

〈論 文〉

봉다발의 열전달 예측을 위한 “벽면의 법칙 (Law of the Wall)” 적용

김 내 현*

(1992년 1월 20일 접수)

Application of the “Law of the Wall” to Predict the Heat Transfer for Turbulent Flow in a Rod Bundle

Nae-Hyun Kim

Key Words : Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics(원자로 열수력), Heat Transfer(열전달)
Rod Bundle(봉다발), Law of the Wall(벽면의 법칙)

Abstract

In this study, an analytic model is developed to predict Nusselt numbers for turbulent flow in a rod bundle. Flow channel area is divided into several element channels, and simple algebraic equations of universal velocity and temperature profiles are integrated over each element channel. The integral equations are then added to yield an analytic expression for the nusselt number of a rod bundle. The analytic model reasonably predicts the available heat transfer data.

기 호 설 명	
<p>A : 전체 수로 면적</p> <p>C_p : 비열</p> <p>D : 봉직경</p> <p>D_h : 수력직경</p> <p>f : 마찰계수</p> <p>h : 열전달계수 $(=q''/(T_w - \bar{T}))$</p> <p>k : 열전도율</p> <p>L : 봉 핏치의 절반</p> <p>Nu : Nusselt 수 $(=hD_h/k)$</p> <p>p : 봉 핏치</p> <p>Pr : Prandtl 수 $(=\mu C_p/k)$</p> <p>q'' : 열속</p> <p>R : 봉 반경</p> <p>Re : Reynolds 수 $(=\rho \bar{u} D_h/\mu)$</p> <p>St : Stanton 수 $(=h/\rho \bar{u} C_p)$</p>	<p>T : 온도</p> <p>T^+ : 무차원 온도 $(=(T_w - T)\rho C_p u^*/q'')$</p> <p>$u$: 속도</p> <p>u^+ : 무차원 속도 $(=\frac{u}{u^*})$</p> <p>u^* : 마찰 속도 $(=\sqrt{\tau_w/\rho})$</p> <p>W : 봉과 벽면 간격 (Fig. 1 참조)</p> <p>y : 벽면에 수직인 좌표</p> <p>y^+ : 무차원 y좌표 $(=yu^*/\nu)$</p> <p>ρ : 밀도</p> <p>μ : 점성계수</p> <p>ν : 동점성계수</p> <p>τ_w : 전단응력</p> <p>h : 수력직경 관련</p> <p>i : 입구 관련</p> <p>m : 측정치</p> <p>p : 예측치</p> <p>s : 원관 관련</p>

*정회원, 금오공과대학 기계공학과

w : 벽면 관련

1. 개 요

원자로는 핵연료가 장진된 다수의 봉다발로 구성되고 있고, 냉각수는 봉다발과 평행하게 흐르며 봉다발로부터 발생한 열을 제거한다. 따라서, 봉다발의 마찰계수 및 열전달계수의 예측방법 확립은 원자로의 설계 및 안전성 분석에 있어서 매우 중요하다. 지난 30년 동안 많은 연구가 실험과 이론의 양측면에서 이루어져 왔고 그 결과들은 Marek 등⁽¹⁾의 논문에 요약되어 있다.

최초의 이론적인 작업은 Deissler와 Taylor⁽²⁾에 의하여 수행되었다. 그들은 무한 봉다발의 마찰계수와 열전달 계수를 구하였다. 등속도선(iso-velocity line)과 그에 수직한 등경사선(iso-gradient line)을 반복적으로 그려서 속도장을 구하고 그 속도장으로부터 국소 마찰계수와 열전달 계수를 구하였다. 그 이후 Osmachkin,⁽³⁾ Buleev 등⁽⁴⁾ Ibragimov 등⁽⁵⁾ Nijsing 등⁽⁶⁾에 의하여 이론적 연구가 계속되었다. 하지만 이러한 이론적 연구들은 무한 봉다발 형상만을 고려하였다. 즉 열전달계수 예측에 있어서 벽면의 영향이 고려되지 않았다. 상기 이론들을 검증할 열전달 실험은 필연적으로 열을 발생하는 유한개의 봉다발이 단열처리된 벽면에 둘러싸인 형상으로 수행되기 마련이므로 열전달 실험결과를 올바르게 해석하려면 벽면의 영향이 고려되어야만 한다. Fig. 1에 Dingee 등⁽⁷⁾이 실험한 봉다발의 형상이 나타나 있다.

