

〈기술보고〉

핵연료봉 주위의 난류 유동장 특성에 대한 연구 현황과 검토

이계복 · 장호철 · 권혁성 · 이상근

한국원자력연구소  
(1992. 12. 26 접수)

요 약

원자로 노심내 핵 연료봉의 정확한 온도 분포를 구하기 위해서는 핵 연료봉 주위의 난류 유동장에 대한 해석이 필요하다. 난류 유동장의 특성을 파악하기 위해 실험적 연구와 해석적 방법에 의한 연구가 함께 수행되고 있다. 본 기고문은 현재까지 보고된 난류 유동장의 특성을 알아보고 해석적 방법의 연구 동향과 문제점을 분석하여 이 분야에 대한 연구 활동에 도움이 되고자 한다.

1. 서 론

대부분의 원자로 노심은 정방형이나 삼각형으로 배열된 많은 수의 핵 연료봉으로 구성되어 있고 핵 연료봉을 따라 냉각수가 흐르게 된다. 핵 연료봉의 정확한 온도예측은 원자로의 안전하고 신뢰성 있는 운전을 위하여 필수적이다. 그러나 정확한 온도 정보를 얻기 위해서는 핵 연료봉 주위에서 냉각수가 형성하는 난류 유동장의 특성을 알아야 한다. 즉 핵 연료봉 주위의 속도장에 대한 세부적인 정보가 필요하고 이를 위해서는 난류 유동장에 대한 해석이 요구된다.

세부적인 설계 정보를 얻기 위해 현재 사용되는 가장 전형적인 방법은 고려하는 계통의 모델을 제작하여 실험하는 것이다. 즉 정상 작동조건에서 온도와 속도 등을 측정하여 얻은 데이터로 열전달 계수나 압력 손실 등에 대한 상관 관계식을 구하고 실제 설계 시에 이 관계식으로 설계 입력 자료를 구한다. 그러나 이 방법은 비용, 측정 장치 및 실험기법 등의 여러가지 문제점으로 인하여 제한된 범위내에서만 만족되는 상관 관계식을 제공한다. 따라서 많은 보수성이 들어가게 되고 최적 설계를 위해서는 보다 더 정확하고 세부적인 해석 방법이 요구된다.

핵 연료봉 주위의 난류 유동장은 매우 복잡하기 때문에 주로 실험을 통하여 유동장의 구조를 이해하려

는 연구가 많이 수행되어 왔다. 최근에는 측정기기(measuring instrument)와 측정기법(measuring technique)의 개발로 난류응력(turbulent stresses)에 대한 측정도 행해지고 있다. 그러나 실험은 제작이나 측정기법의 제약을 받으므로 이를 보완하기 위해 해석적 방법에 의한 연구도 함께 수행되어 왔다. 특히 근래에는 난류 유동장에 대한 상세한 정보의 필요성 때문에 질량과 운동량, 에너지의 보존 방정식을 난류 모델링을 사용하여 수치 해석으로 직접 풀어 주요인자들의 상세한 분포를 얻을 수 있는 인자 분포해석(distributed parameter analysis) 방법이 많이 수행되고 있다.

실험방법과 해석적 방법은 서로 보완성을 갖고 있기 때문에 병행되어 연구가 수행되고 있다. 즉 해석적 방법의 확증을 위해서는 실험 데이터가 필요하고 실험으로 측정이 불가능한 복잡한 영역에 대해서는 해석적 방법이 사용될 수 있다.

지금까지 원자로 노심내의 열수력 해석을 위해 사용되는 해석적 방법은 다음과 같이 3가지로 분류할 수 있다.

- 부수로 해석(subchannel analysis)
  - 다공질 모델 해석(porous medium formulation analysis)
  - 인자 분포 해석(distributed parameter analysis)
- 부수로 해석방법은 실제설계를 위해 가장 널리 사용

되는 방법으로 부수로의 상세한 온도나 속도정보는 무시하고 각 부수로에 대해 평균 유량이나 온도를 구하는 것이다. 사용된 주요 가정은 축방향 운동량이 횡방향에 비해 지배적이라고 보고 운동량 방정식을 단순화시킨다. 다공질 모델 해석은 부수로 해석방법에 비해 불균일한 부수로에 대해서도 해석이 가능한 장점을 지니고 있다. 위 두 방법에 비해 인자 분포 해석방법은 질량, 운동량, 에너지의 보존 방정식을 수치 해석을 통해 풀어서 상세한 유동장과 온도의 분포를 얻게 된다. 그러나 이 방법은 컴퓨터의 용량과 수행 시간 때문에 제약을 받고 경계조건을 만족시키는 것이 매우 중요하다.

