2001 춘계학술발표회 논문집
한국원자력학회

부수로의 기하학적 형상을 고려한 핵연료다발의 난류 마찰손실계수

Turbulent Friction Factor for a Rod Bundle in Consideration of Subchannel Geometry

박주환, 오동석, 양명승, 석호천

한국원자력연구소
대전광역시 유성구 덕진동 150 번지

요 약

핵연료다발의 난류 압력강하 예측을 위해 필요한 다발 난류 마찰손실계수의 이론식을 원관의 난류유동에 대한 벽 법칙으로부터 유도하였으며, 단일 부수로의 형상과 *P/D* (Pitch/Diameter)에 따라 달라지는 부수로 기하학적인자, F_G 를 제안하였다. 제안된 부수로 기하학적인자의 이론적인 경향, 기존의 각 부수로 형상별 마찰 손실계수로부터 구한 기하학적인자 및 실험 결과를 이용하여 기하학적인자 모형식을 제시하였으며, 단일 부수로의 기하학적인자를 이용하여 다발 난류 마찰손실계수를 구하였다.

본 연구에서 제시한 다발 난류마찰손실계수에 의해 예측된 결과와 여러 문헌으로부터 얻어진 실험 결과, 즉 원형 다발, 사각형태 다발, 벌집형태 다발 등과 같이 다발의 봉 개수, 형상, 다양한 P/D에 대한 실험 결과들과 비교하였다. 그 결과, 본 연구로부터 제안된 부수로의 형상 및 P/D에 따라 달라지는 기하학적인자를 포함하고 있는 다발 마찰손실계수가 다양한 형태의 핵연료 다발에 대한 실험치를 매우 잘 예측하였다.

Abstract

Turbulent friction factor for a nuclear fuel bundle was theoretically developed on the basis of “Law of the Wall” for a tube. It is proposed that the subchannel geometry parameter, F_G in the present model is dependent on the configuration and pitch-to-diameter ratio (*P/D*) of a single subchannel. Hence, the geometry parameter of turbulent flow for a subchannel such as a triangular, a square, a wall and a corner subchannel was deduced from the theoretical bases and the geometry parameters obtained from the previous experimental turbulent friction factors for subchannels. Using the present subchannel geometry parameters, turbulent friction factors for rod bundles were predicted.

The present model for the turbulent friction factor included the geometry parameter for a subchannel is compared with the experimental results for various rod numbers and P/D ratios such as rod bundle in circular tube, rod bundles in hexagonal tubes and rod bundle in a square conduit from the literatures. The comparison results show that the present model well agreed with the experimental data for the rod bundles having the varieties of pitch-to-diameter ratios.

1. 서론

지난 수십년간 핵연료다발의 난류 유동시 압력강하를 예측하기 위해 많은 연구가 수행되어 왔다. 수로의 형태가 원형이 아닌 비원형관의 난류 압력강하 예측 방법은 핵연료다발의 압력강하 예측 뿐만아니라 열교환기에서의 압력강하 예측 등에 많이 이용된다. 특히 핵연료다발의 난류유동 압력강하 예측은 핵연료다발 설계뿐만아니라 원자로의 안전성에 있어서 매우 중요하다.

지금까지 여러 가지 종류의 핵연료다발에 대한 난류 압력강하 예측을 위해 많은 실험 및 이론적인 방법이 제안되어 왔으며[1, 2, 3, 4, 5], 그 결과 핵연료다발의 마찰손실계수는 핵연료다발의 구조 및 부수로 형상에 크게 영향을 받으나, 단일 원형관에 대한 비원형관의 마찰손실계수 비는 레이놀즈수에 무관한 것으로 알려져 왔다.

원형관의 난류 압력강하는 Prandtl의 혼합길이 이론으로부터 유도된 벽법칙을 이용하여 유도된 난류 마찰손실계수를 이용하여 예측하여 왔다. 원형관의 난류 마찰손실계수에 대해서는 Nikuradse 식이 광범위하게 가장 많이 이용되어 왔으나, 식이 implicit 형태로 되어 있기 때문에 사용하기가 불편하고 반복계산으로 구해야 하므로 Blasius가 제안한 간단한 형태의 압력손실계수도 많이 이용되어 왔다. 비원형관의 마찰손실계수를 예측하기 위해서는 원형관의 마찰손실계수를 직접 적용할 수 없으며, 해석 대상 다발에 대한 난류 압력강하 실험으로부터 얻어진 실험식을 적용하거나 실험에 바탕을 둔 이론식을 이용하여 왔다.

핵연료다발내 부수로를 모사한 단일 비원형관의 난류 압력강하에 대한 몇몇 실험이 수행되었다. Eckert 등[6]은 레이놀즈수 4,300에서 24,000 사이의 구간의 조건에서 삼각수로의 압력강하를 측정하였다. 그 결과, 삼각수로의 압력강하는 원형관의 Blasius 식 값보다 약 20% 낮은 것으로 나타났다. Gunn 및 Darling[1]은 사각관내 네개의 봉으로 이루어져 있는 형상의 수로에 대해 모서리, 벽 및 중심 수로 각각의 압력강하를 측정하였으며, 레이놀즈수 범위는 200에서 100,000 사이이었다. 이 연구로부터 난류지역에서의 측정 마찰손실계수 값은 원형관의 마찰계수-레이놀즈 수 관계식에 이용되는 비원형관의 수력직경 적용이 적합하지 않다고 제시하였다. 또한, 층류의 기하학적인자는 난류 마찰손실계수와 밀접한 관계가 있으며, 비 원형관의 난류 마찰손실계수는 레이놀즈 수와 층류 기하학적인자를 이용하여 상관식으로 나타낼 수 있다고 하였다. 레이놀즈 수가 10^4 보다 큰 경우 구석, 벽, 중심 수로에 대한 마찰손실계수 곡선은 Nikuradse 식의 곡선보다 낮은 값을 나타내었다.