Fig. 2는 Marek 등⁽¹⁾의 논문으로부터 복제한 봉다발의 열전달 실험결과이다. 이 그림은 기존 여러 연구자에 의한 열전달 실험결과를 종합한 것이다. 횡축에 측정된 Nusselt 수(Nu_m)가 Dittus-Boelter 상관식($Nu_{D-B} = 0.023 Re^{0.8} Pr^{0.4} (T_w/T_f)^{-0.2}$)으로 나뉘어져 나타나 있다. Dittus-Boelter 상관식은 원래 원관의 열전달 실험자료로부터 개발된 상관식인데, 상관식의 형태가 간단하여 열전달 계수를 쉽게 구할 수 있는 장점이 있으므로 열관련 기기 설계시 널리 사용되는 상관식이다.

Fig. 2는 실험자료의 분산이 매우 큼($\pm 20\%$)을 보여준다. 각 연구자마다 실험장비 및 조건이 상이하므로 실험결과 분산이 나타날 수 있으나, $\pm 20\%$ 는 그러한 이유로 설명하기는 너무 큰 값이다. 이렇게 큰 분산은 예측 상관식(이 경우는 Dittus

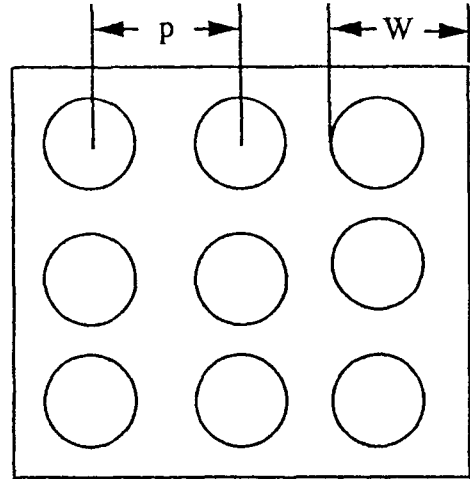


Fig. 1 Sketch of a rod bundle tested by Dingee et al.⁽⁷⁾

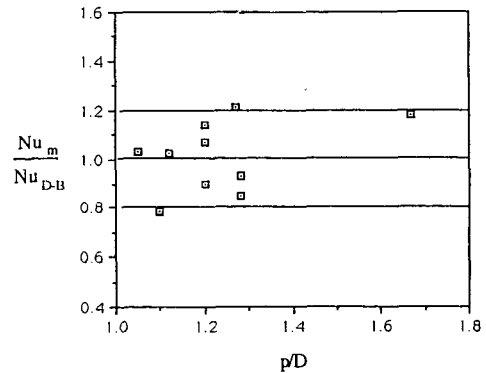


Fig. 2 Experimental rod bundle heat transfer data by Marek et al.⁽¹⁾

-Boelter 상관식)이 부적절하게 선정되면 나타날 수가 있는데, Dittus-Boelter 상관식에 사용되는 수력직경의 개념은 복잡한 봉다발 형상과 관련된 변수들-봉 핏치와 직경의 비(p/D) 그리고 벽면 틈새와 봉 직경의 비(W/D)-을 총괄하기는 너무 간소화된 개념으로 판단된다.

본 연구에서는 원관 내 및 평관 위의 흐름에 있어서 잘 확립된 벽면의 법칙을 적용하여 봉다발의 열전달계수를 예측하여 보고자 한다.

2. 이론적 배경

2.1 원관내 흐름

발달한 원관내 흐름에 대한 난류 속도분포 곡선

은 점성 저층($y^+ < 26$)을 제외하고는 하기 식으로 나타낼 수 있다.

$$u^+ = 2.5 \ln y^+ + 5.5 \quad (1)$$

이 속도분포 곡선은 수로의 형상이나 크기에 관계 없이 적용가능하고 따라서 “벽면의 법칙”으로 불린다. 이 속도분포 곡선은 관 내경의 90% 이상에 적용 가능하고 관 중심부에서 약간 벗어나는 것으로 알려져 있다.

마찬가지로, 발달한 온도분포 곡선은 하기 식으로 나타낼 수 있다.

$$T^+ = A_s \ln y^+ + B_s \quad (2)$$

Gowen과 Smith⁽⁸⁾는 $0.7 < Pr < 14$ 에서 온도분포 곡선을 측정하여 A_s 와 B_s 의 Prandtl 수 변화에 따른 상관식을 구하였다. A_s 값들은 대략 일정하였으나 ($2.2 < A_s < 2.5$) B_s 는 Prandtl 수에 따라 큰 차이를 보이고 하기 식으로 나타내졌다.