본 기고에서는 핵 연료봉 주위에 형성되는 난류 유동장의 특성을 살펴보고 현재까지 수행되어 온 실험과 해석적 방법에 의한 연구결과를 검토하고 아직도 확실하게 규명되지 못한 현상과 향후 연구방향에 대해 기술하였다.

## 2. 난류 유동장의 특성

핵 연료봉 주위의 유동장은 유동 단면이 비원형이기 때문에 관유동(pipe flow)과는 다른 유동장 특성을 보이게 된다. 가장 큰 특성은 이차유동(secondary flow)의 존재로 난류 유동장이 영향을 받는 것이다. 유동장의 피치 대 핵 연료봉의 직경비(P/D)가 작을수록 이러한 현상은 더욱 커지게 된다. 이웃한 부수로 사이의 압력 구배에 의해 야기되는 혼합률(mixing rate)이 난류 유동장의 주요한 특성중 하나인데 이것은 난류확산의 정도를 보여준다. 따라서 유동장 내의 유량과 온도 분포에 영향을 미치게 된다. 이 값을 측정하기 위해 많은 실험이 수행되어 왔는데 현재까지 알려진 가장 중요한 특성은 혼합률이 간극의 크기에 관계없이 거의 일정하다는 것이다.

여기서는 지금까지 수행된 실험을 통해 밝혀진 난류 유동장의 특성을 알아보고, 아직도 분명하게 규명되지 못한 특성과 현재까지 진행된 해석적 방법을 통해 연구결과와 동향을 검토하였다.

### 2.1. 실험적 연구

지금까지 수행된 핵 연료봉 주위의 난류 유동장에 대한 주요 실험 측정 인자가 핵 연료봉의 배열상태,

측정된 채널의 종류, P/D, 측정장치 등과 함께 표 1에 요약되어 있다. 채널의 종류는 그림 1에 나타냈다.

실험결과 중 가장 큰 특성은 여러 실험자들에 의해 확인된 축방향의 평균 유속과 난류운동 에너지의 분포곡선이 그림 2, 3<sup>[1,2]</sup>과 같이 찌그러져 있는 것이다. 봉 부근에서는 원주방향을 따른 축 방향 평균 유속이  $\theta \sim 12^\circ$  부근에서 최대인 것을 알 수 있다. 이러한 부풀림

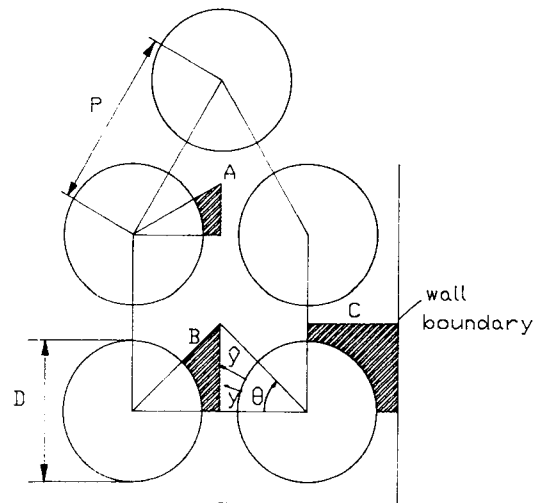


Fig. 1. Subchannels of Triangular (A), Square (B) Rod Array and Wall (C)

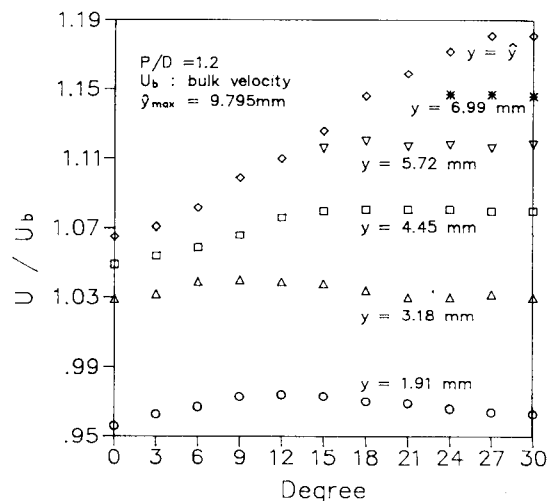


Fig 2. Distribution of Mean Axial Velocity in the Peripheral Direction<sup>[1]</sup>

