

# 가열 봉다발의 난류 열전달에 대한 전산유체역학 해석

인왕기<sup>†</sup> · 오동석\* · 전태현\*\*

## CFD Analysis of Turbulent Heat Transfer in a Heated Rod Bundle

In Wang-Kee, Oh Dong-Seok and Chun Tae-Hyun

**Key Words :** Rod bundle(봉다발), CFD(전산유체역학), Turbulence model(난류모델), Anisotropy(비등방), Secondary flow(2 차유동), Gap(협소유로).

### Abstract

A CFD analysis has been performed to investigate turbulent heat transfer in a triangular rod bundle with a pitch-to-diameter ratio(P/D) of 1.06. 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  $k-\epsilon$  model. The anisotropic turbulence models predicted turbulence structure in large flow region fairly well but could not predict the very high turbulent intensity of azimuthal velocity observed in narrow flow region(gap).

### 기호설명

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

### 1. 서론

대부분의 원자로에 장전되는 핵연료다발은 사각형 또는 삼각형 배열의 긴 실린더형 연료봉으로 구성 되어 있다. 냉각수는 연료봉 사이로 형성된 유로인 부수로(subchannel)를 따라 봉과 평행하게 흐른다. 부수로의 단면 형상은 원형이 아니므로 원형관의 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<sup>(1)</sup>는 삼각형 봉다발 난류유동에 대한 실험 및 해석적인 연구를 수행하였으며 Vonka<sup>(2)</sup>는 삼각형 봉다발 부수로에서 2 차유동(secondary flow)의 크기를 처음으로 측정하였다. 사각형 봉다발의 난류유동 구조에 대한 실험적인 연구도 많이 수행되었다.<sup>(3)-(6)</sup> 특히 Rehme<sup>(6)</sup>는 그 동안의 연구결과를 바탕으로 봉다발 부수로 난류구조의 특성을 정리하였다. 즉, 2 차유동의 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<sup>(7)</sup>는 가열 봉다발에서 운동량과 에너지의 난류혼합에 대한 실험결과를 발표하였다. 이러한 난류구조의 복잡성으로 인해 봉다발 난류유동에 대한 수치해석 연구는 많지 않은 편이다. Slagter<sup>(8)</sup>는 1-방정식 난류모델을 이용한 봉다발 난류유동에 대한 유한요소 해석결과를 발표하였다. Lee와 Jang<sup>(9)</sup> 및 Lemos와 Asato<sup>(10)</sup>는 비선형 에디

<sup>†</sup> 한국원자력연구소  
E-mail : wkin@kaeri.re.kr  
TEL : (042)868-2823 FAX : (042)863-0565

\* 한국원자력연구소

\*\* 한국원자력연구소

점성계수(eddy viscosity) 모델을 이용하여 삼각형 봉다발에 대한 수치모사 결과를 제시하였다. In et al.<sup>(11-12)</sup>은 비등방 난류모델을 범용 전산유체역학(CFD) 코드와 연계하여 봉다발 난류유동에 대한 수치해석을 수행하여 비등방 난류모델의 예측성능을 평가하였다. 이들은 Speziale<sup>(13)</sup>의 비선형 quadratic  $k-\varepsilon$  과 Launder-Reece-Rodi(LRR)<sup>(14)</sup>의 레이놀즈 응력 모델(RSM)이 Launder와 Spalding<sup>(15)</sup>의 표준  $k-\varepsilon$  과 비선형 quadratic  $k-\varepsilon$  (Shih et al.<sup>(16)</sup>) 및 Cubic  $k-\varepsilon$  (Craft et al.<sup>(17)</sup>)에 비해 현저히 개선된 예측결과를 나타낸 것으로 보고하였다. 본 연구는 난류모델에 따른 봉다발 난류구조 및 열전달에 대한 CFD 예측결과를 평가하기 위해 수치해석 실험을 수행하였다. 본 수치실험에 사용된 난류모델은 Launder와 Spalding의 표준  $k-\varepsilon$ , Speziale의 비선형 quadratic  $k-\varepsilon$  및 LRR과 Speziale-Sarkar-Gatski(SSG)<sup>(18)</sup>의 레이놀즈 응력 모델 등이다.

## 2. 난류모델

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

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

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

여기서  $\tau_{ij}$  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.

