다. 한편, 벽반(wall reflection) 효과를 고려한 레이놀즈 응력 모델(RSM)의 경우 2차유동의 최대속도가 축방향 평균유속의 약 0.4%로 다소 크게 나타나면서 축방향 유동의 등속선이 모서리쪽으로 더욱 찌그러지는 현상을 볼 수 있다. 그러나 벽반 효과를 고려하지 않은 RSM의 경우에는 2차유동이 나타나지 않았다.

Figure 5는 사각덕트 단면의 중심선과 대각선을 따른 축방향 속도분포를 비교한 것이다. 에디 점성계수 모델들이 중심선에서의 속도를 현저히 높게 예측하고 있으며 RSM이 다소 개선된 결과를 보여주고 있다. 대각선을 따른 속도분포의 경우 에디 점성계수 모델들은 모서리 근처($x_d/a_d < 0.3$)에서 실험결과에 비해 현저히 낮고 덕트 중앙영역($x_d/a_d > 0.7$)에서는 다소 높은

예측결과를 보이고 있다. 그러나 RSM은 모든 영역에서 실험결과와 잘 일치하는 속도분포를 보이고 있음을 알 수 있다.

4.3 봉다발 부수로 유동

Figure 6은 봉 표면에서의 벽 전단응력 분포를 비교한 것으로 $gap(q=0)$ 에서 부수로 안쪽으로 갈수록 전단응력이 증가하는 것을 알 수 있다. 에디 점성계수 모델들은 실험결과에 비해 전단응력의 변화를 크게 예측하고 있다. 즉, gap 근처($q < 10$)에서는 측정치에 비해 현저히 낮고 부수로 대각선 영역($q > 35$)에서는 다소 높은 값을 보이고 있다. 그러나 벽반 효과를 고려한 RSM은 gap과 대각선 사이($10 < q < 35$)에서는 실험결과에 비해 다소 높은 값을 보이고 있으나 gap 영역과 대각선 영역에서 실험결과와 잘 일치하는 예측결과를 보이고 있다.

봉다발 부수로 gap과 대각선($q=45$)을 따른 평균 유동의 축방향 속도분포는 Fig. 7에 비교하였다. 에디 점성계수 모델들은 모두 gap에서의 속도를 매우 낮게 예측하고 대각선에서의 속도는 다소 높게 예측하는 것으로 나타났다. 표준 $k-e$ 모델에 비해 비선형 모델이 다소 개선된 속도분포를 보이고 있음을 알 수 있다. 한편, RSM을 이용한 속도분포는 에디 점성계수 모델에 비해 뚜렷하게 개선된 것을 알 수 있으며 특히 대각선을 따른 속도분포는 실험결과와 잘 일치하였다.

Figure 8은 비선형 quadratic $k-e$ 모델과 RSM을 이용해 계산한 부수로 단면의 축방향 속도분포를 보여주고 있다. 비선형 quadratic 모델은 부수로 중앙에서 gap 영역으로 갈수록 속도가 급격히 감소하는 것을 알 수 있다. 다른 에디 점성계수 모델의 결과는 비선형 quadratic 모델의 경우와 비슷하다. 그러나 RSM의 경우에는 등속선이 gap 쪽으로 찌그러지고 속도의 변화도 에디 점성계수 모델에 비해 적은 것을 알 수 있다. 축방향 등속선의 찌그러짐은 부수로 중앙에서 gap 영역으로 강한 2차유동이 발생하기 때문으로 판단된다. 부수로 gap의 국소 최대(중앙)속도에 대한 부수로 중심 속도의 비율은 각각 1.92(표준모델), 1.80(quadratic 모델), 1.82(cubic 모델), 1.42(RSM) 및 1.36(실험)으로 평가되었다.

Figure 9는 비선형 quadratic $k-e$ 모델과 RSM에 의해 예측된 부수로 단면의 2차유동을 보여준다. 봉다발 부수로 난류유동의 비등방성으로 인해 부수로 중심에서 gap 쪽으로 2차유동이 발생하는 것을 알 수 있다. 2차유동의 최대속도는 각각 축방향 평균유속의 약 0.15%(quadratic 모델)와 2.2%(RSM)로 나타났다. 사각덕트 유동의 경우와 마찬가지로 벽반 효과를 고려하지 않은 RSM의 경우에는 2차유동이 나타나지 않았다. 비선형 cubic 모델은 quadratic 모델과 유사한 결과를 보였으며 표준 $k-e$ 모델은 2차유동을 예측하지 못했다. Vonka²⁾는 삼각형 봉다발 부수로에서 최대 1% 크기의 2차유동을 측정하였으나 정방형 봉다발의 2차유동에 대한 측정결과는 아직 보고되지 않고 있다.