표 1. 주요 실험 연구 요약

Experim-enters	Measured Parameters	Instruments	Working Fluid	Test Condition
Kjellström (1974)	Axial velocity, Secondary velocity, Wall shear stress, Reynolds stresses	Static pressure tube, Preston tube, Hot wire	Air	P/D=1.22 Re=150,000~ 370,000 Triangular array
Trupp & Azad (1974)	Axial velocity, Friction factor, Wall shear stress, Reynolds stresses, Power spectral density, Turbulent kinetic energy	Pitot tube, Static pressure tube, Hot wire	Air	P/D=1.2, 1.35, 1.5 Re=12,000~ 84,000 Triangular array
Rowe & Johnson, Knudsen (1974)	Axial velocity, Normal stresses, Velocity auto-correlation	Laser doppler velocitometry	Water	P/D=1.125, 1.25 Re=50,000~ 200,000 Square array
Hooper (1980)	Axial velocity, Wall shear stress, Reynolds stresses	Static pressure tube, Pitot tube, Preston tube, Hot wire	Air	P/D=1.107, 1.194 Re=48,000~ 156,000 Square array
Seale (1982)	Axial velocity, Secondary velocity, Friction factor, Reynolds stresses	Pitot tube, Hot wire	Air	P/D=1.2 Re=82,800~ 346,700 Wall subchannel
Hooper & Wood (1984)	Axial velocity, Wall shear stress, Friction factor, Reynolds stresses	Static pressure tube, Preston tube, Hot wire	Air	P/D=1.107 Re=22,600~ 207,600 Square array
Hooper & Rehme (1984)	Wall shear stress, Reynolds stresses, Velocity auto & cross correlation	Pitot tube, Hot wire	Air	P/D=1.071, 1.107 Re=22,600~ 207,600 Wall subchannel Square array
Vonka (1988)	Axial velocity, Secondary velocity	Laser doppler velocitometry	Water	P/D=1.3 Re=60,000~ 175,000 Triangular array

(bulge)은 이차 유동에 기인된 것으로 사각 덕트나 구석 유동(corner flow)에서 이차 유동에 의해 평균 유속과 난류운동 에너지의 분포곡선이 찌그러지는 것과 동일하다. 따라서 봉 주위의 난류 유동장에서 이차 유동이 어떻게 생성되며 어떤 역할을 하는지에 대한 연구가 활발히 수행되고 있다.

핵 연료봉 주위의 난류 유동장에서 이차 유동의 역할을 파악하기 위해 크기를 측정하는 실험이 수행되어 왔다. 그러나 측정값 자체가 너무 작기 때문에 측정기기의 불확실도와 실험장치(모델)의 기하학적 허용한도(symmetry) 등에 의한 실험 오차를 정확하게 구분할 수 없어서 이차 유동의 측정은 매우 힘들다. Vonka<sup>[3]</sup>에 의해 이

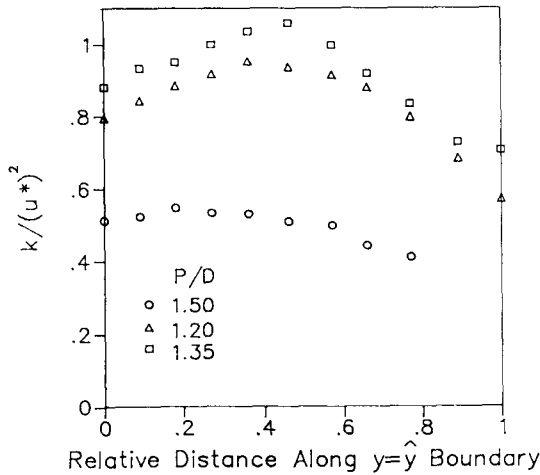


Fig. 3. Distribution of Mean Turbulent Kinetic Energy on  $y=\hat{y}$  Boundary,  $Re=36,000$  ( $u^*$ ; friction velocity)

차 유동이 측정되었는데 그 값은 축방향 유속의 1% 정도로 작게 나타났다. 그러나 측정단면이 완전히 발달(fully developed)되지 못한 위치이고 바깥쪽 채널에 의한 회류 영향때문에 실제 유동 크기는 0.1% 정도로 평가되었다.