Eifler 및 Nijsing[2]은 봉으로 이루어진 심각 부수로 배열에 대해 난류 속도분포와 압력손실계수를 찾았으며, 레이놀즈 수 및 봉간 간격의 영향을 조사하였다. 그 결과, 마찰손실계수 f 는 레이놀즈 수에는 무관한 것으로 나타났으며, P/D 가 1일 때 마찰손실계수비 f/f_c (f_c 는 원형관의 Colebrook 상관식)는 0.58로 급격히 감소하며, P/D 가 1.08일 때 f/f_c 가 1로 나타났으며, P/D 가 1.2일 때 f/f_c 는 1.05로 증가하는 것으로 나타났다. 또한, P/D 가 1.08 보다 적은 경우 비 원형관의 등가 수력직경 개념 적용이 적합하지 않다고 하였으며, P/D 가 1인 경우

Subbotin 등[7]의 실험결과와 잘 일치한다고 하였다.

Rehme[3]은 벌집 모양의 봉 다발 배열에 대한 압력강하 특성을 연구하였다. 그는 광범위한 *P/D* 비 (1.06-2.315)를 갖으며, 봉의 개수 7개에서 61개까지의 봉 다발에 대한 압력강하 실험으로부터 마찰손실계수를 구하였으며, 얻어진 마찰손실계수와 원형관에서의 마찰손실계수와 비교하였다. 그 결과 봉 벽면에서의 벽면 전단응력이 비교적 상수로 유지되는 *P/D* 가 1.2보다 큰 봉 다발의 경우에는 등가 환상유동 근사와 잘 일치하였으며, 1,2 보다 적은 *P/D* 의 봉 다발인 경우에는 환상유동에 의한 마찰손실계수 값보다 낮아진다고 하였다. 또한, 벌집 모양의 봉 다발에서 수로의 비대칭성을 갖는 외곽 수로 벽면은 무한 봉 다발의 압력손실계수를 낮추는데 영향을 미치므로 등가 환상유동에 의한 값보다 낮아지게 되어 압력손실계수의 최대값은 등가 환상유동 값이 된다고 하였다.

Cheng 및 Todreas[4]는 층류 및 난류유동에 있어 여러 가지 종류의 부수로 형태에 대해 압력 마찰손실계수를 모형화 하였다. 이들은 Rehme의 다수로 모형[8]이 다발 형태의 유동장에 대해 난류 압력손실계수를 가장 잘 예측한다고 하였으며, Rehme 의 층류에 대한 결과[9]를 이용하여 벌집형태 및 사각 형태 배열의 단일 부수로에 대한 난류 압력손실계수를 $1.0 < P/D < 1.5$ 인 경우에 적용 가능한 *P/D* 함수로 제시하였다.

Leung 및 Hotte[5]는 원관 내에 위치한 중수로용 핵연료다발에 대한 단상류 난류 압력손실계수를 예측하기 위해 일반적 모형을 제안하였다. 이들은 다발과 원형관의 사이의 기하학적 차이를 보상할 수 있는 수정계수와 원형 압력관 내에 위치한 다발의 편심도를 고려하기 위한 수정계수를 도입하였으나, 이들의 모형은 중수로용 핵연료다발에만 적용하였으며, 다른 종류의 다발에 적용 방안 혹은 적용을 고려하지 않았다.

한편, Maubach[10]와 Maubach 및 Rehme[11]은 환상관에 있어서 비대칭형 난류속도 분포를 연구하였다. 그들은 환상관이든 평행 평판이든 한쪽 면의 조도가 있는 경우 수로의 형태 때문에 비대칭성 속도분포가 발생하며, $t = 0$ 지점이 $du/dy = 0$ 인 지점과 일치하지 않는 비대칭성이 존재한다고 하였다. 이에 따라 원형관의 기하학적인자는 음의 에디 확산계수 존재로 인한 비대칭 난류 속도분포를 고려하여 수정되어야 한다고 하였다.

일반적으로 난류 유동의 기하학적인자는 다음과 같이 표현된다.

$$G = \frac{u_{\max} - \bar{u}}{u_*} = \frac{1.5}{k} \tag{1}$$

여기서 k 는 난류 유동의 실험상수이며, Prandtl은 원형관 난류유동의 경우 k 가 0.4 혹은 G 가 3.75로 제시한 반면, Nikuradse는 원형관 난류유동에 대한 그의 실험자료를 이용하여 k 를 0.407 혹은 G 를 3.6855 로 수정하였다. 그러나, Maubach[10]는 G 가 3.966 혹은 $G = 3.75K_g$ 로 수정되어야 한다고 하였으며, K_g 는 유동장의 비대칭성을 고려한 수정계수이며 1.0576으로 제시하였다. 또한, Maubach는 기하학적인자 G는 각 수로 형상의 특성 값이 되고 수로의 조도나 레이놀즈 수에는 무관하다고 하였다. 이는 원형관의 G 값이 비원형관의 값과는 다르다는 것을 의미한다고 볼 수

있다.