Figure 10은 gap과 부수로 대각선을 따른 난류강도의 반경방향 변화를 보여준다. 기호 u' , v' , w' 은 각각 축방향, 반경방향 및 원주방향의 난류강도를 나타낸다. Gap에서 예측된 난류강도는 실험결과에 비해 현저히 낮으며 특히 측정된 원주방향의 난류강도는 축방향의 난류강도 보다도 크게 나타났다. RSM에 의한 원주방향의 난류강도는 반경방향의 난류강도보다 현저히 크게

예측되었으나 측정치보다는 낮은 것을 알 수 있다. 비선형 quadratic $k-e$ 모델의 경우 원주방향과 반경방향 난류강도의 차이가 거의 없으며 축방향 난류강도와와의 차이도 미미한 것으로 나타났다. 한편, 부수로 대각선을 따른 난류강도의 분포는 RSM의 예측결과와 실험결과가 비교적 잘 일치하는 것을 알 수 있다. 그러나 비선형 quadratic $k-e$ 모델은 gap의 경우와 같이 각 방향 난류강도의 차이가 미미하여 실험결과와 다소 큰 차이를 보이고 있다. 비선형 cubic $k-e$ 모델도 비선형 quadratic $k-e$ 모델의 경우와 비슷한 예측결과를 보였다. 즉, 봉다발 부수로에서 나타나는 강한 난류 비등방성을 비선형 에디 점성계수 모델은 적절히 예측하지 못한 반면에 벽반 효과를 고려한 RSM은 비교적 잘 보여주었다.

5. 결론

공학적으로 많이 사용되고 있는 RANS 난류모델의 봉다발 난류유동 예측성능을 평가하기 위해 전산유체역학 코드를 이용하여 사각덕트 및 단순지지 봉다발의 완전발달 유동을 분석하였다. 사각덕트 유동의 경우 벽반 효과를 고려한 RSM이 사각형 유로단면의 난류 비등방성에 의한 2차유동의 발생과 주 유동방향의 속도분포를 잘 예측하였다. 비선형 $k-e$ 모델도 미약하지만 2차유동 발생 등 표준 $k-e$ 모델보다 다소 개선된 예측결과를 나타냈으나 실험결과와는 여전히 큰 차이를 보였다. 봉다발 부수로의 경우 비선형 $k-e$ 모델은 부수로 난류유동의 비등방성을 충분히 크게 예측하지 못하였고 2차유동의 크기도 매우 작게 예측하였다. 비선형 quadratic 과 cubic $k-e$ 모델의 예측결과는 뚜렷한 차이를 나타내지 않았다. RSM은 봉 표면의 벽 전단응력과 축방향 속도분포 및 부수로의 강한 비등방성 난류 특성을 비교적 잘 예측하였다. 또한 RSM은 부수로 중심에서 gap 쪽으로 강한 2차유동의 발생도 예측하였다. 그러나 벽반 효과를 고려하지 않은 RSM은 이와 같은 난류 비등방성과 2차유동을 적절히 예측하지 못하였다. 본 연구에서 이용한 어떠한 RANS 난류모델도 부수로 gap 영역의 매우 높은 원주방향의 난류강도를 적절히 예측하지 못하였다. 따라서 부수로 gap 영역의 난류구조를 보다 정확하게 예측하기 위한 연구가 향후 필요하다.

후기

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

기호설명

a	사각덕트 단면 길이의 1/2
a_d	사각덕트 모서리부터 단면의 중심까지 거리
U	평균유동 속도
U_o	주유동(축) 방향 평균 유속

u_t	국소 마찰 속도(frictional velocity)
y	벽면으로부터의 거리
$y^{\wedge}, \hat{y}$	벽면으로부터 봉다발 부수로 중심까지의 거리
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.
- 11) AEA Technology (2001). CFX-4.4, Oxfordshire, UK.
- 12) 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.