또 하나의 주목할 만한 핵 연료봉 주위의 난류 유동장의 특성은 벽면에서의 전단 응력분포이다. 그림 4에 Carajilesco<sup>[4]</sup>에 의해 측정된 벽면에서의 전단응력을 평균값으로 무차원화시켜 나타냈다. 그림에서 알 수 있듯이 이차 유동을 무시하고 수치 해석을 통해 구한 결과와 비교해 보면 실험치는 계산치에 비해 벽면을 따라 거의 균일한 것을 알 수 있다. 즉 벽면에서의 전단응력은 원주 방향을 따라간극(gap) 쪽으로는 증가되고 채널 중심 쪽으로는 줄게 된다. 이것은 이차 유동의 대류전달(convective transport) 효과에 의해 간극쪽에서는 속도 구배가 증가하고 채널 중심에서는 감소하는 것에 기인한다. 이러한 이차 유동의 특성이 비원형 단면의 유동에서 벽면 전단응력을 균일하게 만들어 준다.

실험에서 측정된 전단응력을 사용하여 유동 단면에서의 난류 확산도(turbulent eddy diffusivity)를 구해보면 원주 방향 성분이 반경 방향보다 큰 것을 알 수 있다. 이러한 현상은 상대적 간극의 크기가 줄어들수록 커지게 된다. 이러한 비등방성(anisotropy)과 이차 유동과의 관계를 밝히려는 연구가 많이 수행되고 있다.

핵 연료봉 주위의 난류 유동장에 대한 정확한 분석을 위해서는 유동장 내의 난류응력(turbulent stresses)분포에

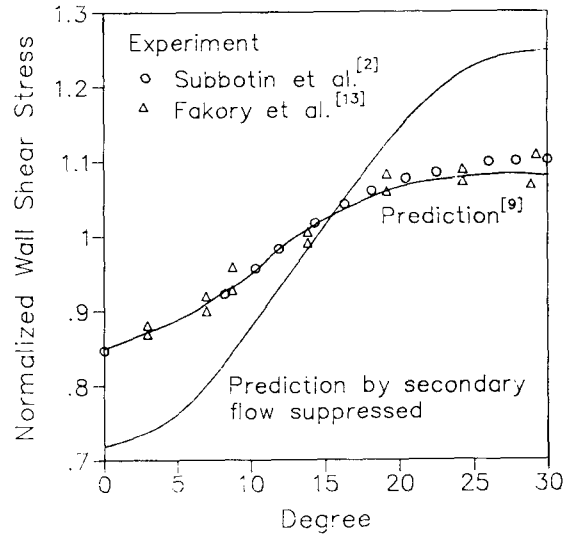


Fig. 4. Wall Shear Stress for  $P/D=1.1$   $Re=4.27 \times 10^4$

대한 상세한 정보가 요구된다.

Hooper<sup>[5]</sup>는 정방향 배열로 된 핵 연료봉에 대해 난류 응력 분포를 열선 유속계(hot wire anemometer)를 사용하여 체계적으로 측정하였다. 난류응력의 특징을 살펴보면 축 방향의 난류응력은 전 유동 영역에 걸쳐 관 유동의 값보다 크다(그림 5). 이러한 특징은 삼각형의 배열보다 정방향의 배열에서 더 뚜렷하다.

또 원주 방향의 난류응력도 관 유동에 비해 매우 큰 것을 알 수 있고 벽면으로부터의 거리에 관계없이 일정한 것도 알 수 있다.

또한 원주 방향의 전단응력( $\overline{uv}$ )은 간극에 대해 원주 방향으로 비 대칭인 것을 알 수 있다.

## 2.2. 해석적 연구

핵 연료봉 주위의 난류 유동장(비원형 단면)의 예측을 위해 많은 난류 모델과 수치 해석기법이 개발되어 왔다. 최근 가장 널리 사용되는 방법은 난류와점도(turbulent eddy viscosity)를 구하기 위해 난류운동 에너지( $k$ ), 난류 특성 길이( $\ell$ ), 난류 운동에너지 소멸(turbulent kinetic energy dissipation,  $\epsilon$ )을 이용하는 일 방정식(one equation,  $k$ )<sup>[6]</sup>이나 이 방정식(two equation,  $k-\epsilon$  or  $k-\ell$ )<sup>[7,8]</sup> 난류 모델방법이다. 또 비원형 단면의 유동에서 나타나는 이차 유동을 모사하기 위해 유동 단면에서의 수직응력(normal stress,  $\overline{u^2}$ ,  $\overline{v^2}$ )과 전단응력(shear stress,  $\overline{uv}$ )을 축방