핵연료다발의 난류 마찰손실계수를 해석적인 방법으로 구한 연구 중 하나가 Rehme[8]에 의해 제시되었으며, 비 원형관으로 이루어진 수로에 대한 난류유동의 마찰손실계수를 부수로의 수로 직경에 의해 나타내었다. 그의 모형이 간단하고 여러 가지 종류의 다발 형태에 대해 난류 마찰손실계수를 비교적 잘 예측한다 하더라도 임의의 다발에 대한 난류 마찰손실계수를 구하기 위해서는 층류에 대한 마찰손실계수를 먼저 알아야 한다. 즉,

$$F_A \text{ and } G^* \propto f(K) \tag{2}$$

여기서 K 는 층류의 기하학적인자이며, 원형관인 경우 64이다. 다발의 기하학적인자, F_A 및 G^* 는 다발 제원의 함수이며, F_A 및 G^* 는 다음과 같이 표현된다.

$$F_A = \sum_{i=1}^{n} \sqrt{\left(\frac{D_{h_i}}{D_{h_b}}\right)}\left(\frac{A_i}{A_b}\right),\; G^* = -\sum_{i=1}^{n} \sqrt{\left(\frac{D_{h_i}}{D_{h_b}}\right)}\left(\frac{A_i}{A_b}\right)\left[2.5\ln\left(\frac{1}{2}\left(\frac{D_{h_i}}{D_{h_b}}\right)^{3/2}\right) - G\right] \tag{3}$$

여기서 G 는 Maubach[9]가 제시한 3.966인 상수 값을 이용하였다. 이로부터 Rehme[8]은 난류 F_A 및 G^* 와 층류의 기하학적인자 K 와의 상관관계를 다수로 모형으로부터 구했으나, 마찰손실계수식으로부터 이들 기하학적 인자들의 종속성을 잘 나타내지 못했다. Figure 1은 Rehme의 다수로 모형[8]에 의한 K 와 F_A 의 상관관계를 나타내고 있다. 그는 F_A 를 구하기 위해 D_1 의 관내에 n 개의 D_2 직경을 갖는 봉들이 배치된 경우를 가정하였으며, K 값이 20이 넘는 다발에 대해서만 고려하였다. Figure 1에서 보는 바와 같이 직경비 D_2/D_1 이 증가함에 따라 F_A 값이 증가하다가 감소하고 있으며, Rehme[8]이 도출한 바와 같이 K 와 F_A 관계를 단일 직선으로 가정하는 경우 관의 수가 증가함에 따라 단일직선과 계산된 값과의 분산도가 매우 증가하는 것을 알 수 있다. Figure 2는 최대 10개까지의 관으로 이루어진 다발에 대한 K 와 G^*의 관계를 나타내고 있다. 그림에서 보듯이 K 와 G^* 서로의 상관관계가 단일 선으로 잘 나타내었다 하더라도 그의 모형은 여전히 임의의 핵연료다발에 대한 층류의 기하학적인자 K 값을 알아야만 난류 마찰손실계수를 구할 수 있다. 즉, 새로운 핵연료다발에 대한 난류 마찰손실계수를 구하기 위해서는 그 다발에 대한 층류시의 압력강하 실험이 선행되어야 한다는 것을 의미한다.

한편, Lee 등[12]은 수로 벽이 없는 무한 봉으로 이루어진 핵연료다발의 마찰손실계수를 구하기 위해 난류 벽법칙을 이용하여 난류 속도분포를 이론적으로 적분하여 난류 마찰손실계수를 구하였다. 임의의 P/D 비를 갖는 실제 핵연료다발에 Lee 등의 모형을 적용하기 위해서는 봉 표면 주위의 국소 속도분포를 알아야 하고, 그의 모형을 적용할 수 있는 다발은 벽면 수로가 없는 가상 핵연료다발이며, P/D 가 1.2 보다 적은 경우에만 적용 가능하다.

상기와 같이 이러한 문헌의 연구 결과로 볼 때, 핵연료다발에 대해 이론에 근거를 둔 일반적으로 적용할 수 있는 난류 마찰손실계수가 아직 개발되지 못했다. 본 연구는 모든 종류의 핵연료다발에 일반적으로 적용할 수 있는 난류 마찰압력손실계수를 개발하고자 하였다. 일반적인 난류 마찰손실계수를 개발하기 위해 단일 부수로의 기하학적인자 F_G 를 제안하였으며,

이 F_G 는 단일 부수로 난류 마찰손실계수를 P/D의 함수로 나타난다. 이 F_G 는 기존의 마찰손실계수 실험 결과들[1, 2, 13, 14, 15]로 부터 F_G 구하여 검증하였다.

본 연구에서 개발된 난류 마찰손실계수를 검증하기 위해 여러 가지 종류의 핵연료다발에 대한 압력강하 실험자료, 즉, 원관내 7개 봉이 있는 경우, 여러 종류의 벌집 모양 핵연료다발, 사각관내에 4개 핵연료봉이 있는 경우 등에 대한 실험결과를 예측 및 검증하였다.