- 13) 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.
- 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.*, 68, pp. 537-566.
- 15) Rotta, J. C., (1972). *Turbulente Stromungen*. B.G. Teubner, Stuttgart.
- 16) Kim, J., Kline, S. J., and Johnston, J. P. (1980). "Investigation of a reattaching turbulent shear layer: Flow over a backward-facing step," *J. Fluids Eng., Trans. ASME*, 102, pp. 302-308.
- 17) Demuren, A. O. and Rodi, W. (1984). "Calculation of turbulence-driven secondary motion in non-circular ducts," *J. Fluid Mech.*, 140, pp. 189-222.
- 18) Speziale, C. G. and Ngo, T., (1988). "Numerical solution of turbulent flow past a backward facing step using a nonlinear k-e model," *Int. J. Engng Sci.*, 26(10), pp. 1099-1112.

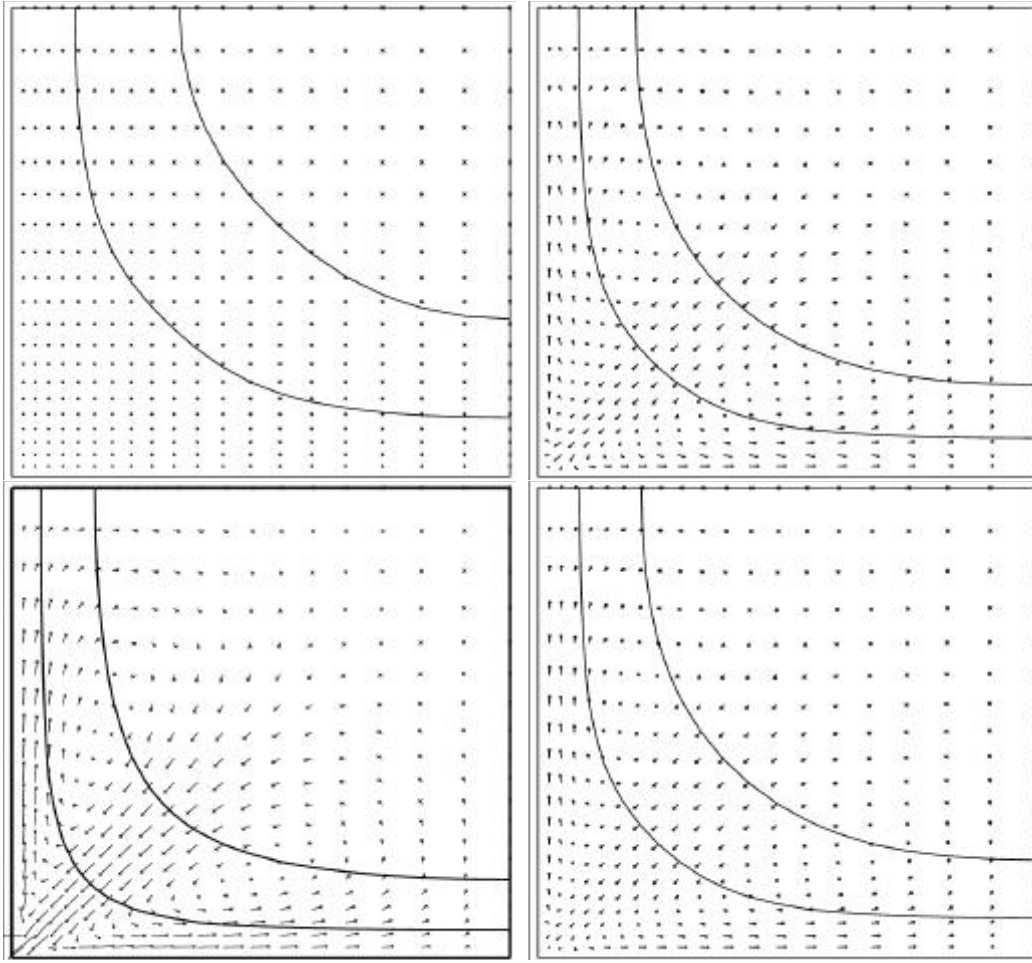


Figure 4. 2차유동 속도벡터 및 축방향 속도 등고선($U_1/U_{1\max}=0.8, 0.9$): (위쪽 왼쪽부터 반시계 방향으로) 표준 $k-\epsilon$, 비선형 quadratic and cubic $k-\epsilon$, RSM

