2001 추계학술발표회 논문집
한국원자력학회

핵연료다발의 유동분석을 통한 복합 유동혼합 날개의 형상 최적화

Optimal Design of Hybrid Vane in a Nuclear Fuel Bundle by the Flow Analysis

인왕기, 오동석, 전태현
한국원자력연구소
대전광역시 유성구 덕진동 150

요 약

핵연료다발의 복합 유동혼합 날개의 최적설계를 위하여 전산유체역학을 이용한 유동분석을 수행하였다. 복합 유동혼합 날개는 한국원자력연구소에서 개발중인 새로운 냉각수 혼합장치로 주 혼합날개와 부 혼합날개로 구성되어 있다. 복합 유동혼합 날개의 냉각수 혼합효과를 극대화하기 위해서는 날개 크기와 각도를 최적화하는 것이 중요하다. 주 유동방향으로부터 구부러진 날개각도는 주/부 혼합날개의 경우 각각 30^{o} - 40^{o} 와 0^{o} - 45^{o}로 변화시켰다. 세가지 크기의 부 혼합날개의 폭의 영향도 조사하였다. 예측된 핵연료다발의 속도분포를 이용하여 선회유동 및 횡류 혼합인자를 계산하였으며 복합 유동혼합 날개에 의한 압력강하 및 난류증가도 평가하였다. 최적의 주 혼합날개의 각도는 40^{o} 이고 부 혼합날개의 각도는 35^{o} 인 것으로 판단된다. 부 혼합날개의 폭은 횡류 혼합을 증가시키고 선회유동 혼합이 크게 감소되지 않도록 다소 작은 것이 바람직하다.

Abstract

A computational fluid dynamics (CFD) analysis was performed to propose an optimal design of hybrid vane in a nuclear fuel bundle. The hybrid vane is a new coolant-mixing device under development by Korea Atomic Energy Research Institute, which consists of two sets of primary and secondary vanes. To maximize the coolant mixing by the hybrid vane, its size and vane angle must be optimized. The vane angle, defined as the angle bent from the axial flow direction, changed from 30^{o} to 40^{o} and from 0^{o} to 45^{o} for the primary and secondary vanes, respectively. Effect of the secondary vane width was examined for three sizes. The swirl and crossflow mixing factors were estimated from the predicted velocity distributions in the fuel bundle. Pressure drop and turbulence increase due to the hybrid vane was also evaluated. The optimal vane angles are judged to be 40^{o} and 35^{o} for the primary and secondary hybrid vanes, respectively. The secondary vane width should be rather small to increase the crossflow mixing but not to significantly reduce the swirl mixing.

1. 서론

가압경수로에 사용되는 핵연료다발은 정방형의 봉 다발로 연료봉과 지지격자(grid spacer) 및 상하단 고정체로 구성된다(그림 1). 원자로의 냉각수는 인접한 연료봉들 사이에 형성된 다수의 부수로(subchannel)를 따라 흐른다. 지지격자는 연료봉의 지지 뿐만이 아니라 핵연료다발내의 유동분포를 변화시켜 핵연료다발의 임계열유속(critical heat flux)과 압력강하 등의 열수력 특성에 큰 영향을 미치게 된다. 근래에는 유동혼합 날개를 지지격자에 부착하여 냉각수 혼합을 향상시킴으로써 핵연료다발의 임계열유속을 증가시키려는 연구가 활발히 진행되고 있다. 유동혼합 날개에 의한 냉각수 혼합은 부수로 내부의 선회유동(swirl)과 부수로 사이의 횡류(crossflow)에 의해 주로 발생하는 것으로 알려져 있다.

유동혼합 날개의 효과를 극대화시키기 위해서는 날개의 형상과 위치 및 구부림 각도 등을 최적화해야 한다. 그러나 유동혼합 날개의 최적화는 다양한 경우에 대한 핵연료다발의 유동특성(선회유동과 횡류 등)의 분석이 필요하다. 따라서 전산유체역학(computational fluid dynamics) 방법

을 이용하여 유동혼합 날개 각각의 형상에 따른 핵연료다발의 유동특성을 분석하고 검증실험을 위한 최적의 유동혼합 날개를 결정하는 것이 중요하다.

Karoutas 등[(1)]은 유동혼합 날개가 부착된 핵연료다발내의 3 차원 난류유동을 실험 및 수치적으로 분석하였다. 이들은 CFD 코드인 CFDS - FLOW3D 를 이용한 수치해석 결과를 실험결과와 비교함으로써 핵연료다발의 부품개발을 위한 CFD 코드의 유용성을 보였다. Imaizumi 등[(2)]은 가압경수로 핵연료다발의 3 차원 유동특성을 평가하기 위한 CFD 방법을 제시하였다. In 등[(3,4)]은 CFD 분석을 통해 유동혼합 날개의 냉각수 유동혼합 특성을 잘 나타냈고 유동혼합 날개의 개발을 위한 CFD 방법의 효율성을 확인하였다. Ikeda 와 Hoshi[(5)]도 유동혼합 날개의 최적 후보모형 선정을 위한 CFD 방법의 유용성을 확인하였다.

한국원자력연구소에서는 핵연료다발의 열수력 성능을 향상시키기 위해 복합 유동혼합 날개(hybrid vane)가 있는 지지격자를 고안하였다[(6)]. 새로운 유동혼합 날개 지지격자의 개발을 위해서는 임계열유속 성능에 대한 시험이 필수적이다. 그러나 임계열유속 시험은 많은 비용과 시간이 소요되므로 시험에 앞서 유동혼합 날개의 최적화가 필수적이다. 따라서 이 연구에서는 CFD 방법을 이용하여 핵연료다발의 유동특성을 분석하여 복합 유동혼합 날개의 구부림 각도와 크기의 최적화 연구를 수행하였다.