2. 핵연료다발의 난류 마찰손실계수

난류유동에 대한 난류전단 응력을 Prandtl 은 난류 혼합길이 이론을 도입하여 다음과 같이 제안하였다.

$$t = r k^2 y^2 \left(\frac{du}{dy} \right)^2 \tag{4}$$

여기서, 벽면에서의 전단응력, $t = t_o$와 같이 상수로 가정할 수 있으며, 마찰속도 $u_* = \sqrt{t_w / r}$ 를 도입하여 식(4)를 다시 쓰면 다음과 같다.

$$\frac{u_i}{u_*} = \frac{1}{k} \ln \frac{R_h - r}{n} u_* + B \tag{5}$$

식(5)을 원관의 경우 처름 i-부수로에 대해 적분하면,

$$\frac{\bar{u}_i}{u_*} = \frac{1}{k} \ln \frac{R_h u_*}{n} + B - \frac{3}{2k} \tag{6}$$

여기서 $R_h = D_{h_i} / 2$ 이다. 마찰손실계수와 평균속도와의 관계식은

$$\frac{\bar{u}_i}{u_*} = \left(\frac{r \bar{u}_i^2}{t_w} \right)^{1/2} = \sqrt{\frac{8}{f_i}} \tag{7}$$

로 주어지며, Nikuradse의 실험 상수, $k = 0.407$ 및 $B = 5.68$을 이용하고 식 (7) 을 식 (6) 에 대입하면

$$\sqrt{\frac{1}{f_i}} = 2.0 \left(\log \frac{1}{2\sqrt{8}} \frac{D_{h_i} \bar{u}_i}{n} \sqrt{f_i} \right) + 2.0 - F_G \tag{8}$$

을 얻게 된다. 여기서 F_G 는 단일 부수로의 난류유동에 대한 기하학적인자이며, 부수로의 형상 및 P/D 의 함수로 얻어질 수 있다. 구해진 식 (8) 은 임의의 i-부수로에 대한 일반적인 난류 마찰손실계수가 된다.

다음으로, 식(8)을 여러 개의 부수로를 갖는 핵연료다발에 적용하기 위해 비압축성, 등가열성, 충분히 발달된 난류 유동의 핵연료다발에 대한 질량보존의 법칙과, 압력강하와 마찰손실계수와의 상관관계를 적용하면

$$\sqrt{\frac{1}{f_b}} = \sum_{i=1}^{n} \sqrt{\left(\frac{D_{h_i}}{D_{h_b}} \right)} \left(\frac{A_i}{A_b} \right) \sqrt{\frac{1}{f_i}} \tag{9}$$

이 된다. 식(9)와 같이 표현된 다발 마찰손실계수는 i-부수로의 마찰손실계수로 표현되었다. n개의 부수로를 갖는 다발의 등가수력직경 및 각 부수로의 등가수력직경을 이용하여 식(8)을 식(9)에 대입하면, 임의의 n 개 부수로를 갖는 핵연료다발의 일반적인 난류 마찰손실계수를 얻게 되며 다음과 같다.

$$\sqrt{\frac{1}{f_b}} = F_A\left(2.0\log \mathrm{Re}\sqrt{f_b} + 2.0\right) - F_G^* \qquad (10)$$

여기서 F_A 는 다발의 기하학적 제원이 알려지는 경우 결정되며, F_A 및 $F_G{}^*$ 는 다음과 같이 표현된다.

$$F_A = \sum_{i=1}^{n}\sqrt{\left(\frac{D_{h_i}}{D_{h_b}}\right)}\left(\frac{A_i}{A_b}\right),\ F_G^* = -\sum_{i=1}^{n}\sqrt{\left(\frac{D_{h_i}}{D_{h_b}}\right)}\left(\frac{A_i}{A_b}\right)\left[2.0\log\left\{\frac{1}{2\sqrt{8}}\left(\frac{D_{h_i}}{D_{h_b}}\right)^{3/2}\right\} - F_G\right]$$

$F_G{}^*$ 는 핵연료다발의 제원뿐만아니라 F_G 의 함수가 된다. 원형관에 대한 F_G 인 1.295를 식 (10)에 대입하면, 매끄러운 원형관에 대해 잘 알려진 난류 마찰손실계수를 얻을 수 있으며, 다음과 같다.

$$\sqrt{\frac{1}{f_c}} = 2.0\log \mathrm{Re}\sqrt{f_c} - 0.8 \qquad (11)$$

Rehme[8]은 F_G 값을 1.402로 상수 값(혹은 그의 논문에서 G 값을 3.966)을 이용하였고, 이 값은 단일 원형관에 대해 Maubach[10]가 제안한 값이다. 비 원형관에 F_G의 상수 값을 이용하는 경우 식 (10)은 다발의 난류 마찰손실계수를 구하기 위해 직접 적용할 수 없다. 이는 부수로의 F_G 값이 원형관의 값과는 다르기 때문이다. 이에 따라, Rehme[8]은 비 원형관으로 이루어진 다발의 경우 층류의 K 값과 F_A 값(혹은, 그의 논문에서 A) 및 $F_G{}^*$ 값(혹은, 그의 논문에서 G^*) 의 함수관계를 찾았다.

그러나, 단일 부수로에 대한 난류 마찰손실계수에 대한 기존의 여러 실험자료[1, 2, 13, 14, 15]들을 볼 때 난류 유동에 대한 기하학적인자 F_G 가 부수로의 형상 및 P/D 비에 따라 달라진다는 것을 보였다. 즉, 기하학적인자 F_G 는 상수가 아니며, 부수로 형상 및 P/D 비의 함수인 것으로 나타났다.