$$B_s = 5 \ln \left(\frac{5Pr + 1}{30} \right) + 8.55 + 5Pr \quad (3)$$

원관의 마찰계수는 식(1)을 전체 관 단면에 적용하여 구할 수 있다. 식(1)을 전체 단면적에 적분하면 (이 때 $\bar{u}/u^* = \sqrt{2/f}$ 이고 $y^+ = yu^*/\nu = \frac{\nu}{D} Re \sqrt{f/2}$ 이다)

$$\frac{\bar{u}}{u^*} = \sqrt{2/f} = 2\pi \int_0^R \left[2.5 \ln \left(\frac{\nu}{D} \sqrt{f/2} Re \right) + 5.5 \right] (R-y) dy \quad (4)$$

그 결과는

$$\sqrt{2/f} = 2.5 \ln(Re \sqrt{f/2}) + 1.75 \quad (5)$$

원관의 Nusselt 수 (또는 Stanton 수)도 식(1)과 (2)를 전 단면적에 적분하여 구할 수 있다.

$$\frac{1}{St} = \frac{RePr}{Nu} = \frac{1}{A} \int_A (2.5 \ln y^+ + 5.5) (A_s \ln y^+ + B_s) dA \quad (6)$$

여기서

$$St = \frac{h}{\rho \bar{u} C_p}$$

$$u^+ = \bar{u}/u^*$$

$$T^+ = \frac{(T_w - T) \rho C_p u^*}{q''}$$

$$h = \frac{q''}{(T_w - \bar{T})}$$

Table 1 Comparison between the predicted values

Re	Pr	Nu	
		Equation (6)	Kader & Yaglom Eq
3000	0.7	13.9	13.9
30000	0.7	71.0	73.9
300000	0.7	422.	450.
30000	6.5	192.	196.
30000	13.	232.	261.

식(6)의 y^+ 를 구하기 위해서는 마찰계수의 값이 필요한데, 이 마찰계수는 식(5)를 반복적으로 계산함으로써 구해진다. Table 1에 여러 Reynolds 수 및 Prandtl 수에 대하여 식(6)으로부터 구해진 Nusselt 수가 나타나 있다. 또한 잘 알려진 Kader와 Yaglom⁽⁹⁾ 상관식으로부터 구해진 Nusselt 수도 나타나 있다. Kader와 Yaglom 상관식은 아래와 같다.

$$St = \frac{Nu}{RePr} = \frac{\sqrt{f/2}}{2.12 \ln(Re \sqrt{f}) + 12.5 Pr^{2/3} + 2.12 \ln(Pr) - 10.1} \quad (7)$$

Table 1에 나타나 있듯이 상기 두 식은 비교적 낮은 Reynolds 수와 Prandtl 수에서는 잘 일치하고 높은 Reynolds 또는 Prandtl 수에서는 식(6)은 Kader & Yaglom 상관식보다 낮게 예측한다.

2.2 붕다발내 흐름

상기 개념은 붕다발의 열전달계수를 예측하는데 적용될 수 있다. Fig. 3은 임의 형상의 수로를 보여준다. 수로의 단면적 (A)은 여러개의 요소 면적으로 나눌 수 있다($A_1, A_2, A_3, \dots, A_n$). 그러면

$$A = A_1 + A_2 + \dots + A_n \quad (8)$$

전체 단면적에서의 유체밀도를 일정하다고 가정하면, 연속방정식은 아래와 같다.

$$\bar{u}A = \bar{u}_1 A_1 + \bar{u}_2 A_2 + \dots + \bar{u}_n A_n \quad (9)$$

식(9)를 u^* 로 나누고, $\bar{u}/u^* = \sqrt{2/f}$ 이므로

$$\sqrt{2/f} = \frac{\bar{u}_1}{u^*} \frac{A_1}{A} + \frac{\bar{u}_2}{u^*} \frac{A_2}{A} + \dots + \frac{\bar{u}_n}{u^*} \frac{A_n}{A} \quad (10)$$