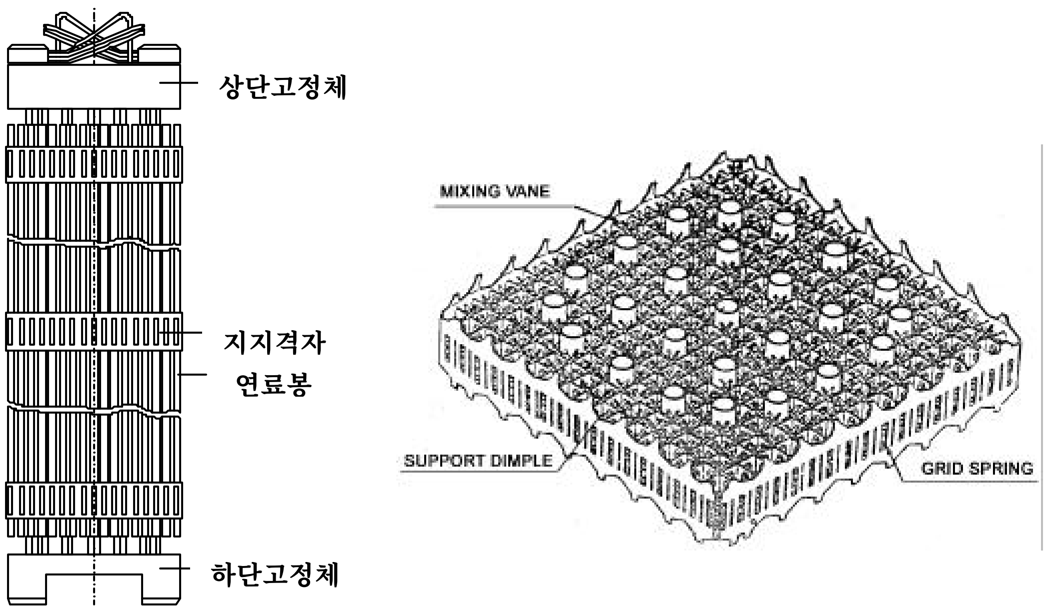

그림 1. 가압경수로의 핵연료다발과 지지격자

2. 유동혼합 날개의 모델링 및 수치해석 방법

2.1 복합 유동혼합 날개

복합 유동혼합 날개는 그림 2 와 같이 지지격자의 각 교차점에 4 개의 전향날개로 구성된다. 2 개씩 동일한 형상의 두 쌍의 주 혼합날개(primary vane)와 부 혼합날개(secondary vane)로 이루어져 있다. 사다리 모양의 지지대가 있고 지지대의 양쪽 경사면을 중심으로 전향날개가 동일한 방향으로 부수로 안쪽으로 구부러져 있다. 단면적이 넓은 날개가 주 혼합날개이며 상대적으로 크기가 작은 날개는 부 혼합날개이다. 주 혼합날개는 경사지게 구부러져 부수로 내부의 선회유동과 인접한 부수로 사이의 횡류를 동시에 발생시키기 위한 것이며 부 혼합날개는 주 혼합날개에 의한 유동혼합을 보다 증가시키기 위한 형상이다.

주 혼합날개 지지대의 폭은 보다 강력한 혼합유동을 유도하고 안정된 전향날개의 지지를 위해 연료봉의 간격과 동일하며 지지대의 높이와 전향날개의 길이는 지지격자의 하류 먼 곳까지 유동혼합이 유지되도록 결정하였다. 지지격자의 조립시 서로 간섭이 발생하지 않는 주 혼합날개의 최대 구부림 각도는 40° 이다. 부 혼합날개는 보조적인 유동혼합의 증진장치이므로 주 혼합날개보다

다소 작게 설계하였고 날개의 구부림 각도와 날개 지지대의 폭은 중요한 형상 최적화 인자이다. 따라서 이 연구에서는 주 혼합날개의 구부림 각도는 물론이고 부 혼합날개의 구부림 각도와 지지대의 폭의 영향을 분석하였다.

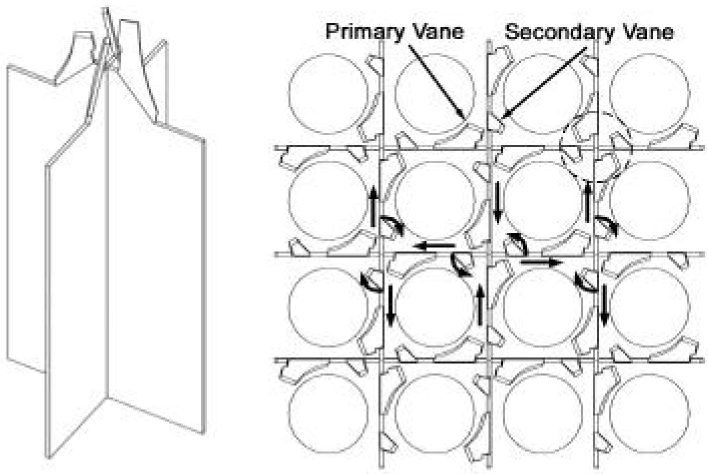

그림 2. 복합 유동혼합 날개의 핵연료다발 지지격자 및 부수로 유동혼합의 개략도

2.2 수치해석 모델 및 경계조건

효율적인 수치해석을 위해 부수로 유동의 대칭성을 고려하여 한 개의 지지격자를 포함하는 단일 부수로를 수치해석 영역으로 설정하였다. 즉, 핵연료다발 지지격자의 상류 30 mm 지점으로부터 다음 지지격자 이전까지를 전체 수치해석 모델 영역으로 선정하였다. 연료봉의 지지를 위한 지지격자의 부착물(스프링, 딤플 등)은 지지격자의 하류유동에 미치는 영향이 크지 않으므로 여기서는 수치해석 모델의 단순성을 위해 무시하였다. 지지격자의 판과 혼합날개의 두께도 무시하였다. 연료봉의 직경(D)은 9.5 mm 이고 봉 간격(P)은 12.8 mm 이다. 그림 3 은 복합 유동혼합 날개가 있는 지지격자의 수치해석 모델을 나타낸다.