Cheng 및 Todreas[4]는 층류 및 난류 유동 조건에 대해 무한 봉으로 이루어진 봉 배열에서의 부수로 형태에 따른 마찰손실계수를 제시하였다. 이 마찰손실계수는 $1.0 \le P/D \le 1.1$ 및 $1.1 < P/D \le 1.5$ 의 두 부분으로 나누어 모형화 하였다. 이들은 마찰손실계수를 예측하기 위해 개발된 지금까지의 모형들 중 Rehme의 다수로 모형[8]이 가장 잘 맞는다고 하였으며, Rehme의 결과[9]를 이용하여 벌집 모양의 봉배열 및 사각 모양의 봉배열의 부수로 형태에 대해 마찰손실계수를 P/D 의 함수로 나타내었다.

본 연구에서는 각 부수로별 난류 마찰손실계수의 기하학적인자 F_G를 Cheng 및 Todreas[4]의 마찰손실계수 값으로부터 도출하였으며, 기존의 실험결과[1, 2, 13, 14, 15]를 이용하여 수정 보완하였다. 이로부터 각 부수로별 난류 마찰손실계수의 기하학적인자 F_G 를 다음과 같이 모형화 하였다.

$$F_G = C_1 + C_2(P/D) + C_3(P/D)^2 \qquad (12)$$

여기서 C_1, C_2 및 C_3 는 상관식의 상수들이며, 다음의 표에 이들 네가지 부수로에 대한 상수들을 요약 정리하였다.

Channel type		C_1	C_2	C_3
Triangular	P/D 1.06	-473.484	1007.025	-534.140
	P/D > 1.06	-1.000	3.020	-0.724
Wall	W/D 1.10	-180.233	397.602	-217.957
	W/D > 1.10	-1.175	3.455	-1.047
Corner	W/D 1.04	-678.639	1424.595	-746.249
	W/D > 1.04	-0.515	1.374	0.532
Square	P/D 1.08	-82.074	192.361	-110.884
	P/D > 1.08	-2.796	8.088	-4.316

Figure 3 에 난류 기하학적인자인 F_G 를 *P/D* 비의 함수 혹은 *W/D* (봉-벽면 거리/직경) 비의 함수로 나타내었다. Figure 3에서 보는 바와 같이 F_G 는 *P/D* (혹은 *W/D*) 비가 1.1 보다 작은 경우 *P/D* 비가 감소함에 따라 급격히 감소함을 보여주고 있다. 반면에 *P/D* 비가 1.1 보다 크고 1.5 까지 증가함에 따라 F_G 가 1.5에 점근하는 것을 보여주고 있으며, 모서리 부수로에 대한 실험자료가 부족하지만 다른 종류의 부수로에 대한 기하학적인자 F_G 는 그 측정 값의 *P/D*에 따른 경향과 일치하는 것을 보여주고 있다.

3. 결과 및 검토

전술한 다발 난류 마찰손실계수 식을 검증하기 위해 원형관 내에 7개 봉 배열로 된 다발, 37, 61 및 169 개로 이루어진 벌집 모양 배열 다발, 사각 수로 내에 4개 봉이 배열된 다발 등 여러 가지 종류의 *P/D* 및 다양한 형태의 핵연료다발에 대한 난류 마찰손실계수 실험자료를 고려하였다. 이들 각 다발에 대한 F_A 및 F_G^* 값을 Figure 4 및 5에 각각 나타내었다. Figure 4에서 보는 바와 같이 벌집모양 다발 배열의 경우 F_A 값들이 모두 1.0 – 1.01에 분포하며, 4 개 봉으로 이루어진 사각 배열의 경우 1.04, 61 개 봉으로 이루어진 벌집모양 배열의 경우 1.03으로 나타났다. 원형관 내 7개 봉으로 이루어진 경우에는 1.0에서 1.13까지 광범위하게 분포하였다. Figure 5에는 F_G^* 값의 분포를 나타내었는데, 61 개 봉으로 이루어진 벌집모양 배열의 경우 외에는 모두 3.0 부근에 분포한다는 것을 알 수 있다.

본 연구에서 유도한 새로운 난류 마찰손실계수를 삼각, 사각, 벽 및 구석 부수로 이루어진 일반적인 핵연료다발에 적용하였다. Figure 6은 Courteaud[16]의 실험결과와 예측치를 비교하였다.

Courteaud[16]는 100 mm 원형관 내에 25 mm 원형봉 7개로 구성된 다발에 대한 실험을 수행하였다. 그는 레이놀즈 수 20,000-400,000 에 대해 핵연료봉 사이 간격의 거리를 0 (봉과 벽면이 가장 많이 떨어진 경우)에서 12.0 mm (봉과 벽면이 접촉한 경우)까지, 즉 *P/D*=1.0 에서 *P/D*=1.5 까지의 다양한 *P/D* 에 대해 압력강하 시험을 수행하였다. Figure 6에서 보는 바와 같이 *P/D* 가 1.0에서 1.5까지 증가하는 각각의 경우 식(10)이 매우 잘 예측하는 것으로 나타났다. 또한, 원형관을 가정한 경우 및 Rehme[8]의 모형을 이용한 경우를 비교하여 나타내었는데 대부분의 경우 본 연구에서 제안한 모형의 경우와 Rehme[8]의 모형이 거의 동일한 것으로 나타났으나, *P/D* 가 1에 가까운 경우, 즉, 봉들이 중심봉에 가까워질수록 본 연구에서 제안한 모형이 Rehme[8] 모형 보다 예측도가 우수하였다.