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

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

$$\begin{aligned} \rho \overline{u'_i u'_j} = & -\mu_t S_{ij} + \frac{2}{3} \rho k \delta_{ij} + C_1 \mu_t \frac{k}{\varepsilon} \left( S_{ik} S_{kj} - \frac{1}{3} S_{kl} S_{kl} \delta_{ij} \right) + \\ & C_2 \mu_t \frac{k}{\varepsilon} \left( \Omega_{ik} S_{kj} + \Omega_{jk} S_{ki} \right) + C_3 \mu_t \frac{k}{\varepsilon} \left( \Omega_{ik} \Omega_{jk} - \frac{1}{3} \Omega_{lk} \Omega_{lk} \delta_{ij} \right) \end{aligned} \quad (6)$$

여기서

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

이며  $\Omega_k$  는 좌표축의 회전율을 나타낸다. Speziale의 비선형 quadratic  $k-\varepsilon$  모델상수는 다음과 같다.

$$C_1 = -0.1512, C_2 = C_3 = 0.0 \quad (8)$$

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

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

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

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

$$\phi_{ij} = \phi_{ij1} + \phi_{ij2} \quad (11)$$

여기서

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

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

이며  $a_{ij}$  는 비등방 텐서로 다음과 같이 정의된다.

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

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

LRR 모델상수:

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

SSG 모델상수:

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

### 3. 수치해석 방법

#### 3.1 CFD 모델 및 경계조건

본 연구의 CFD 모델은 Fig. 1 과 같은 Krauss와 Meyer<sup>(7)</sup>의 37 개 삼각형 가열 봉다발의 중앙 부수로이다. 봉 직경(D)에 대한 봉 간격(P)의 비(P/D)는 1.06 이다. 유동의 대칭성을 이용하여 삼각형 봉다발 중앙 부수로의 1/6 을 CFD 해석영역으로 설정하였다. 즉, 부수로 중심선과 대칭선(diagonal) 및 부수로 사이 경계선에서 각각 대칭(symmetry) 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. 봉다발 평균유속(U<sub>b</sub>)과 수력 직경을 기준으로 계산된 레이놀즈 수는 39000 이며 봉 표면 열유속은 0.98 kW/m<sup>2</sup>이다.

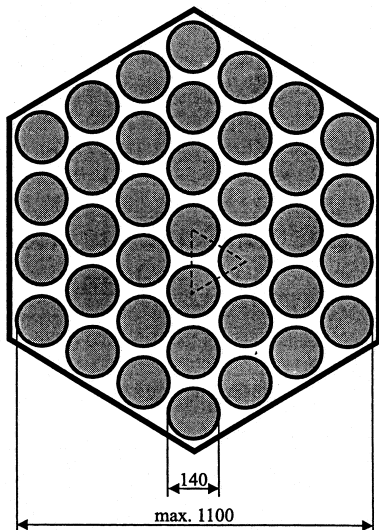


Fig. 1 Heated 37-rod bundle with triangular array

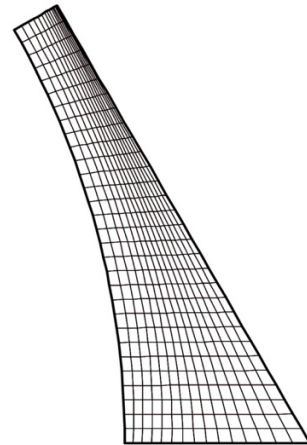


Fig. 2 Cross-sectional mesh for a central subchannel

Fig. 2 는 본 계산에 사용된 1/6 중앙 부수로 단면의 전산격자를 보여준다. 다양한 격자시험을 수행하여 반경방향과 원주방향의 최적격자는 15x30 이며 주유동방향은 50 개이다. 벽면과 인접한 격자의 무차원 벽 거리(y<sub>w</sub><sup>+</sup>)는 35-70 으로 나타났다.