수치해석 모델은 120 개의 다중블록으로 구성된 3 차원 정렬격자(structured grid) 모델이다. 다양한 전산격자에 대한 수치해석 시험결과 최적의 격자 수는 부수로 단면의 수평/수직 중심선에 각각 32 개, 연료봉 사이(gap)에는 20 개이며 축방향으로는 200 개이다. 3 차원 수치해석 모델의 전체 셀 개수는 206000 개이다. 그림 4 는 지지격자 부분과 부수로 단면에서의 셀 형태를 보여주고 있다.

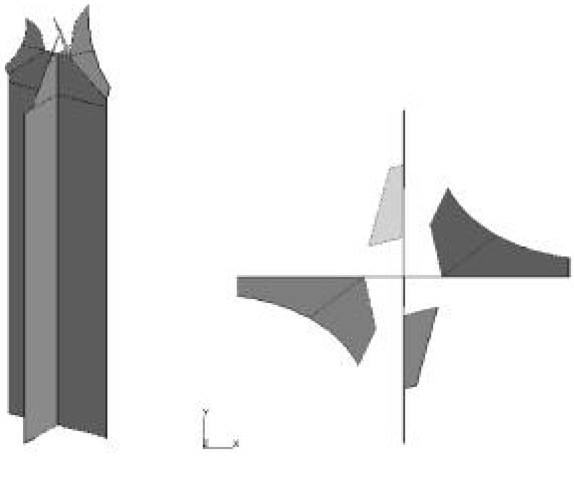

그림 3. 복합 유동혼합 날개가 있는 핵연료다발 지지격자의 수치해석 모델

수치해석 모델의 입구경계에서는 균일유동 조건을 가정하고 출구경계에서는 일정압력 조건을 설정하였다. 입구경계의 균일유동 조건은 완전발달유동 조건의 결과와 지지격자의 하류에서 큰 차이를 나타내지 않았다. 부수로 측면경계에서는 인접 부수로 사이의 횡류혼합을 고려한 특별한 연속 경계조건을 설정하였다. 즉 핵연료다발의 부수로 배열과 유동혼합 날개에 의한 횡류 방향을 고려하여 두 개의 부수로 측면경계가 각각 연결된 조건으로 한쪽에서 나온 유체는 다른 한쪽으로 들어가게 된다. 연료봉과 지지격자 표면에서는 미끄럼 방지(no - slip) 조건을 사용하였다.

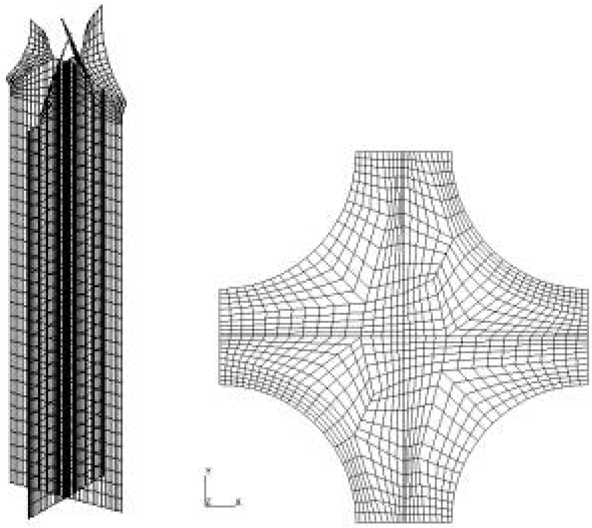

그림 4. 핵연료다발 지지격자와 부수로 단면의 전산격자

2.3 수치해석

유동혼합 날개가 있는 지지격자를 포함하는 핵연료다발은 형상이 복잡하고 3 차원 유동분석이 필요하므로 범용 CFD 코드인 CFX - 4[7]을 이용하였다. 핵연료다발내의 유동은 일반적으로 복잡한 난류유동이므로 공학적으로 많이 이용되고 있는 Launder 와 Spalding 의 표준 $k-e$ 모델[8]을 사용하였다. 표준 $k-e$ 모델은 벽함수를 이용한 고 레이놀즈 수 에디 점성계수 모델로 회전유동의 예측에는 다소 부정확한 것으로 알려져 있으나 복잡한 유동 문제의 경우 수렴성이 뛰어나고 계산시간도 단축되므로 많이 이용되고 있다. 지배방정식의 이산화를 위한 유한 차분법은 하이브리드 도식을 이용하였다. 대수 다중격자(algebraic multi - grid) 해법을 이용하여 압력방정식의 해를 구하였으며 보다 안정된 해를 얻기 위해서 하향완화(under - relaxation) 인자를 사용하였다. 수치계산은 질량보존 방정식의 잔차(residual)의 합이 입구 전체유량의 0.05% 이하가 될 때까지 반복하였으며 수렴 해를 얻기 위해서는 약 7000 회의 반복계산이 소요되었다. 이 계산은 워크스테이션 HP9000 C200 과 C180(PA8000 CPU, 1.0GB RAM)을 이용하여 수행되었다.