표 2. 주요 해석적 연구 요약

Modelers	P/D	Array	Calculated Parameters	Technique	Remarks
Deisler & Taylor (1956)	1.0~ 2.0	Triangular Square	Axial velocity, Wall shear stress, Friction factor, Wall heat transfer distribution, Wall temperature distribution	Graphic iteration using universal velocity distribution	Neglecting secondary flow
Nijsing & Eifler (1970)	1.0~ 1.22	Triangular	Axial velocity, Friction factor	Force balance	Considering secondary flow
Ramm & Johannsen (1975)	1.04~ 1.22	Triangular	Eddy diffusivity	Momentum eqn. Energy eqn.	Anisotropy, To modify Buleev's length scale
Carajilescov & Todreas (1976)	1.12~ 1.22	Triangular	Axial velocity, Secondary velocity, Wall shear stress	One equation model(k) Stream function	Length scale from experiment, Launder & Ying's model, Isotropy
Bartzis & Todreas (1979)	1.12	Triangular	Axial velocity, Secondary velocity, Kinetic energy	Two equation model(k, $\epsilon$ )	Anisotropy, Launder & Ying's model
Trupp & Aly (1979)	1.12~ 1.35	Triangular	Axial velocity, Secondary velocity, Kinetic energy, Wall shear stress, Friction factor	One equation model(k) Stream function	Isotropy, Launder & Ying's model
Seale (1982)	1.2	Wall subchannel	Axial velocity, Secondary velocity, Wall shear stress, Kinetic energy	Two equation model(k, $\epsilon$ )	Isotropy, Vorticity : new source model
Rapley (1982)	1.1~ 1.12	Triangular	Axial velocity, Wall shear stress, Friction factor	Two equation model(k, $\epsilon$ )	Anisotropy
Slagter (1982)	1.17~ 1.3	Triangular Wall subchannel	Axial velocity, Wall shear stress, Kinetic energy	One equation model(k)	Anisotropy FEM
Yang & Chieng (1987)	1.123~ 1.5	Triangular Square	Axial velocity, Wall shear stress, Fluid temperature, Heat transfer coefficient	Two equation model(k, $\epsilon$ )	Anisotropy

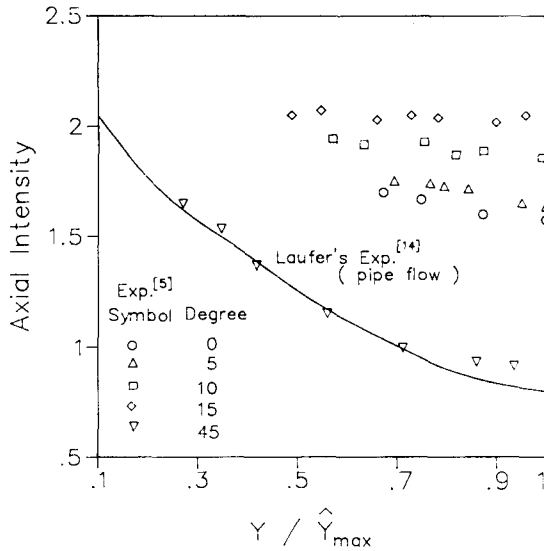


Fig. 5. Axial Turbulence Intensity

향 평균속도, 난류 운동에너지, 난류 운동에너지 소멸과 관련시켜 모델링하게 된다. 이러한 기법을 사용하여 여러 연구자에 의해 축방향 평균속도, 난류 운동에너지, 이차 유동 등이 예측되었다. 표 2에 현재까지 수행되어 온 주요해석적 방법에 의한 연구결과가 요약되어 있다.

현재 주로 수행되고 있는 해석적 연구는 난류 모델방법에 따라 크게 다음의 2 부류로 나눌 수 있다.

1) 핵 연료봉 주위의 난류 유동장에서 이웃한 부수 사이의 난류확산(turbulent diffusion)은 이차 유동을 무시하고 단순한 등방성 이론(isotropic theory)에 의해 예측된 값보다 크고 간극의 크기에 상대적으로 무관하다는 연구 결과로부터 비등방성(anisotropy)의 영향을 고려하여 인위적으로 모델링하게 된다. 주로 사용되는 방법은 첫째는 방향에 따라 난류 특성 길이를 다르게 주어 비등방성 효과를 주는 것이고 둘째는 비등방성을 나타내는 모델 함수를 도입하는 것이다. 현재까지 개발된 난류 특성 길이나 비등방성을 나타내는 모델 함수는 많으나 만족되는 범위가 한정되어 있다. 모든 기하학적 조건(P/D)에 대해 적용되는 모델 함수나 난류 특성 길이를 찾는 것은 매우 어렵다. 즉 이 방법은 보편성을 갖는 모델을 개발하는 것이 가장 큰 문제점이다.