#### 3.2 수치해석 절차

다양한 난류모델을 이용한 수치실험을 위해 범용 CFD 코드인 CFX-4.4<sup>(19)</sup>와 CFX-5.6<sup>(20)</sup>을 사용하였다. 그러나 비선형 k-ε 모델은 CFX 코드에 포함되어 있지 않으므로 CFX-4.4 코드의 관련 서브루틴을 수정하고 비선형 모델의 서브루틴을 추가하였다. 속도와 압력 방정식의 해는 기존의 SIMPLE 해법을 개선한 SIMPLEC 해법을 이용하였다. 선형화된 압력 보정식은 대수 다중격자 방식을 이용하여 효율적으로 계산하였으며 2 차(second-order)의 유한차분 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 지배 방정식의 잔차 감소량이 10<sup>-4</sup> 이하가 되도록 설정하였다.

### 4. 결과 및 고찰

Fig. 3 은 시간평균 속도분포를 비교한 것으로 실험결과에 비해 표준 k-ε 모델은 부수로 중앙에서 부수로 사이의 협소유로(gap) 영역으로 갈수록 속도변화를 크게 예측하였다. 그러나 Speziale의 비선형 k-ε 모델과 SSG의 RSM은 측정 속도분포에 보다 근접한 예측결과를 보이고 있음을 알 수 있다. 이러한 비등방 난류모델 예측결과에 개

선은 Fig. 4 에 나타낸 바와 같이 비등방 난류에 의해 야기되는 2 차유동의 예측이 가능하기 때문으로 보인다. 즉, 봉다발 부수로와 같이 유로단면이 원형이 아닌 경우 부수로 중앙에서 gap 영역으로 2 차유동이 발생하며 최대 2 차유동의 크기는 평균유동 속도의 1%(Speziale)와 0.7%(SSG)로 각각 예측되었다. LRR 의 RSM 은 SSG 모델과 거의 동일한 예측결과를 나타냈다.

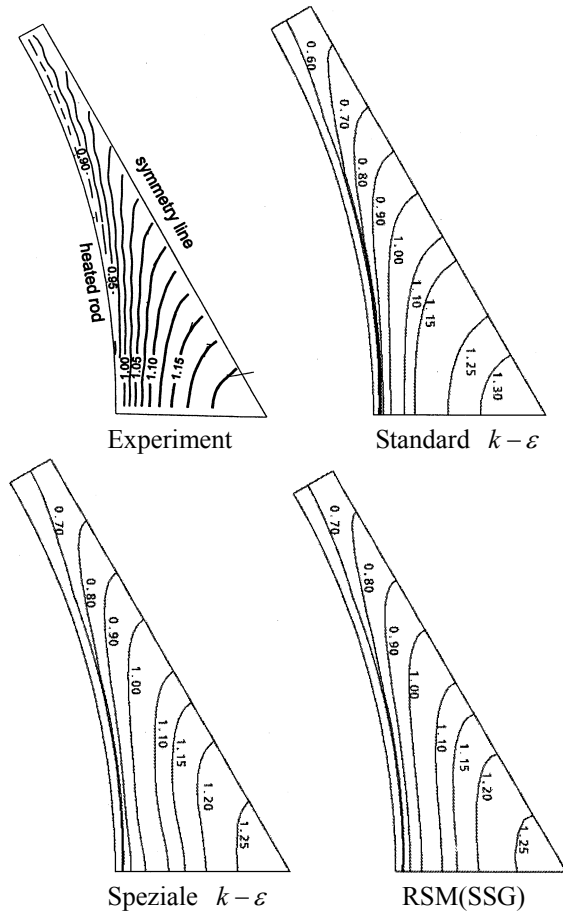


Fig. 3 Distribution of time mean velocity( $U_b=20.6$  m/s)