작동유체는 상온의 물이며 부수로 평균 유속(V_{bulk})은 원자로의 정상운전 조건과 비슷한 7.0 m/s (Re=87000)이다. 부수로의 수력직경(D_h)은 12.5 mm 이다. 복합 유동혼합 날개의 주 혼합날개의 각도(q_1)는 지지격자의 조립을 위한 허용 최대 각도가 40^o 이므로 30^o, 35^o, 40^o 로 변화시켰으며, 부 혼합날개의 각도(q_2)는 0^o(부 혼합날개가 없는 경우), 20^o - 45^o 인 경우에 대해 각각 수치해석을 수행하였다. 또한 부 혼합날개 지지대의 폭(w)은 부수로 내부 회전유동의 유효직경(지지격자 교차점으로부터 연료봉 표면까지의 거리 x 2)과 동일한 경우($w=w_o$)를 기본으로 하고 이보다 크고($w=1.2w_o$) 작은($w=0.8w_o$) 세가지 경우에 대해 수치계산을 각각 수행하였다.

3. 유동계산 결과 및 분석

3.1 속도분포

복합 유동혼합 날개가 있는 지지격자의 하류에서 예측된 부수로 단면의 속도벡터는 그림 5 와

같다. 복합 유동혼합 날개는 지지격자 가까이서($z=2D_h$) 부수로 내부에 타원형의 선회유동을 발생시키고 인접한 부수로 사이에도 많은 횡류를 발생시키는 것으로 나타났다. 하류로 갈수록 횡류는 급격히 감소하고 선회유동도 서서히 감소하는 것을 알 수 있다. 지지격자의 하류 $z=5D_h$ 이후에는 선회유동이 동심원 형태로 바뀌고 크기도 감소하였다. 횡류는 보다 빠르게 감소하여 지지격자의 하류 $z=10D_h$ 이후에는 매우 미미한 것으로 나타났다. 지지격자로부터 다소 멀리 떨어진 $z=20D_h$이후에는 선회유동도 크게 감소하여 축방향 중심의 유동형태로 변하는 것을 알 수 있다.

특히, 지지격자의 하류 $z=5D_h$ 의 부수로 측면경계의 일부분에서 횡류속도의 방향이 바뀌는 것이 예측되었다. 이것은 주 혼합날개가 연료봉 쪽으로 경사지게 구부러져 부수로 측면경계의 한 쪽으로 횡류가 크게 발생하기 때문이다. 그러나 선회유동의 방향은 동일하게 유지되는 것으로 나타났다. 이러한 횡류속도의 반전현상이 횡류를 급격히 감소시키는 것으로 판단된다. 따라서 향후에는 횡류속도의 반전현상을 줄이고 선회유동도 증가시킬 수 있는 방안이 필요하다.

복합 유동혼합 날개가 있는 지지격자의 하류에서 속도분포의 변화는 그림 6 과 같이 예측되었다. 축 방향의 속도(V_{axial})와 종방향의 속도($V_{lateral}$)는 각각 부수로 중심선을 따른 주 유동방향과 수직방향의 속도를 나타내며, 횡류속도(V_{cross})는 연료봉 사이에서 인접한 부수로를 향한 수직방향 속도를 나타낸다. 축방향의 속도분포는 지지격자 가까이서 변화가 크게 나타났으며 하류로 갈수록 부수로의 중앙(x=0)에서 속도가 증가하는 것을 알 수 있다. 지지격자의 하류 $z=30D_h$ 이후에는 포물선 형태의 완전발달 속도분포를 보이고 있다. 종방향의 속도는 부수로 중앙을 기준으로 방향이 반대인 대칭적인 분포를 보이고 있다. 이는 복합 유동혼합 날개에 의해 부수로 내부에 회전유동이 발생되기 때문이다. 지지격자의 하류로 갈수록 종방향의 속도크기는 점차 감소하는데 이는 선회유동의 강도가 감소하는 것을 의미한다. 한편, 횡류속도의 분포로부터 지지격자의 가까이서($z < 5D_h$) 인접한 부수로와 횡류가 많이 발생하는 것을 알 수 있다. 양(+)의 횡류속도는 인접한 부수로에서 유입되는 속도를 나타낸다. 지지격자의 하류 $z=5D_h$ 에서 횡류의 방향이 바뀌기 시작하여 $z=15D_h$ 이후에는 방향이 완전히 바뀌는 ‘속도반전’ 현상을 확인할 수 있다.

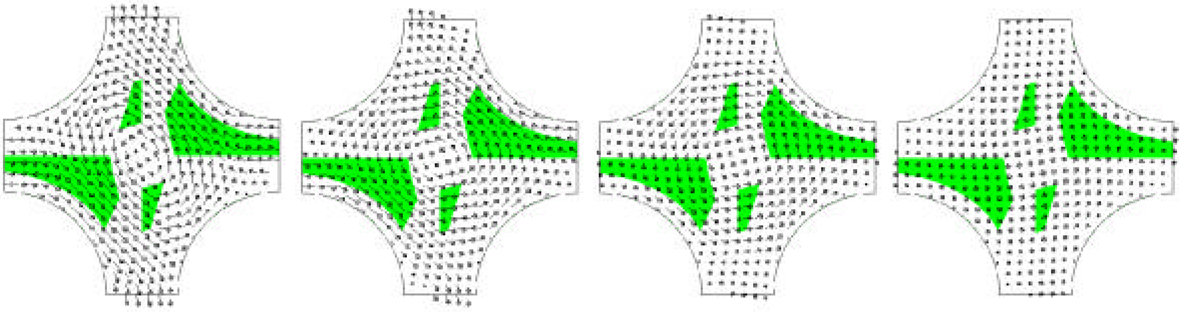

그림 5. 지지격자 하류에서의 부수로 속도벡터($\theta_1=40^o$, $\theta_2=35^o$, $w=0.8w_o$); (왼쪽부터) $z=2D_h$, $5D_h$, $10D_h$, 및 $20D_h$