2) 이차 유동의 크기가 절대값은 작으나 이차 유동에 의해 생성되는 대류항(convection term)이 전체 유동장에 큰 영향을 미치게 된다. 따라서 이차 유동에 의해 생성

되는 난류 응력을 정확하게 모델링할 수 있으면 등방성 이론을 사용해도 실제 유동 현상을 예측할 수 있다는 관점이다. 실제로 지금까지 사용된 유동 단면에서의 이차 유동 난류 응력에 대한 모델은 사각판이나 구석 유동에서 개발된 모델을 사용하고 있다. 따라서 많은 실험을 통해 본 유동장에 맞는 이차 유동을 예측할 수 있는 모델을 개발하여야 한다.

위 두 방법의 비교를 위해 정상 상태의 충분히 발달된 핵 연료봉 주위의 난류 유동장에서 난류 유동에너지와 난류 운동에너지 소멸 방정식을 직교 좌표계의 형태로 쓰면 다음과 같다.

$$\partial(\rho uk)/\partial x + \partial(\rho vk)/\partial y = \partial[(\mu_{\text{tr}}/\sigma_k) \partial k/\partial x]/\partial x + \partial[(\mu_{\text{tr}}/\sigma_k) \partial k/\partial y]/\partial y + P - \rho \epsilon \quad (1)$$

$$\partial(\rho u \epsilon)/\partial x + \partial(\rho v \epsilon)/\partial y = \partial[(\mu_{\text{tr}}/\sigma_\epsilon) \partial \epsilon/\partial x]/\partial x + \partial[(\mu_{\text{tr}}/\sigma_\epsilon) \partial \epsilon/\partial y]/\partial y + \epsilon(C_{\epsilon 1} P - C_{\epsilon 2} \rho \epsilon)/k \quad (2)$$

여기서

P : production rate of turbulent kinetic energy

C<sub>ε1</sub>, C<sub>ε2</sub> : model constants

σ<sub>k</sub>, σ<sub>ε</sub> : turbulent Prandtl number for k and ε

μ<sub>t</sub> : turbulent viscosity

첫번째 방법은 윗식에서 이차 유동을 무시하므로 (1), (2)식의 좌변항들이 제거되고 난류 와점도는 비등방성을 고려하여 방향에 따라 다르게 모델된다. 비등방성을 나타내는 모델함수는 예측값과 실험치가 잘 일치되는 최적 함수이다.

두번째 방법은 이차유동의 효과를 고려하게 되는데 여기서는 x방향의 대류항이 크다고 가정하면(실제는 방위 각 방향의 효과가 크다) 다음과 같은 모델이 가능하다.

$$\partial(\rho uk)/\partial x \equiv \partial[B(\mu_{\text{tr}}/\sigma_k) \partial k/\partial x]/\partial x$$

$$\partial(\rho u \epsilon)/\partial x \equiv \partial[B(\mu_{\text{tr}}/\sigma_\epsilon) \partial \epsilon/\partial x]/\partial x \quad (3)$$

위 모델식을 (1), (2)에 대입하면 다음과 같다.

$$\partial[(1+B)(\mu_{\text{tr}}/\sigma_k) \partial k/\partial x]/\partial x + \partial[(\mu_{\text{tr}}/\sigma_k) \partial k/\partial y]/\partial y + P - \rho \epsilon = 0 \quad (4)$$

$$\partial[(1+B)(\mu_{\text{tr}}/\sigma_\epsilon) \partial \epsilon/\partial x]/\partial x + \partial[(\mu_{\text{tr}}/\sigma_\epsilon) \partial \epsilon/\partial y]/\partial y + \epsilon(C_{\epsilon 1} P - C_{\epsilon 2} \rho \epsilon)/k = 0 \quad (5)$$

앞 식에서 이차 유동에 의한 대류항이 난류 확산항과 같은 형태로 모델이 되면 비등방성만을 고려한 첫번째 방법과 같아지는 것을 알 수 있다.

즉 이차 유동을 무시하고 비등방성을 도입한 모델은

난류 확산 전달 과정에서 비등방성을 도입한 것이 자동적으로 이차 유동의 대류항 효과를 포함하게 된다.

그림 4에서 Rapley<sup>[9]</sup> 등에 의해 예측된 벽면 전단응력이 실험치와 잘 일치하는 것을 알 수 있다. 벽면 전단 응력의 경우 비등방성 모델함수를 도입한 경우도 잘 맞추고 있으나 난류 응력은 이차 유동에 의한 모델이 실험치와 더 근사하고 이차 유동은 이 방법에 의해서만 예측될 수 있다. 그러나 그림 6에서 볼 수 있듯이 이차 유동에 의한 모델도 난류 응력을 정확하게 모사하지 못하고 있다. 따라서 핵 연료봉 주위의 난류 유동장에 맞는 이차 유동에 대한 모델을 개발하여야 한다.