Rehme[3]은 7개 봉에서 169개 봉으로 이루어진 벌집 모양의 배열에 대해 많은 난류 압력강하 실험을 수행하였으며, 각 다발에 대해 난류 마찰손실계수를 제시하였다. 그의 실험에 이용된 봉의 직경은 12 mm이고, 이 벌집모양의 봉배열은 삼각, 벽면 및 구석 부수로로 이루어진다. 본 연구에서는 이들의 봉 다발에 대한 실험 결과 중 37개 봉, 61개 봉 및 169개 봉으로 이루어진 배열에 대해서 실험 결과와 예측 결과를 비교하였다.

Figure 7은 Rehme[3]이 37 개 봉 배열에 대한 측정결과와 연구 결과를 비교하였다. 37개 봉 배열의 *P/D* 는 1.07에서 1.42 (W/D 는 1.07에서 1.42)로 분포되며, Figure 7에서 보는 바와 같이 본 연구에서 제시한 모형이 실험결과를 매우 잘 예측하는 것으로 나타났다. 또한, Figure 7에서 보듯이 *P/D* 값이 1.07인 경우 원형관의 난류 마찰손실계수와 거의 일치하며, 이는 기존의 연구 결과와 잘 일치한다는 것을 보여 주고 있다[1,2, 6]. 본 연구에서 제안된 모형은 Rehme[8] 모형과 거의 동일하게 예측하고 있으며, *P/D* 가 1.03 인 경우 Rehme[8] 모형 보다 예측도가 우수한 것으로 나타났으며, Figure 7에서와 같이 1에 가까운 경우 본 연구에서 제안한 모형의 예측도가 우수한 것을 알 수 있다.

Figure 8에서는 61개 봉으로 이루어진 벌집 모양의 봉 배열에 대한 난류 마찰손실계수의 실험값과 예측 값을 비교하였다. 61개 봉으로 이루어진 부수로들의 *P/D* 비는 1.02 - 1.42 (혹은 *W/D* 비 1.06 - 1.41)로 분포하고 있으며, *P/D* 비가 1.27일 때 원형관의 결과와 일치함으로 보였으며, 비교한 모든 61개 봉 다발의 1.23 – 1.42를 갖는 *P/D* 비에 대해 실험 결과와 예측 결과가 매우 잘 일치함으로 보였다. 61개 봉으로 이루어진 벌집 모양의 봉 배열의 경우에도 본 연구에서 제안한 모형의 결과와 Rehme[8] 모형에 의한 결과가 거의 동일한 것으로 나타났다.

한편, 169개 봉을 갖는 다발에 대해서는 Rehme[8]이 수행한 *P/D*=1.317 (혹은 1.29를 갖는 *W/D* 비)에 대한 실험결과를 비교하였다. 예측된 다발 난류마찰손실계수는 원형관의 경우보다 약 5% 높으며, Figure 9에서 보는 바와 같이 실험결과와 본 모형에 의해 예측된 결과가 Rehme[8]의 모형과 마찬가지로 잘 일치하는 것으로 나타났다.

Gunn 및 Darling [1]은 4개의 구석 부수로, 4개의 벽면 부수로 및 한 개의 중심 사각 부수로로 이루어진 4개 봉을 갖는 사각 수로에 대한 압력강하 실험을 수행하였다. 실험 레이놀즈 수는

200에서 100,000 사이였으며, 4 개봉 다발의 다발 난류 마찰손실계수는 원형관의 난류 마찰손실계수 보다 약 10% 낮았으며, 본 모형 및 Rehme[8]의 모형에 의한 예측결과를 Figure 10에 나타내었다. Figure 10에서 보는 바와 같이 사각수로 봉다발의 경우 Rehme[8]의 모형은 실험치보다 크게 예측하는 것으로 나타났으나, 본 모형은 실험 결과를 매우 잘 예측하는 것으로 나타났다.

이들로 볼 때 여러개 봉으로 이루어진 다발의 경우 본 연구에서 제안된 난류 마찰손실계수 모형 및 Rehme[8] 모형 모두 실험결과를 매우 잘 예측하고 있으나, 핵연료 봉간의 간격이 좁은 경우, 즉, P/D 가 1.0에 가까운 경우와 벌집형상이 아닌 사각수로내 다발의 경우에는 본 연구의 난류 마찰손실계수 모형에 의해 그 예측도를 향상시켰다. 또한, Rehme[8] 모형의 경우에는 다발의 난류 마찰손실계수 예측을 위해 층류시의 마찰손실계수를 먼저 구해야 하지만, 본 연구의 난류 마찰손실계수는 다발의 형상만 주어지면 다발의 압력강하를 쉽게 예측할 수 있다.

4. 결론

부수로의 난류 기하학적인자 및 원형관에 대한 Nikurads 의 속도 분포식을 이용하여 모든 핵연료다발의 난류 마찰손실계수에 대해 일반적으로 예측할 수 있는 모형을 개발하였다.

본 연구 결과, 단일 부수로의 기하학적인자 F_G 는 상수가 아니며, 부수로 형상 및 P/D 비의 함수임을 밝혔다. 이에 따라, 삼각, 사각, 벽, 구석 부수로에 대한 기존의 압력손실계수를 이용하여 F_G 를 모형화 하였으며, 얻어진 F_G 결과는 기존의 실험의 경향과 잘 일치됨을 보였다.

모형화된 F_G 를 이용한 다발의 난류 마찰손실계수 모형식을 P/D 비 1.0 에서 1.5 까지 값을 갖는 원형관내의 봉들이 배열되는 경우, 벌집형상의 관내에 봉들이 배열되는 경우, 사각 유로내 봉들이 배열되는 경우 등의 여러 가지 형상의 다발에 대해 적용하였으며, 그 결과 실험 결과들을 매우 잘 예측하였다.