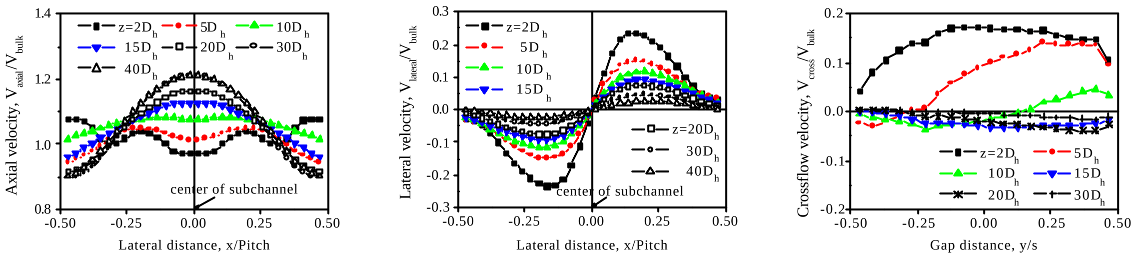

그림 6. 지지격자 하류에서의 부수로 속도분포($\theta_1=40^o$, $\theta_2=35^o$, $w=0.8w_o$)

3.2 압력과 난류에너지 분포

유동혼합 날개는 냉각수 혼합을 향상시킬 뿐만이 아니라 압력손실도 증가시키는 요인이다. 따라서 유동혼합 날개로 인한 추가적인 압력손실을 최소화해야 한다. 그림 7 은 복합 유동혼합 날개각도의 변화에 따른 부수로의 압력분포를 나타낸다. 지지격자의 전후에서 압력강하가 크게 발생하고 지지격자에서 다소 떨어진 하류에서는 선형적인 변화를 보이고 있다. 날개각도가 커질수록 압력손실이 증가하고 특히 주 혼합날개의 영향이 큰 것을 알 수 있다.

핵연료다발의 냉각수의 혼합은 선회유동과 횡류에 의한 거시적인 유동혼합 뿐만이 아니라 난류혼합에 의해서도 발생된다. 그림 8 은 복합 유동혼합 날개각도의 변화에 따른 부수로의 평균 난류에너지 분포를 나타낸다. 지지격자 위치에서 유속 변화가 크므로 난류에너지가 현저히 증가하지만 지지격자 하류에서는 급격히 감소하는 것으로 예측되었다. 날개각도의 변화에 따른 차이는 미미한 것을 알 수 있다.

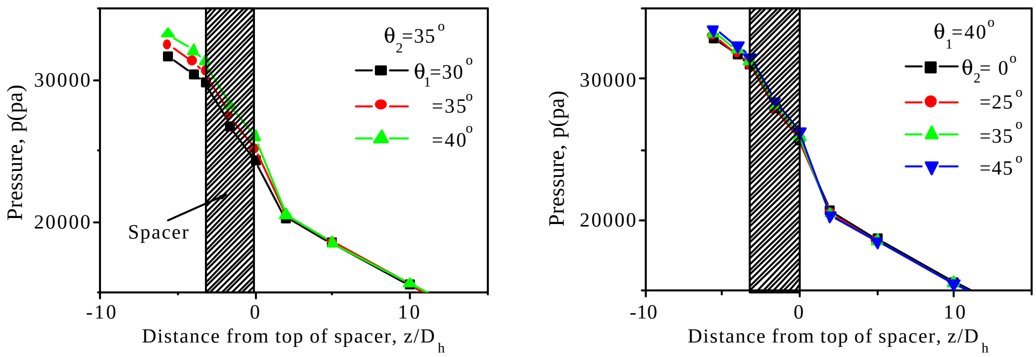

그림 7. 복합 유동혼합 날개 지지격자 근처의 압력분포; (좌) 주 혼합날개 각도의 영향, (우) 부 혼합날개 각도의 영향

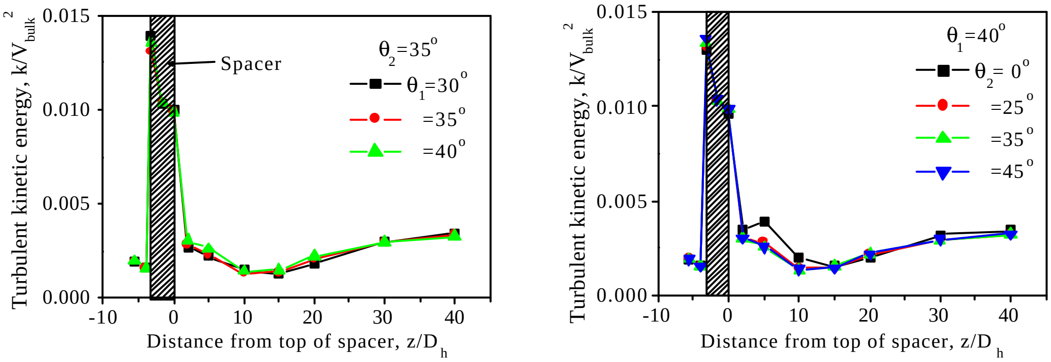

그림 8. 복합 유동혼합 날개 지지격자 전후에서의 난류에너지 분포; (좌) 주 혼합날개 각도의 영향, (우) 부 혼합날개 각도의 영향

3.3 유동혼합의 크기

유동혼합의 크기를 평가하기 위해 부수로 내부의 선회유동 혼합인자(S_M)와 부수로 사이의 횡류 혼합인자(F_{CM})를 각각 다음과 같이 정의하였다.