수치 해석을 위해 유한 차분법(FDM)이나 유한 요소법(FEM)을 사용하는데 전자는 후자에 비해 수행 시간이 적은 장점이 있으나 복잡한 기하 형태에 대해서는 경계 조건을 만족시키는 것이 힘들다. 유한 요소법은 복잡한 기하 형태의 유동에도 적용이 쉬우나 컴퓨터 용량이 커야 하고 수행 시간이 오래 걸린다.

### 3. 주요 난류 모델 및 문제점

핵 연료봉 주위의 난류 유동장을 해석하기 위해 필요한 주요 난류 모델링과 쟁점사항을 정리하면 다음과 같다.

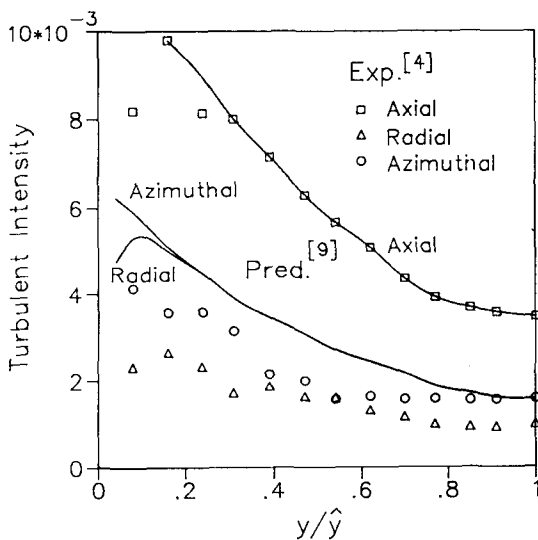


Fig. 6. Turbulent Intensity Profiles for P/D=1.123 and  $Re=2.7 \times 10^4 (u^2/\bar{U}^2)$

#### 1) 난류 특성 길이(L)

난류 특성 길이는 일반적으로 Buleev<sup>[8]</sup>가 제안한 이론식에서 구해지나 구조가 복잡한 유동에서는 간단하게 구할 수 없어서 실험 데이터를 이용하게 된다. 즉 예측된 계산 결과가 실험치와 잘 일치되도록 난류 특성 길이를 구하게 된다. 현재 난류 특성 길이를 모사하기 위해 여러 모델 함수가 개발되어 있다. 그러나 각 모델 함수가 모든 기하학적 형태(P/D)에 대해 만족되지 못하므로 보편성 있는 모델의 개발이 필요하다.

#### 2) 이차 유동 모델

유동 단면이 비원형인 경우, 이차 유동이 발생하게 되고 이것이 전체 난류 유동장 특성에 큰 영향을 미치게 되므로 이차 유동의 모델은 해석적 연구에서 가장 중요한 부분이다. 현재 이차 유동을 모사하기 위해 사용되는 방법은 사각 덕트내에서 이차 유동을 모사하기 위해 개발된 Launder와 Ying<sup>[10]</sup>의 모델로 모델 상수를 변화시켜 사용하고 있다. 따라서 연구자에 따라 모델 상수가 다르고 유동장의 기하학적 조건(P/D)에 따라 만족스런 결과가 나오지 못하는 경우도 존재한다.

본 유동장에 맞는 모델을 개발하기 위해서는 많은 실험 데이터가 필요하나 이차유동의 크기가 너무 작기 때문에 측정이 어려워 데이터가 거의 없는 상태이다. 따라서 새로운 측정 기법을 개발하여 많은 실험 데이터를 얻어야 하겠다.

#### 3) 비등방성

해석적 연구에서 이차 유동을 무시하고 비등방성 모델 함수를 사용하는 경우 지배 방정식의 대류항(비선형항)이 무시되어 계산이 용이하게 된다. 그러나 비등방성 모델은 앞에서 언급한 바와 같이 이차 유동의 대류항 효과가 모델에 포함되게 되므로 보편성을 갖는 최적의 모델 함수를 찾아야 한다. 현재 10여종의 비등방성 모델 함수가 개발되어 있다.<sup>[11]</sup>

#### 4) 혼합물과 간극 크기 관계

혼합물은 난류 유동장 내의 온도 분포에 가장 큰 영향을 미치는 인자로 간극의 크기에 관계없이 거의 일정하다고 알려져 있다. 이러한 관계를 모사하기 위해 실험 데이터를 이용해서 혼합물을 나타내는 여러 상관관계식이 알려져 있으나 보편성을 갖는 상관식은 아직 없다. 최근에는 혼합물이 큰 와류의 주기적인 운동과 관련이

있다는 실험 결과가 보고되고 있다<sup>[12]</sup>.