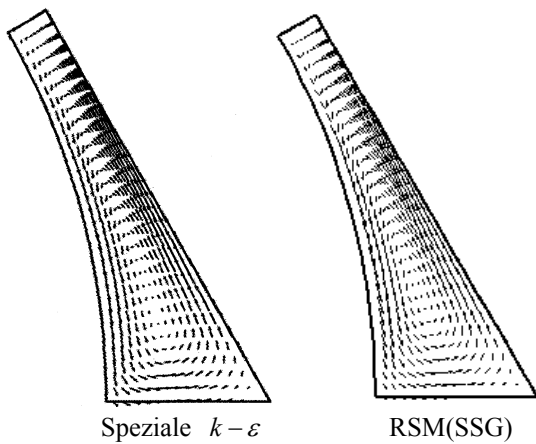


Fig. 4 Turbulence-driven secondary flow

Fig. 5 는 시간평균 유체의 온도분포를 비교한 것으로 실험결과에 비해 온도변화가 큰 것으로 예측되었다. 특히 표준  $k-\epsilon$  모델은 gap 영역의 온도를 매우 높고 부수로 중앙의 온도를 다소 낮게 예측하였다. 반면에 Speziale 과 SSG 모델은 다소 개선된 결과를 보이고 있으나 여전히 gap 영역의 유체온도를 다소 높게 예측하고 있다. LRR 모델은 SSG 모델과 거의 동일한 온도분포를 나타냈다. 봉 표면에서 예측된 벽 전단응력과 온도 분포는 각각 Fig. 6 과 Fig. 7 에 실험결과와 함께 비교하였다. Speziale 과 LRR & SSG 모델이 표준  $k-\epsilon$  모델에 비해 현저히 개선된 예측결과를 보이고 있다. LRR 과 SSG 모델은 Speziale 모델에 비해서도 다소 개선된 예측결과를 나타내고 있다. 그러나 측정결과에 비해 모든 예측결과는 원주방향으로 변화가 매우 큰 것을 알 수 있다. 이것은 봉다발의 특이 난류유동 구조를 잘 예측하지 못하기 때문인 것으로 판단된다.