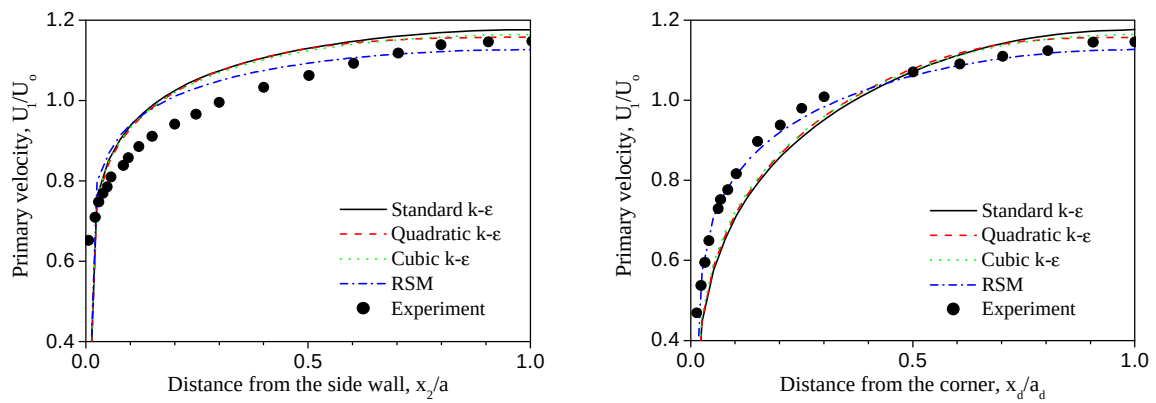


Figure 5. 사각덕트 단면 중심선(왼쪽) 및 대각선(오른쪽)을 따른 축방향 속도분포

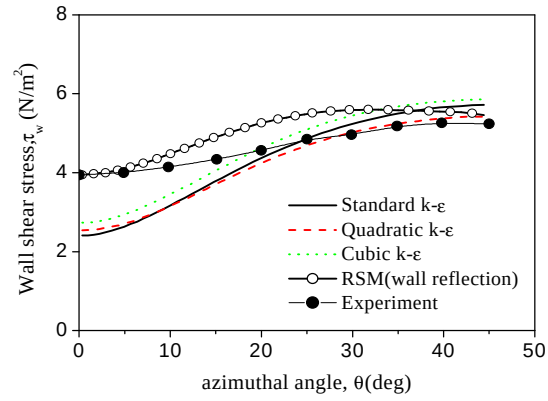


Figure 6. 봉다발 부수로 벽 전단응력 분포

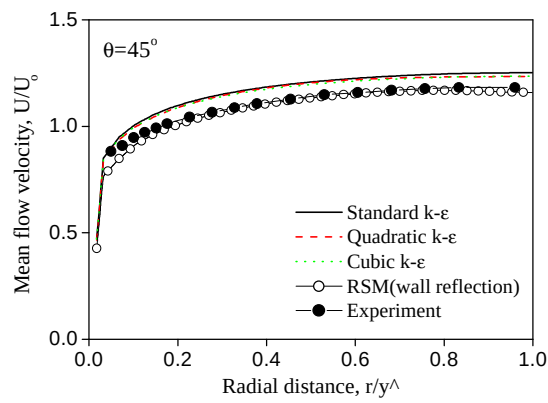
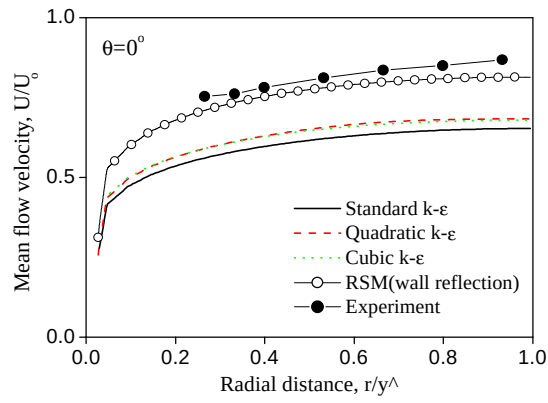