$$S_M = \frac{\int r^2 V_{lateral} V_{axial} dr}{R_S \int r V_{axial}{}^2 dr}, \qquad (1)$$

$$F_{CM} = \frac{1}{s}\int \frac{|V_{cross}|}{V_{bulk}} dy. \quad (2)$$

여기서 r 은 부수로 중앙으로부터의 거리를 나타내며, R_S 는 유효 회전유동 반경으로 부수로 중앙으로부터 연료봉 표면까지의 수직거리를 의미한다. 식 (2)의 변수 s 는 연료봉 사이의 수로 간격을 나타낸다.

그림 9 는 지지격자 하류에서 선회유동 혼합인자와 횡류 혼합인자의 변화를 나타낸 것이다. 지지격자 가까이서 선회유동에 의한 냉각수 혼합이 크게 증가하고 하류로 갈수록 감소하는 것으로 나타났다. 그러나 먼 하류($z>30D_h$)까지 혼합효과가 뚜렷하게 나타나는 것을 알 수 있다. 주 혼합날개의 구부림 각도가 증가할수록 선회유동 혼합이 증가하는 특성을 보이고 있다. 부 혼합날개의 경우 구부림 각도가 증가할수록 선회유동 혼합이 증가하지만 35^o 이상에서는 증가량이 미미한 것으로 나타났다.

한편, 횡류혼합은 그림 10 에 나타난 바와 같이 지지격자의 가까운 하류에서 크게 발생하지만 하류로 갈수록 급격히 감소하는 것으로 예측되었다. $z=15D_h$ 근처에서 횡류가 다시 증가하는 특성을 보이고 있는데 이는 앞에서 언급한 바와 같이 $z=5D_h$ - $10D_h$ 에서 횡류속도의 반전현상이 발생하여 약 $z=15D_h$ 에서 횡류속도의 방향이 완전히 바뀌기 때문이다. 이러한 횡류의 증가특성은 주 혼합날개의 각도가 클수록 뚜렷하게 나타났다. 주 혼합날개의 각도가 증가함에 따라 횡류혼합도 현저하게 증가하였으며 부 혼합날개의 각도는 작을수록 지지격자의 가까운 하류($z<5D_h$)에서 횡류혼합이 증가하는 것으로 나타났다.