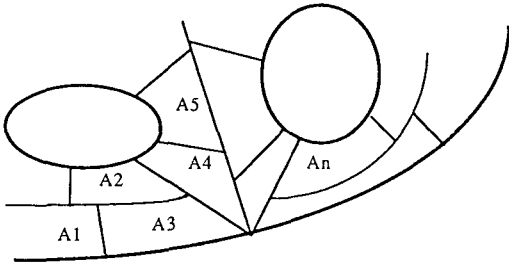


Fig. 3 Rod bundle with arbitrary channel shape

여기서

$$\frac{\bar{u}_1}{u^*} = \frac{1}{A_1} \int_{A_1} u^+ dA \quad (11)$$

$$\frac{\bar{u}_2}{u^*} = \frac{1}{A_2} \int_{A_2} u^+ dA \quad (12)$$

여기서 마찰속도 u^* 는 $\sqrt{\bar{\tau}_w/\rho}$ 로 정의 된다. 원관의 경우 국소 전단응력 τ_w 은 원주방향으로 균일하고 평균 전단응력 $\bar{\tau}_w$ 과 같게 된다. 그러나 봉다발의 경우 τ_w 은 원주방향으로 다른 값을 갖게 된다. Subbotin 등⁽¹⁰⁾에 따르면 τ_w 은 봉 핏치와 직경의 비 p/D 가 1에 가까와지면 원주방향으로의 변화가 커지고 $p/D > 1.2$ 이면 τ_w 은 거의 일정한 값을 가지게 된다.

본 연구에서는 국소 마찰계수 τ_w 은 봉다발 평균 마찰계수 $\bar{\tau}_w$ 와 같다고 가정하였다. 이 가정은 $p/D > 1.2$ 에는 별 무리가 없고, $p/D < 1.2$ 인 경우에는 약간 무리한 가정이라 생각된다. 그러나, 식 (10)을 계산하는 과정 중 적분과 덧셈을 통하여 국소효과는 소멸되므로 그 오차는 크지 않으리라 판단된다. 각 영역의 \bar{u}_i/u^* 는 식(1)을 적분하여 얻어지게 되는데, 그 절차는 아래와 같다.

(1) 전체 수로면적 (A)을 여러개의 요소 수로로 나눈다. 수로 분할방법은 다음 절에서 다루어진다.

(2) 각 수로에서 아래식을 이용하여 \bar{u}/u^* 를 구한다.

$$\bar{u}_i/u^* = \int_{A_i} \left[2.5 \ln \left(\frac{\nu}{D_n} Re \sqrt{f/2} \right) + 5.5 \right] dA_i \quad (13)$$

식(13)에서 마찰계수 " f "는 아직 미지수이다.

(3) 식(13)을 식(10)에 대입한다. 마찰계수는 식(10)의 왼쪽과 오른쪽 항을 반복계산하여 구한다. 상기 방법으로 Kim 등⁽¹¹⁾은 여러 형상의 봉다발의 마찰계수를 상당히 잘 예측할 수 있었다.

균일밀도를 가정하면 혼합집 온도 \bar{T} 는 하기 식으로 나타낸다.

$$\bar{u}(T_w - \bar{T})A = \bar{u}_1(T_w - \bar{T}_1)A_1 + \bar{u}_2(T_w - \bar{T}_2)A_2 + \dots + \bar{u}_n(T_w - \bar{T}_n)A_n \quad (14)$$

식(14)에 C_p/Aq'' 를 곱하면

$$\begin{aligned} \frac{\bar{u}(T_w - \bar{T})C_p}{q''} &= \frac{\bar{u}_1(T_w - \bar{T}_1)C_p}{q''} \frac{A_1}{A} \\ &+ \frac{\bar{u}_2(T_w - \bar{T}_2)C_p}{q''} \frac{A_2}{A} \\ &+ \dots + \frac{\bar{u}_n(T_w - \bar{T}_n)C_p}{q} \frac{A_n}{A} \end{aligned} \quad (15)$$

Stanton 수와 열전달계수 h 의 정의로부터

$$St = \frac{h}{\rho \bar{u} C_p} = \frac{q''}{\rho \bar{u} C_p (T_w - \bar{T})} \quad (16)$$

$$St_1 = \frac{h_1}{\rho \bar{u}_1 C_p} = \frac{q''}{\rho \bar{u}_1 C_p (T_w - \bar{T}_1)} \quad (17)$$

$$St_2 = \frac{h_2}{\rho \bar{u}_2 C_p} = \frac{q''}{\rho \bar{u}_2 C_p (T_w - \bar{T}_2)} \quad (18)$$

식(15)는

$$\frac{1}{St} = \frac{1}{St_1} \frac{A_1}{A} + \frac{1}{St_2} \frac{A_2}{A} + \dots + \frac{1}{St_n} \frac{A_n}{A} \quad (19)$$

여기서

$$\frac{1}{St_1} = \frac{1}{A_1} \int_{A_1} u^+ T^+ dA \quad (20)$$

$$\frac{1}{St_2} = \frac{1}{A_2} \int_{A_2} u^+ T^+ dA \quad (21)$$

상기 방정식들의 유도과정중 벽면 온도 T_w 은 원주 방향으로 일정하다고 가정하였다. 이 가정은 $p/D < 1.2$ 일 때 오차를 유발하리라 생각하나 마찰계수의 경우와 마찬가지로 적분과 덧셈의 과정이 국소 효과를 소멸 시킴으로 그 오차는 크지 않으리라 판단된다.