Figure 7. 봉다발 부수로 축방향 속도분포

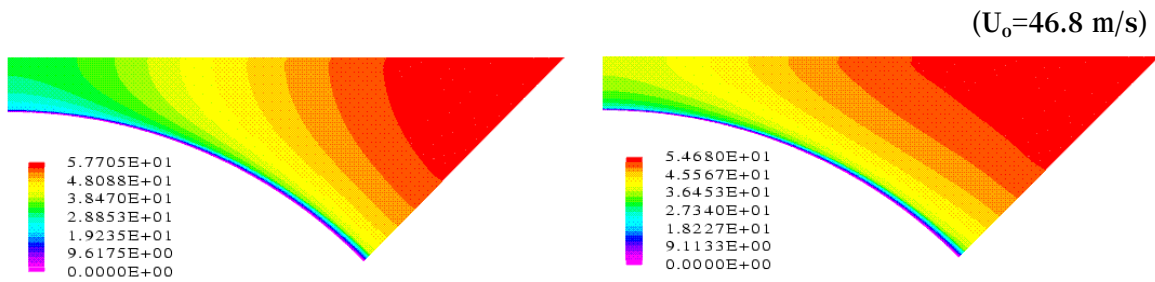


Figure 8. 봉다발 부수로의 축방향 속도분포: (왼쪽) 비선형 quadratic $k-e$, (오른쪽) RSM

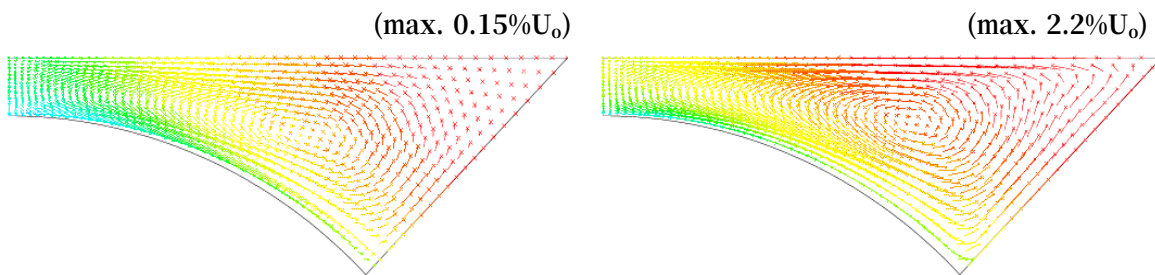


Figure 9. 봉다발 부수로의 2차유동 속도벡터: (왼쪽) 비선형 quadratic $k-e$, (오른쪽) RSM

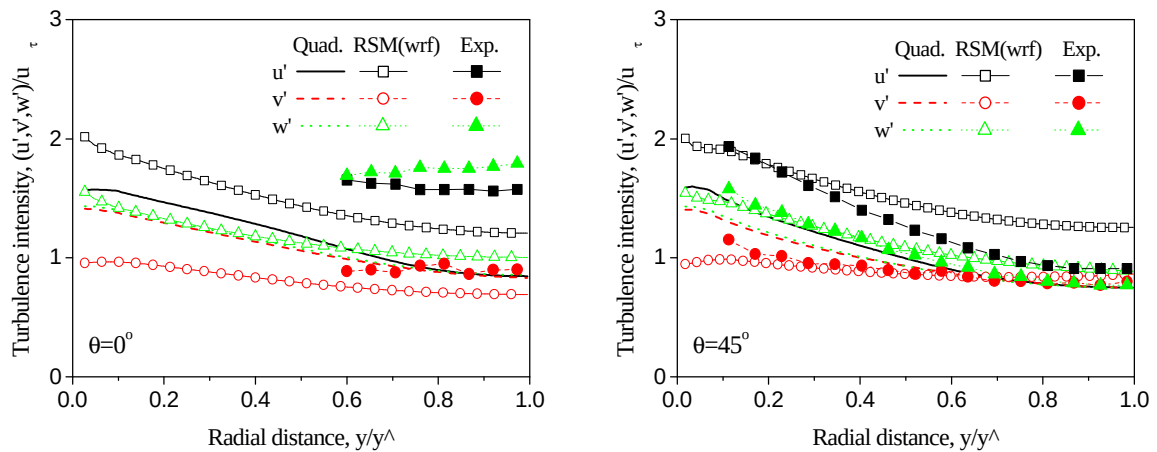


Figure 10. 봉다발 부수로의 gap($q=0$)과 대각선($q=45$)을 따른 난류강도 비교