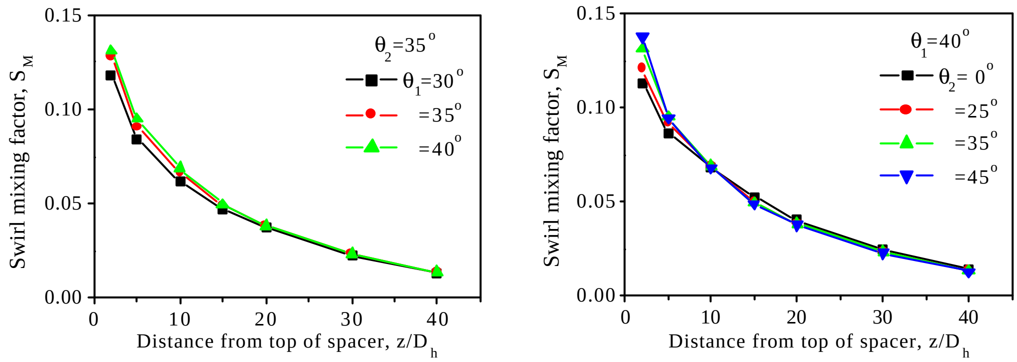

그림 9. 복합 유동혼합 날개의 구부림 각도에 따른 선회유동 혼합인자; (좌) 주 혼합날개 각도의 영향, (우) 부 혼합날개 각도의 영향

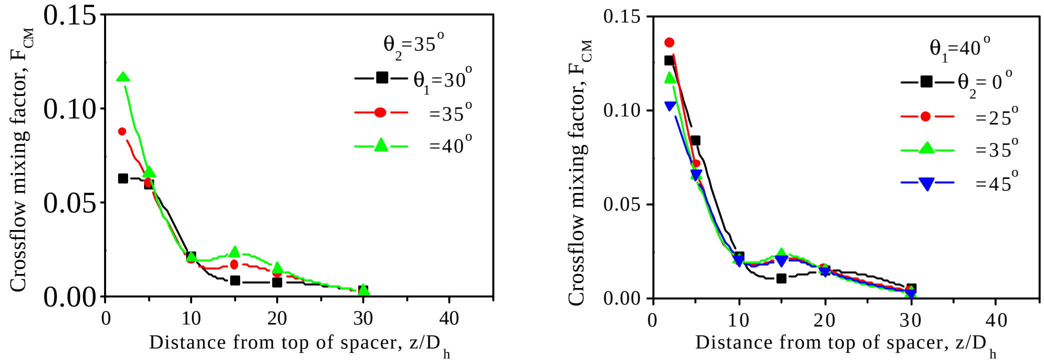

그림 10. 복합 유동혼합 날개의 구부림 각도에 따른 횡류 혼합인자; (좌) 주 혼합날개 각도의 영향, (우) 부 혼합날개 각도의 영향

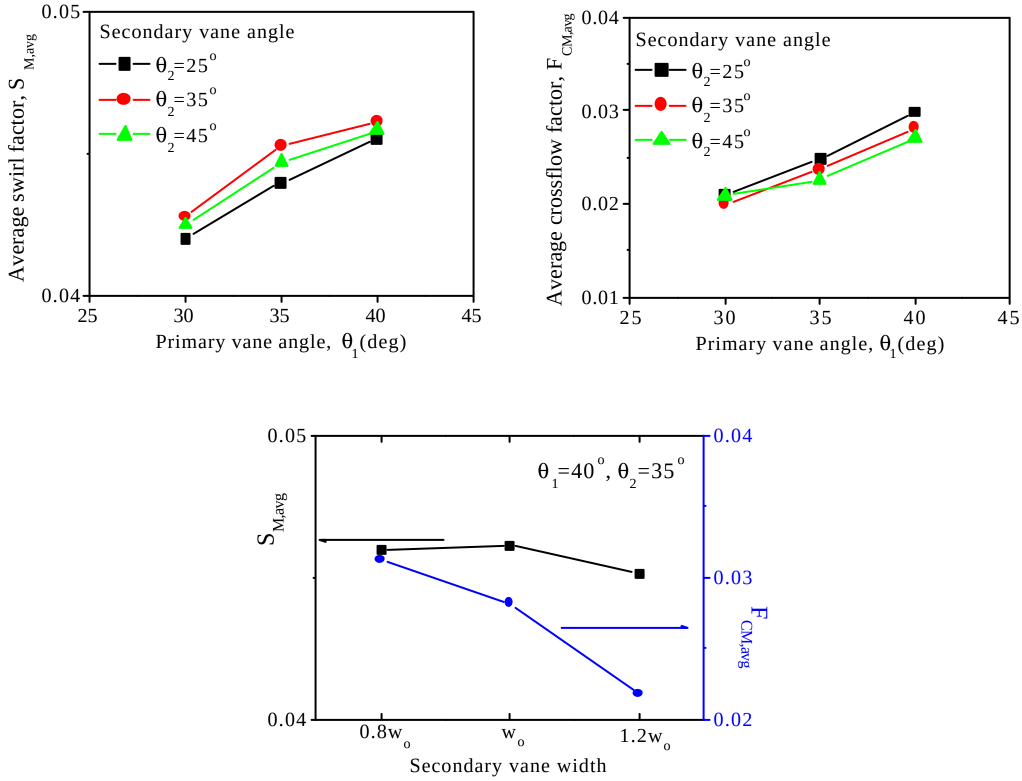

그림 11. 부수로 평균 선회유동 혼합인자($S_{M,avg}$)와 횡류 혼합인자($F_{CM,avg}$)

그림 11 은 복합 유동혼합 날개각도 및 부 혼합날개의 폭의 변화에 따른 부수로 평균 선회유동 혼합인자($S_{M,avg}$)와 횡류 혼합인자($F_{CM,avg}$)를 나타낸 것이다. 평균 선회유동 혼합인자는 주 혼합날개의 각도가 커질수록 현저히 증가하였으나 부 혼합날개의 각도가 35° 이상인 경우 오히려 감소하는 경향을 보이고 있다. 즉, 선회유동 혼합효과를 극대화하기 위한 주/부 혼합날개의 각도는 40°/35° 이다. 그러나 평균 횡류 혼합인자는 주 혼합날개의 각도가 커질수록 부 혼합날개의 각도는 작을수록 증가하는 경향을 보이고 있다. 주/부 혼합날개의 각도가 40°/25° 인 경우가 40°/35° 인 경우보다 횡류혼합이 다소 크다. 부 혼합날개 지지대의 폭은 기준치(w_o)보다 크면 오히려 선회유동과 횡류 혼합인자가 모두 감소하였고 기준치보다 작으면 선회유동 혼합인자는 다소 감소하지만 횡류 혼합인자 증가하는 경향을 보이고 있다.

위와 같은 복합 유동혼합 날개가 있는 핵연료다발의 유동특성을 분석한 결과 주 혼합날개의 최적 구부림 각도는 허용 최대각인 40° 인 것으로 판단된다. 부 혼합날개의 경우에는 구부림 각도가 커지면 선회유동 혼합이 증가하지만 횡류 혼합은 감소하는 경향을 나타냈다. 또한 부 혼합날개의 폭이 작아지면 선회유동 혼합이 감소하지만 횡류 혼합은 증가하였다. 그림 12 는 주 혼합날개의 각도가 40° 인 경우 부 혼합날개의 구부림 각도와 폭의 변화에 따른 선회유동 혼합인자와 횡류 혼합인자 및 압력손실을 부 혼합날개가 없는 경우($\theta_2=0°$)와 비교하여 나타낸 것이다. 부 혼합날개의 각도가 약 20° 근처에서 횡류 혼합이 가장 크게 나타나지만 선회유동 혼합은 감소하여 부 혼합날개가 없는 경우보다도 작게 나타났다. 부 혼합날개의 구부림 각도가 증가함에 따라 횡류 혼합은 감소하고 선회유동 혼합과 압력손실은 증가하는 것을 알 수 있다. 부 혼합날개 지지대의 폭이 기준치보다 20% 작은 경우($w=0.8w_o$) 횡류 혼합인자가 현저히 증가하였고 압력손실도 다소 감소하였으며 선회유동 혼합인자는 약간 감소하였다. 즉 부 혼합날개의 폭은 기준치보다 다소 작은 것이 복합 유동혼합 날개의 성능을 향상시키는 것으로 판단된다. 부 혼합날개의 폭이 작은 경우 날개각도가 약 30° 이하에서 횡류 혼합인자는 다소 크게 증가하지만 선회유동 혼합인자는 혼합날개가 없는 경우보다도 작다. 또한 부 혼합날개의 구부림 각도가 45° 인 경우 35° 인 경우에 비해 횡류혼합인자와 선회유동 혼합인자가 모두 감소하고 압력손실은 증가하는 것을 알 수 있다.