식(19)로부터 Stanton 수를 계산하기 위하여는 속도와 온도분포 곡선이 필요하게 된다. 본 연구에서는 우선 평관의 속도 및 온도 분포 곡선(식(1)과 (2))을 고려하여 보았다. 여기서 u^+ 와 T^+ 의 계산에 필요한 마찰계수는 식(1)으로부터 진출한 절차에 따라 구하였다. 다음 절에서는 본 모델을 사용하여 여러 형상의 봉다발에 대하여 열전달 계수를 구하여 보겠다.

3. 봉다발의 열전달 계수 예측

봉다발의 열전달 실험은 필요 불가결하게 봉다발이 수로 벽으로 둘러 싸인 형상으로 행해진다. 실험시 벽면에는 열이 공급되지 않으므로 벽면 주위의 수로는 봉 주위의 수로와는 다르게 취급되어야 한다. Fig. 4는 벽면 주위의 요소 수로를 보여준다. Area 1은 봉 주위의 영역이고 Area 2는 벽면의 영향을 받는 영역이다. Area 1에서는 평균의 속도 및 온도분포 곡선이 큰 무리 없이 사용될 수 있다. Area 2에서도 속도분포 곡선은 평균의 그것으로 가정할 수 있으나 벽에서는 열을 발생하지 않으므로 온도분포 곡선의 가정에는 문제가 있다. 본 연구에서는 Dalle Donne과 Meyer⁽¹²⁾의 제안에 따라 봉다발에서 발생한 열은 봉 주위의 영역 즉 Area 1의 가열에만 기여한다고 가정하였다. 그러면 벽면 주위의 영역 Area 2의 유체 온도는 벽면의 온도와 같게 되고 따라서 T^+ 는 0이 된다. Fig. 4에 벽면과 봉 사이의 가상적인 온도 분포 곡선이 그려져 있다. 벽면과 봉 사이영역에서의 마찰계수와 Stanton 수는 아래 식으로 구해진다.

$$\frac{\bar{u}_{wall}}{u^*} = \frac{1}{Area1+Area2} \int_{Area1+Area2} u^+ dA \quad (22)$$

$$\frac{1}{St_{wall}} = \frac{1}{Area1+Area2} \int_{Area1} u^+ T^+ dA \quad (23)$$

봉다발 평균 마찰 및 열전달계수는 식 (22)와 (23) 및 다른 요소 수로의 식들을 식(10)과 (19)에 대입함으로써 구해진다. 다음 절에서 본 방법의 사용법이 설명되어진다.

Fig. 1에 Dingee 등⁽⁷⁾이 실험한 수로의 형상이 나타나 있고 Fig. 5에는 요소 수로가 나타나 있다. 요소 수로 분할에는: (1) 전단응력이 제로인 선이 그려지고, (2) 제로 응력선을 판단하기가 어려운 경우에는 봉과 벽면사이 최단거리를 양분하는 직선을 사용하였다. 봉과 봉 사이에서는 제로 응력선이 쉽게 그려지나 봉과 벽면 사이에서는 제로 응력선의 판단이 쉽지 않으므로 최단거리를 양분하는 직선을 사용하였다. 봉과 벽면 사이에서 제로 응력선이 아닌 직선을 사용함으로써 수반되는 오차는 1% 이내 임을 알 수 있었다.

식(1)과 (2)를 각 요소 영역에서 적분하여 마찰계수와 Stanton 수를 구한다. 적분 식들은 아래와

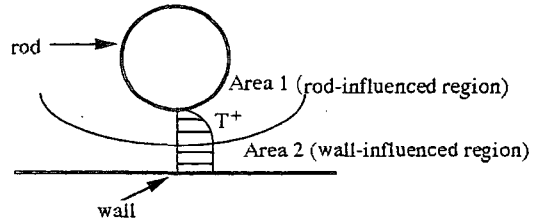


Fig. 4 Sub-area division at the wall region

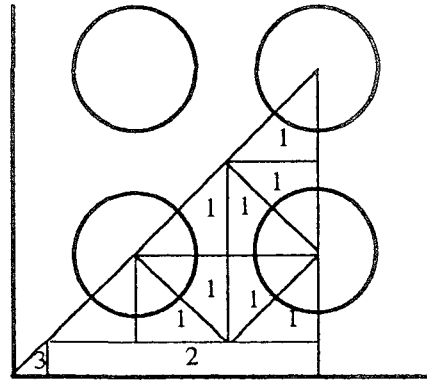


Fig. 5 Sub-area division of a rod bundle tested by Dingee et al.⁽⁷⁾

같다.