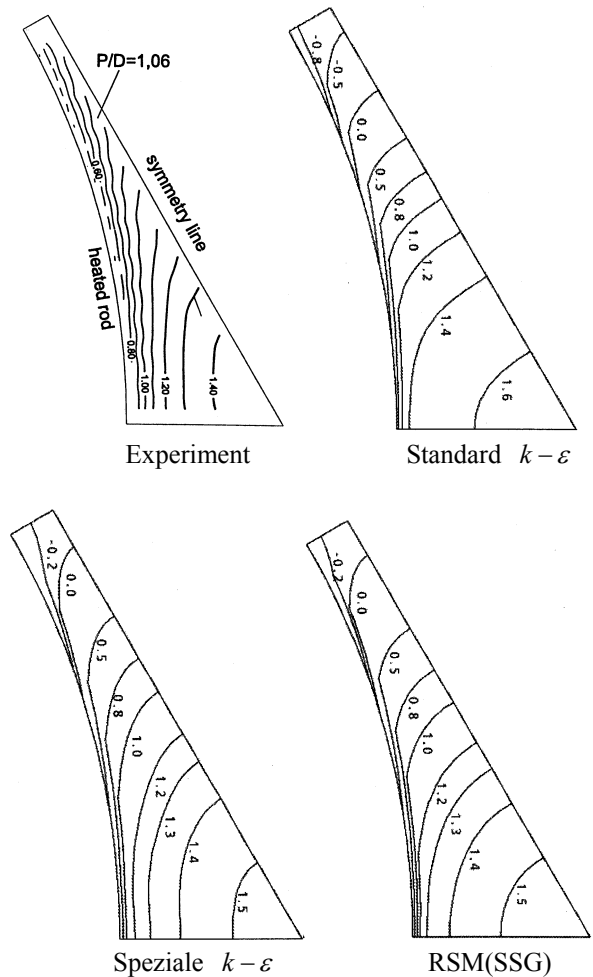


Fig. 5 Distribution of time mean temperature  $((T_{w,m}-T)/(T_{w,m}-T_b))$

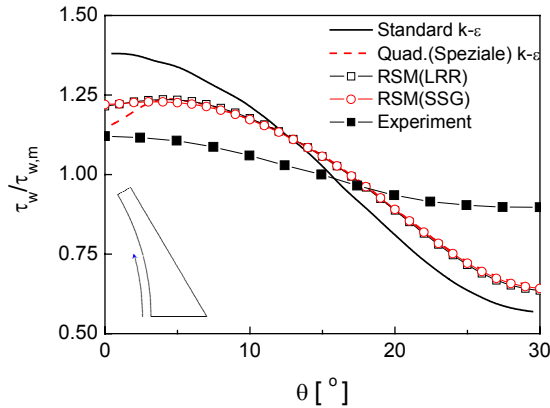


Fig. 6 Wall shear stress distribution

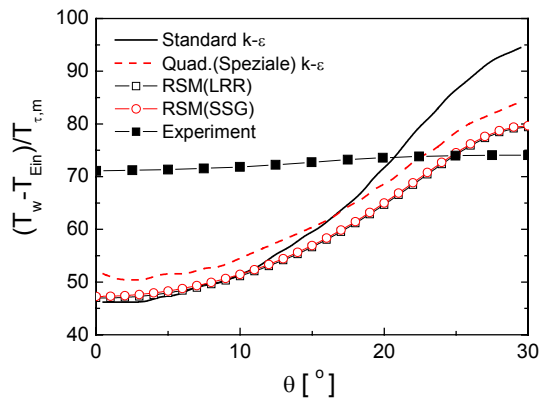


Fig. 7 Distribution of dimensionless wall temperature

Fig. 8 과 Fig. 9 는 봉다발 gap 에서 각각 주유동방향과 원주방향 난류강도의 변화를 비교한 것이다. 주유동방향 난류강도는 봉 표면으로부터 gap 중앙으로 갈수록 서서히 감소하는 것으로 나타났으며 SSG 모델이 측정결과에 비해 다소 작지만 가장 개선된 예측결과를 보이고 있다. 원주방향

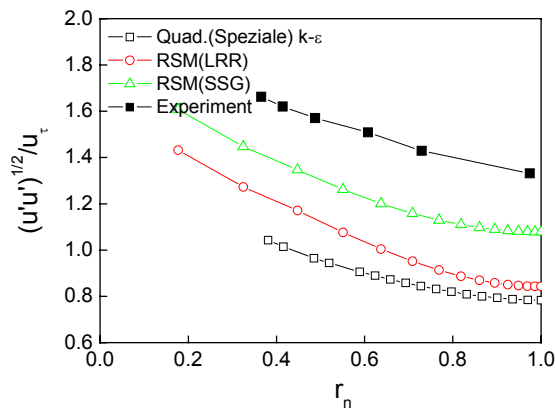


Fig. 8 Turbulent intensity of axial velocity at the gap (\$\theta=30\$) of rod bundle

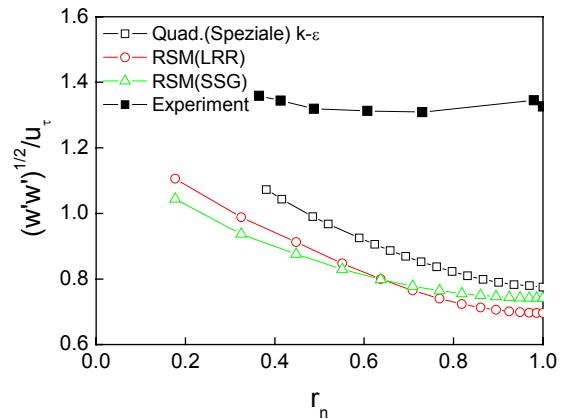


Fig. 9 Turbulent intensity of azimuthal velocity at the gap (\$\theta=30\$) of rod bundle

난류강도의 경우 매우 크고 반경방향으로의 변화도 미미한 실험결과를 보이고 있으나 모든 난류모델의 예측결과는 매우 작고 상대적으로 변화도 큰 것을 알 수 있다.

### 5. 결론

난류모델에 따른 삼각형 봉다발 부수로의 난류 열 전달에 대한 수치실험을 수행하여 다음과 같은 결론을 도출하였다.

- (1) 비등방 난류모델은 봉다발 부수로에서 비등방 난류에 의해 야기되는 2 차유동을 예측하고 표준 \$k-\epsilon\$ 모델에 비해 현저히 개선된 시간평균 속도분포와 온도분포를 나타낸다.
- (2) SSG 레이놀즈 응력 모델은 봉 표면의 벽 전단응력과 온도 뿐만이 아니라 주유동방향의 난류강도를 가장 잘 예측한다.
- (3) 비선형 \$k-\epsilon\$ 모델과 레이놀즈 응력 모델도 봉다발 gap 영역의 유체 및 봉 표면 온도를 다소 높게 예측하는 반면에 원주방향의 난류강도는 매우 작게 예측한다.
- (4) 봉다발 부수로 gap 영역의 특이 난류구조를 보다 잘 예측하기 위한 난류모델의 개발이 필요하다.

### 후기

본 연구는 한국원자력연구소 자체연구개발사업의 일환으로 이루어졌으며 이에 대하여 관계자 여러분께 감사드립니다.

## 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.