따라서 부 혼합날개의 최적의 구부림 각도는 35^{o} 이며 폭은 기준치보다 약 20% 작은 것으로 판단된다.

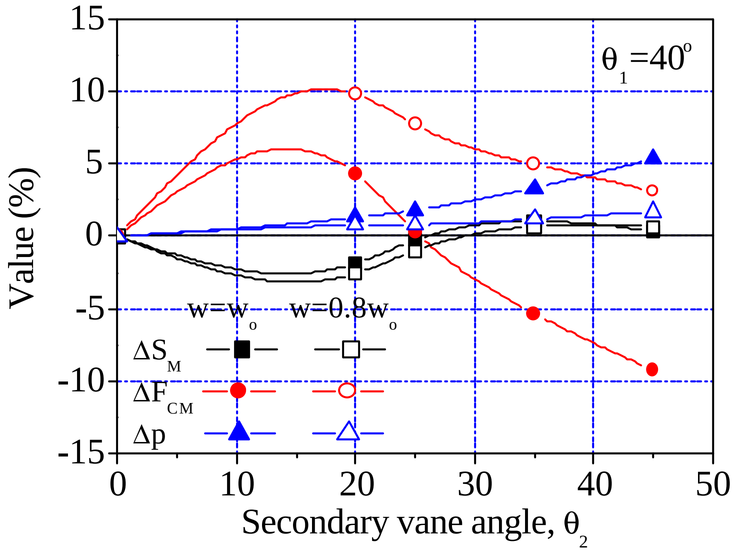

그림 12. 복합 유동혼합 날개의 유동혼합 및 압력손실의 특성 변화

4. 결론

전산유체역학 방법을 이용하여 핵연료다발의 유동특성을 분석하여 복합 유동혼합 날개의 최적화 연구를 수행하였다. 복합 유동혼합 날개의 주요 최적화 인자는 주 혼합날개와 부 혼합날개의 구부림 각도와 부 혼합날개의 크기이다. 주 유동방향으로부터 부수로 안쪽으로 구부러진 날개각도는 주/부 혼합날개의 경우 각각 30^{o} - 40^{o} 와 0^{o} - 45^{o} 로 변화시켰다. 부 혼합날개 지지대의 폭은 부수로 유동혼합 특성에 큰 영향을 미치므로 허용 가능한 세가지 크기에 대해 조사하였다. 복합 유동혼합 날개에 의한 압력손실과 난류증가를 평가하고 예측된 속도분포를 이용하여 선회유동 및 횡류 혼합인자를 계산하였다. 압력손실은 주 혼합날개의 각도의 증가에 따라 다소 증가하였으나 부 혼합날개의 영향은 미미하였다. 복합 유동혼합 날개에 의한 부수로 평균 난류에너지의 증가는 크지 않은 것으로 나타났다. 주 혼합날개의 각도가 증가함에 따라 선회유동 및 횡류에 의한 유동혼합이 현저히 증가하므로 최적의 각도는 허용 최대각인 40^{o} 이다. 부 혼합날개의 각도가 증가하면 선회유동 혼합은 증가하지만 횡류 혼합은 감소하는 경향을 보이고 있으며 35^{o} 에서 유동혼합 효과가 최적인 것으로 판단된다. 부 혼합날개 지지대의 폭은 기준치(w_o)보다 약 20% 작은 경우가 유동혼합을 현저히 향상시키는 것으로 나타났다.

기호설명

D	연료봉의 직경
D_h	부수로 수력직경
F_{CM}	부수로 사이 횡류 혼합인자
S_M	부수로 내부 선회유동 혼합인자
P	연료봉 간격
w	부 혼합날개 지지대의 폭
w_o	부 혼합날개 지지대의 기준 폭($\sqrt{2}P - D$)
θ_1	주 혼합날개의 구부림 각도
θ_2	부 혼합날개의 구부림 각도

후기

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

참고문헌

(1) Karoutas Z., Gu C.Y. and Scholin B., 1995, "3-D flow analyses for design of nuclear fuel spacer," *Proc. of the 7th Int. Meeting on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics*, New York, United Sates, September 10-15.

(2) Imaizumi M., Ichioka T., Hoshi M., Teshima H., Kobayashi H., and Yokoyama T., 1995, "Development of CFD method to evaluate 3-D flow characteristics for PWR fuel assembly," *Trans. of the 13th International Conference on SMiRT*, Porto Alegre, Brazil, August 13-18.

(3) In W. K., 2001, "Numerical study of coolant mixing caused by the flow deflectors in a nuclear fuel bundle," *Nuclear Technology*, **134**, pp. 187-195.

(4) In W. K., Oh D. S. and Chun T. H., 2001, "Flow analysis for optimal design of mixing vane in a PWR fuel assembly", J. of KNS, **33**(3), pp. 327-338.

(5) Ikeda K. and Hoshi M., 2001, "Development of Mitsubishi high thermal performance grid 1 – CFD applicability for thermal hydraulic design," 9th *Int. Conference on Nuclear Engineering*, Nice, France, April 8-12.

(6) 전태현 외 7 인, 2001, "복합 유동혼합 장치를 가진 핵연료집합체 지지격자," 특허 출원번호 10 - 2001 - 48173.

(7) AEA Technology, "CFX-4.3: Solver," Oxfordshire, United Kingdom (2000).

(8) Launder B. E. and Spalding D. B., 1974, "The numerical computation of turbulent flows," *Computational Methods in Applied Mechanics and Engineering*, **3**, 269.