$$\frac{\bar{u}_1}{u^*} = \frac{2}{A_1} \int_0^{\pi/4} \frac{L \sec \theta + R}{2} \int_0^{(L \sec \theta - R)} [2.5 \ln \left(\frac{yu^*}{\nu} \right) + 5.5] dy d\theta \quad (24)$$

$$\frac{\bar{u}_2}{u^*} = \frac{1}{A_2} (2p - L) \int_0^{L-R} [2.5 \ln \left(\frac{yu^*}{\nu} \right) + 5.5] dy \quad (25)$$

$$\frac{\bar{u}_3}{u^*} = \frac{2}{A_3} \int_0^{\frac{\sqrt{2}L-R}{2\sqrt{2}}} \int_0^x [2.5 \ln \left(\frac{yu^*}{\nu} \right) + 5.5] dy dx \quad (26)$$

상기 식에서 p 는 봉 핏치, L 은 봉 핏치의 절반 그리고 R 은 봉 반경을 나타낸다. 마찰계수는 식(27)로부터 구해진다.

$$\sqrt{2}f = \frac{\bar{u}_1}{u^*} \frac{A_1}{A} + \frac{\bar{u}_2}{u^*} \frac{A_2}{A} + \frac{\bar{u}_3}{u^*} \frac{A_3}{A} \quad (27)$$

Stanton 수 계산에는 Fig. 5의 Area 1만을 고려하였다. Area 2와 3는 벽면 주위의 요소 수로이므로 열전달에 기여하지 않는다고 가정한다. 그러면,

$$\frac{1}{St} = \frac{9A_1}{A} \frac{1}{St_1} \quad (28)$$

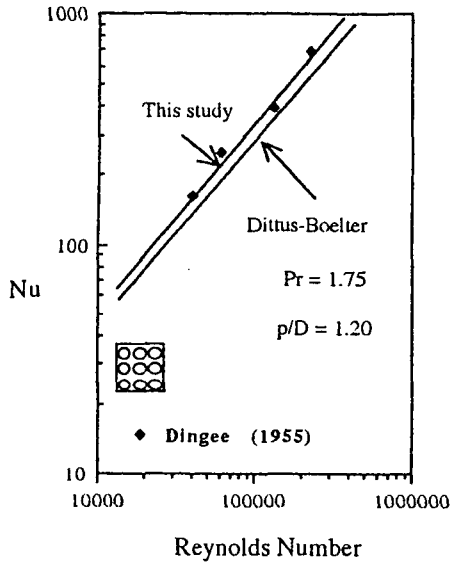


Fig. 6 Prediction of Dingee et al.s⁽¹²⁾ data

여기서

$$\frac{1}{St_1} = \frac{1}{A_1} \int_0^{\pi/4} \frac{L \sec \theta + R}{2} \int_0^{(L \sec \theta - R)} \left[2.5 \ln \left(\frac{y u^*}{\nu} \right) + 5.5 \right] \left[A_s \ln \left(\frac{y u^*}{\nu} \right) + B_s \right] dy d\theta \quad (29)$$

예측 결과는 Fig. 6에 Dingee 등⁽⁷⁾의 실험결과와 비교되어 있다. Fig. 6에 나타나 있듯이 본 방법은 실험결과를 잘 예측함을 알 수 있다. 그림에 또한 Dittus-Boelter 상관식이 나타나 있는데, 이 상관식은 실험결과를 과소 예측한다.

지난 30년간 많은 열전달 실험이 행해졌다. Table 2에 본 저자에게 입수된 실험자료 목록이 나타나 있다. 그 실험들은 사각 봉다발 및 삼각 봉다발을 모두 포함하고 $1.015 \leq p/D \leq 1.462$ 그리고 $0.7 \leq Pr \leq 8.5$ 이다 Reynolds 수 10^5 에 대하여 본 방법을 사용하여 예측한 결과가 Fig. 7에 나타나 있다. 이 그림에는 실험자료(Nu_m)가 예측치(Nu_p)로 나뉜 값이 나타나 있다.