#### 4. 결 론

핵 연료봉 주위의 난류 유동장의 특성을 현재까지 보고된 실험 데이터를 통해 관 유동과 비교해서 기술하였고 이 분야에 대한 해석적 연구 동향과 문제점을 검토하였다.

실험을 통한 연구는 난류 응력 등 많은 난류 특성이 측정되어 난류 유동장 특성 파악에 큰 도움이 되었다. 그러나 아직도 이차 유동(secondary flow) 등 주요 유동 인자가 실험기법상의 문제점으로 인해 정확하게 측정되지 못하고 있다.

이론적 연구는 난류 모델링에 의한 수치 해석 기법이 많이 수행되고 있다. 그러나 아직도 확실하게 검증된 해석적 연구방법은 없다. 주로 개발되고 있는 난류 모델은 이차 유동과 비등방성에 대한 것으로 이를 위해서는 더 많은 실험 데이터가 요구된다. 현재까지의 이론적 연구 결과를 보면 주로 난류 평균 인자(축방향 평균 속도, 벽면 전단응력)의 예측치와 실험치가 일치되는 것으로 모델의 적합성 여부를 평가하고 있는데 이 값들이 잘 일치되어도 난류 운동에너지, 이차 유동, 혼합률 등은 만족되지 못할 수가 있기 때문에 이에 대한 상세한 검토가 필요하다.

#### 참 고 문 헌

1. A.C. Trupp and R.S. Azad, "The Structure of Turbulent Flow in Triangular Array Rod Bundles", Nuclear Engineering and Design, Vol. 32, p 47, 1975
2. V.I. Subbotin, P.A. Ushakov, Y.P. Levchenko, A.M. Alexandrov, "Velocity Field of Turbulent Fluid Flow in a Longitudinal Streamline of Clusters of Rods", AEC-TR-719, 1971
3. V. Vonka, "Turbulent Transports by Secondary Flow Vortices in a Rod Bundle", Nuclear Engineering and Design, Vol. 106, p 209, 1988
4. P. Carajilescov and N.E. Todreas, "Experimental and Analytical Study of Axial Turbulent Flows in an Interior Subchannel of a Bare Rod Bundle", ASME H. Heat Transfer, Vol. 98, p 262, 1976
5. J.D. Hooper, "Developed Single Phase Turbulent Flow Through a Square-Pitch Rod Cluster", Nuclear Engineering and Design, Vol. 60, p 365, 1980
6. A.C. Trupp and A.M.M. Aly, "Predicted Secondary Flows in Triangular Array Rod Bundles", ASME J. Fluids Engineering, Vol. 101, p 354, 1979
7. J.G. Bartzis and N.E. Todreas, "Turbulence Modeling of Axial Flow in a Bare Rod Bundle", ASME J. Heat Transfer, Vol. 101, p 628, 1979
8. C.W. Rapley, "The Simulation of Secondary Flow Effects in Turbulent Non-Circular Passage Flows", Int. J. for Numerical Methods in Fluids, Vol. 2, p 331, 1982
9. C.W. Rapley and A.D. Gosman, "The Prediction of Fully Developed Axial Turbulent Flow in Rod Bundles", Nuclear Engineering and Design, Vol. 97, p 313, 1986
10. B.E. Launder and W.M. Ying, "Prediction of Flow and Heat Transfer in Ducts of Square Cross Section", The Institution of Mechanical Engineers, Proceedings, Vol. 187, p 455, 1973
11. A.S. Yang and C.C. Chieng, "Turbulent Heat and Momentum Transports in an Infinite Rod Array", ASME J. Heat Transfer, Vol. 109, p 599, 1987
12. S.V. Moller, "On Phenomena of Turbulent Flow Through Rod Bundles", Experimental Thermal and Fluid Science, Vol. 4, p 25, 1991
13. M. Fakory and N.E. Todreas, "Experimental Investigations of Flow Resistance and Wall Shear Stress in the Interior Subchannel of a Triangular Array of a Parallel Rods", ASME J. Fluids Engineering, Vol. 101, p 429, 1979
14. J. Laufer, "The Structure of Turbulence in Fully Developed Pipe Flow", NACA Report 1174, 1954