본 연구에서 개발한 난류 마찰손실계수는 기존 Rehme 모형의 경우 층류시의 다발 마찰손실계수가 요구되는 것과는 달리 $1.0<P/D<1.5$ 를 갖는 원형관, 벌집모양 및 사각형상 등 핵연료다발의 기하학적인 제원이 주어지는 경우 다발 난류 마찰손실계수를 쉽게 예측할 수 있도록 하였다.

감사의 글

본 연구는 과학기술부의 원자력 중장기 개발 계획의 일환으로 수행된 것입니다.

참고문헌

1. D.J. Gunn and C.W.W. Darling, 1963, Fluid flow and energy losses in non-circular conduits, Trans. Instn Chem. Engrs 41, 163-173.
2. W. Eifler and R. Nijsing, 1967, Experimental investigation of elocity distribution and flow resistance in triangular array of parallel rods, Nuclear Engineering and Design, 5, 22-42.
3. K. Rehme, 1972, Pressure drop performance of rod bundles in hexagonal arrangements, Int. J.

Heat Mass Transfer, 15, 2499-2517.

4. S.K. Cheng and N.E. Todreas, 1986, Hydrodynamic models and correlation for bare, and wire-wrapped hexagonal rod bundles-bundle friction factor, subchannel friction factors and mixing parameters, Nuclear Engineering and Design, 92, 227-251.
5. L.K.H. Leung and G. Hotte, 1997, A generalized predicteion method for single-phase pressure drop in a string of aligned CANDU-type bundles, 20th CNS Simulation Symposium, Sept. 7-9, Niagara-on-the-Lake, Ontario.
6. E.R.G. Eckert and T.F. Irvine, Jr., 1960, Pressure drop and heat transfer in a duct with triangular cross section, J. Heat Transfer 82C, 125-138.
7. V.I. Subbotin, P.A. Ushakov, B.N. Gabrianovich, 1961, Hydraulic resistance to the flow of a liquid along a bundle of rods, Sov. J. Atom. Energy 9.
8. K. Rehme, 1973, Simple method of predicting friction factors of turbulent flow in non-circular channels, Int. J. Heat Mass Transfer, 16, 933-950.
9. K. Rehme, 1971, Laminar stromung in stabbundeln, Chemie-Ing-Techn., 43, Nr. 17.
10. K. Maubach, 1970, Reibungsgesetze turbulenter Stromungen, Chemie-Ing, Technik 42 (15), 995-1004.
11. K. Maubach and K. Rehme, 1971, Negative eddy diffusivities for asymmetric turbulent velocity profile? Int. J. Heat Mass Transfer Vol. 15, 425-432.
12. K.B. Lee, 1995, Analytical prediction of subchannel friction factor for infinite bare rod square and triangular arrays of low pitch to diameter ratio in turbulent flow, Nuclear Engineering and Design, 157, 197-203.
13. K. Rehme and G. Trippe, 1980, Pressure drop and velocity distributiuon in rod bundles with spacer grids, Nuclear Engineering and Design, 62, 349-359.
14. K.H. Presser, 1971, Stroffubergang und Druckverlust an parallel angestromten Stabbundeln in einem grossen dereich von Reynolds-Zahlen und Teilungsverhaltnissen, Int. J. Heat Mass Transfer, 14, 1235-1259.
15. Galloway and Epstein, 1965, Longitudinal flow between cylinders in square and triangular arrays and in a tube with square-edged entrance, A.I.Ch.E.-I. Chem. E. Symposium Series No. 6, London.
16. Courteaud, R. Ricque, and B. Martinet, 1966, Etudes des pertes de charges dans des conduits circulaires contenant un faisceau de barreaux, Chem. Engng Sci. Vol 21, 881-893.

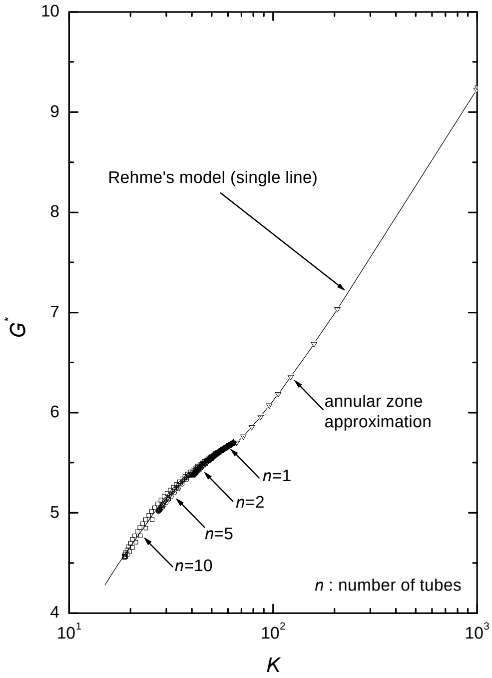

Figure 1. Geometry Parameter, G^*[8]

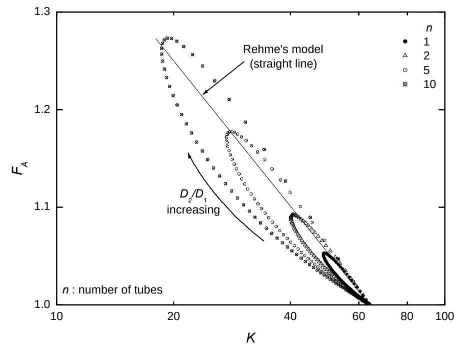

Figure 2. Geometry Parameter, F_A[8]