Fig. 7은 본 방법이 대부분의 실험자료를 $\pm 10\%$ 이내로 예측 함을 보여 주는데, 이는 Dittus-Boelter 상관식을 사용한 경우(Fig. 2에 나타나 있음)에 비하면 큰 진전이라 하겠다. Dittus-Boelter 상관식은 그 형태가 간단한 반면 봉다발과 같은 복잡한 형상의 열전달계수 예측시에는 다소 부정확함을 보여준다. 본 연구에서 제안된 방법은 계산이 다소 복잡하고 수치적분을 해야하는 불편함은 있지만 Dittus-Boelter 상관식에 비하여 실험자료를 잘 예측함을 보여준다. Fig. 7은 또한 본 모델이 Palmer와 Swanson⁽¹³⁾의 결과도 잘 예측함을 보여 주는데 Palmer와 Swanson의 p/D 는 1.015이다. p/D 의 비가 1.0에 가까와 질수록 봉 주위의 전단 응력과 온도 분포는 점점 불균일해 지는데 본 모델은 균일 전단응력과 온도 분포를 가정하였다. 본 모델이 p/D 가 1.015인 Palmer와 Swanson의 자료를 잘 예측하는 것은 전술한 바와 같이 아마도 본 모델에 내재된 적분과 덧셈의 과정이 국소 효과를 소멸시키기 때문으로 판단된다.

Fig. 7은 본 모델이 Marek 등⁽¹⁾의 실험치를 약 15% 과대 예측 함을 보여 준다. Marek 등은 헬

Table 2 Compilation of rod bundle heat transfer experiments

Author	Year	#of rods	p/D	W/D	Rod Array	Pr
Dinge et al. ⁽¹²⁾	1955	9	1.12	1.12	square and triangular	1.18
		9	1.20	1.20		to
		9	1.27	1.27		1.75
Palmer and Swanson ⁽¹³⁾	1962	7	1.015	1.015	triangular	1.1~2.6
Marek et al. ⁽¹⁾	1973	9	1.283	1.23	square	0.7
		16	1.283	1.27		
Kim and El-Genk ⁽¹⁴⁾	1989	7	1.25	1.07	triangular	3.0~8.5
		7	1.38	1.13		
		7	1.5	1.19		

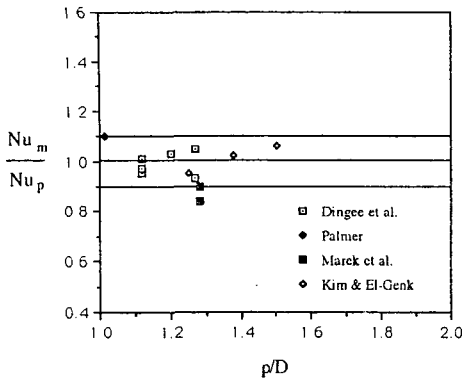


Fig. 7 Prediction of the available bundle heat transfer data

를 가스를 사용하여 실험하였는데 실험시 봉의 온도는 700C까지 올라 갔다. 이렇게 높은 봉 온도에서는 봉과 유체의 온도차가 커지고 단면내의 유체의 밀도차도 상당한 크기가 되게 된다. 이러한 밀도의 변화는 속도 및 온도 곡선에 영향을 미치리라 생각되는데 벽면 주위에서는 밀도가 상대적으로 낮게되어 유속이 감소하게 되므로 균일 밀도시보다 열전달계수가 감소하리라 생각된다.

본 모델에서는 균일 밀도를 가정하였으므로 고온의 실험자료를 과대 예측하리라 판단되고 이는 Marek 등⁽¹⁾의 실험결과와 일치한다. 이 점은 고온 실험자료에 대한 열전달 상관식이 온도 보정이 되는 것과도 일치하는데, 예를 들면 Dittus-Boelter 상관식은 $(T_w - T_i)^{-0.2}$ 을 곱하여 줌으로써 보정하게 된다. T_w/T_i 의 값이 클 경우 기존 Dittus-Boelter 상관식을 사용하면 실험치를 과대 예측하게 되는데, 예를 들면 $T_w/T_i=2.0$ 인 경우 그 차이가 13%나 된다. Marek 등의 T_w/T_i 값은 본 저자에게 알려지지 않았으나 벽면의 온도가 700C 점을 감안하면 T_w/T_i 값은 상당하리라 예상된다. 이와 같이 고온의 자료를 예측하기 위해서는 밀도의 변화가 고려되어야 하는데 본 모델은 균일 밀도를 가정하였다. 따라서 이 모델을 가스 냉각로와 같은 고온에서 작동하는 원자로의 열전달을 예측에 사용하고자 할 때는 특별한 주의를 요한다.