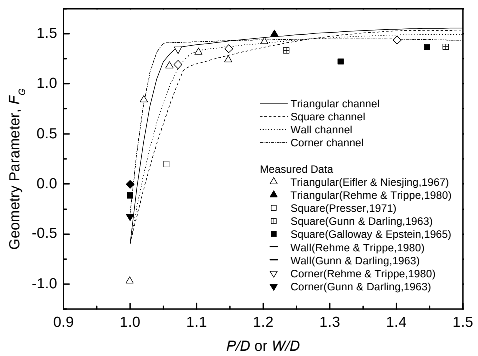

Figure 3. Turbulent geometry parameter F_G for channel types

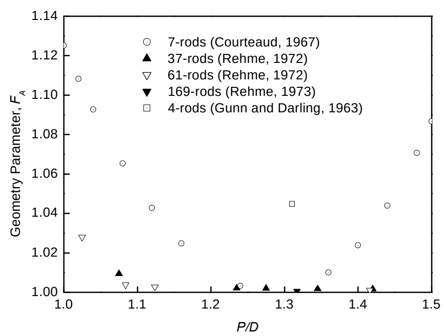

Figure 4. Geometry parameters F_A for rod bundles

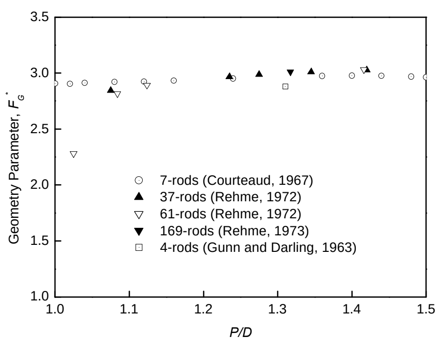

Figure 5. Geometry parameters F_G^* for rod bundles

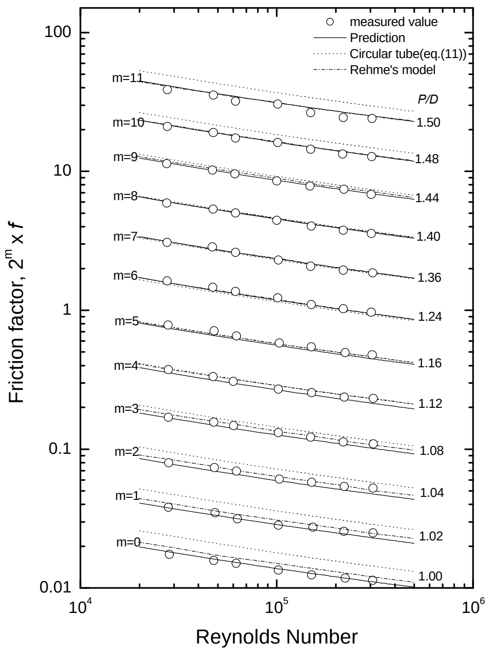

Figure 6. Comparison of prediction with the results of 7-rods in a circular tube[16]

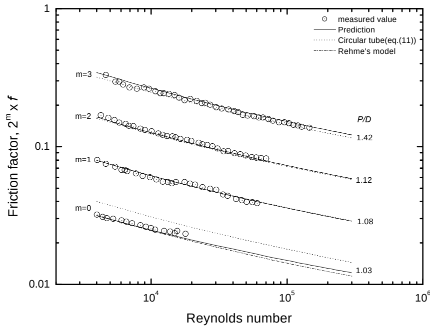

Figure 7. Comparison of prediction with the results of 37-rods in a hexagonal array[3]

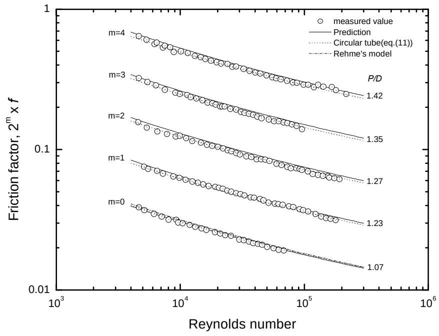

Figure 8. Comparison of prediction with the results of 61-rods in a hexagonal array[3]

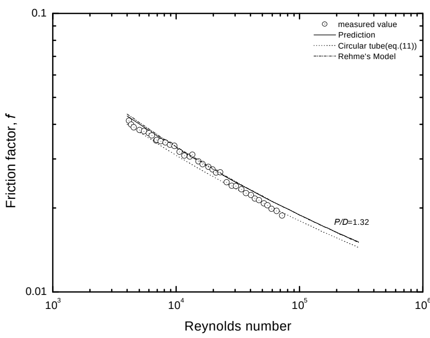

Figure 9. Comparison of prediction with the results of 169-rods in a hexagonal array [8]

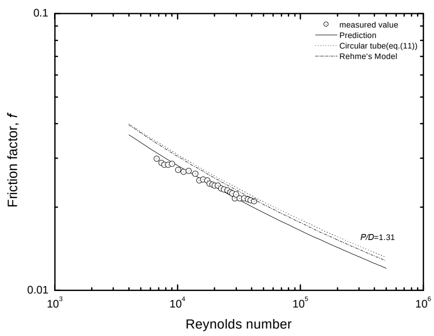

Figure 10. Comparison of prediction with the results of 4-rods in a square array[1]