4. 결 론

본 연구에서는 봉다발의 난류 열전달계수를 예측할 수 있는 모델이 개발되었다. 전체 수로를 요소

수로로 나누고 각 요소 수로에 평관의 온도 및 속도분포 곡선을 적용하여 봉다발의 평균 열전달계수를 구한다. 이 모델은 Marek 등⁽¹⁾의 고온 자료를 제외하고 기존 열전달 실험자료를 $\pm 10\%$ 이내로 예측하였다. Marek 등의 고온 자료는 약 15% 정도 과대 예측 되었는데 이는 본 모델이 고온시 나타나는 유체 내의 밀도의 변화를 적절히 고려하지 않은 때문으로 판단된다. 따라서 본 모델을 가스 냉각로와 같은 고온에서 작동하는 원자로의 열전달을 예측에 사용하고자 할 때는 특별한 주의를 요한다.

참고문헌

- (1) Marek, J., Maubach, K. and Rheme, K., 1973, "Heat Transfer and Pressure Drop Performance of Rod Bundles Arranged in Square Arrays," Int. J. Heat Mass Trans., Vol. 16, pp. 2215~2228.
- (2) Deissler, R.G. and Taylor, M.F., 1956, "Analysis of Axial Turbulent Flow and Heat Transfer Through Banks of Rods or Tubes," Proceedings of Reactor Heat Transfer Conference, Pt. 1, Book 2, TID-7529, USAEC, pp. 416~461.
- (3) Osmachkin, V.S., 1964, "Some Problems on Heat Transfer in Liquid Cooled Reactors," A/Conf/28/P/326, USSR, Third UN International Conference on the Peaceful Usage of Atomic Energy.
- (4) Buleev, N.I., Polosukhina, K.N. and Pyshin, V. K., 1964, "Hydraulic Resistance and Heat Transfer in a Turbulent Liquid Stream in a Lattice of Rods," High Temperature, Vol. 2, pp. 673~681.
- (5) Ibragimov, M.K., Isupov, I.A. Kobzar, L.L. and Subbotin, V.I., 1967, "Calculation of Hydraulic Resistivity Coefficients for Turbulent Fluid Flow in Channels of Non-Circular Cross Section," Atomnaya Energiya, Vol. 23, Pt. 4, pp. 300~305.
- (6) Nijsing, R., Gargantini, I. and Eifler, W., 1966, "Analysis of Fluid Flow and Heat Teat Transfer in a Triangular Array of Parallel Heat Generating Rods," Nuc. Eng. Des, Vol. 4, pp. 375~398.

- (7) Dingee, D.A., Bell, W.B., Chastain, J.W. and Fawcett, S.L., 1955, "Heat Transfer from Parallel Rods in Axial Flow," Report BMI-1026, TID-4500, USAEC.
- (8) Gowen, R.A. and Smith, J.W., 1967, "The Effect of the Prandtl Number on Temperature Profiles for Heat Transfer in Turbulent Pipe Flow," Chem. Eng. Sci., Vol. 22 pp. 1701~1711.
- (9) Kader, B.A. and Yaglom, A.M., 1972, "Heat and Mass Transfer Laws for Fully Turbulent Wall Flows," Int. J. Heat Mass Trans., Vol. 15, pp. 2329~2351.
- (10) Subbotin, V.I., Ushakov, P.A., Levchenko, YU.D. and Alexandrov, A.M., 1971, "Velocity Fields in Turbulent Flow Past Rod Bundles," Heat Transfer-Soviet Research, Vol. 3, No. 2, Mar.-April, pp. 9~35.
- (11) Kim, N-H., Chun, T-H., Lee, S-K. and Kim, S-H., 1991, "Application of the Law of the Wall to Predict the Turbulent Friction Factor in Rod Bundles." 1st JSME/ASME Joint International Conference on Nuclear Engineering, Tokyo, Japan, Nov. 4-7, Vol. 1, pp. 231~235.
- (12) Dalle Donne, M. and Meyer, L., 1977, "Turbulent Convective Heat Transfer from Rough Surfaces with Two-dimensional Rectangular Ribs." Int. J. Heat Mass Trans., Vol. 20, pp. 583~620.
- (13) Palmer, L.D. and Swanson, L.L., 1962, "Measurement of Heat Transfer Coefficients, Friction Factors and Velocity Profiles for Air Flowing Parallel to Closely Spaced Rods," International Developments in Heat Transfer, 1961/1962, ASME, pp. 535~542.
- (14) Kim, S-H. and El-Genk, M.S., 1989, "Heat Transfer Experiments for Low Flow of Water in Rod Bundles," Int. J. Heat Mass Trans., Vol. 32, No. 7, pp. 1321~1336.