

급격 확대 및 축소관의 압력손실계수에 대한 전산유체역학 해석의 예측성능 평가

김현정 · 박종필*.[†]

호서대학교 수학과, *부산대학교 기계공학부
(2009년 11월 10일 접수, 2010년 2월 22일 채택)

Assessment of CFD Estimation Capability for the Local Loss Coefficients of Sudden Contraction and Expansion

Hyun Jung Kim and Jong-Pil Park*.[†]

Department of Mathematics, Hoseo University, Chungnam 336-795, Korea
*School of Mechanical Engineering, Pusan National University, Busan 609-735, Korea
(Received November 10, 2009; Accepted February 22, 2010)

대형 선박과 발전소 및 화학 공장 등을 구성하는 배관 및 계통은 다양한 구성요소들로 이루어져 있다. 밴드, 티, 급격 확대, 급격축소, 오리피스와 같은 이러한 구성요소들은 시스템 전체의 압력강하를 유발한다. 집중변수모델을 사용하여 구성요소들에 의한 압력손실은 계산할 시에는 압력손실계수인 k-factor가 제공되어야 한다. 일반적으로 많은 공학 분야에서 k-factor의 계산에 Idelchik 모델이 사용되어 왔다. 본 연구에서는 전산유체역학 해석을 통하여 압력손실계수를 계산하고 그 결과를 Idelchik이 제안한 압력손실계수와 비교하였다. 이는 복잡한 유동영역의 압력손실계수 계산에 전산유체역학 코드의 활용성을 검증하기 위함이다. 해석결과, 레이놀즈 응력 모델이 압력손실계수를 가장 잘 예측하고 있다. 전산유체역학을 통한 압력손실계수 평가는 사용된 난류모델에 영향을 받지만 압력손실계수를 잘 예측하고 있으므로 압력손실 계산에 전산유체역학 코드를 사용하는 것은 타당하다고 판단된다.

Most of fluid systems, such as P&ID in ships, power plants, and chemical plants, consist of various components. The components such as bends, tees, sudden-expansions, sudden-contractions, and orifices contribute to overall pressure loss of the system. The local pressure losses across such components are determined using a pressure loss coefficient, k-factor, in lumped parameter models. In many engineering problems Idelchik's k-factor models have been used to estimate them. The present work compares the k-factor based on CFD calculation against Idelchik's model in order to confirm whether a commercial CFD package can be used for pressure loss coefficient estimation of complex geometries. The results show that RSM is the best appropriate for evaluating pressure loss coefficient. Commercial CFD package can be used as a tool evaluating k-factor even though the accuracy is influenced by a turbulence model.

Keywords: local loss coefficient, CFD, sudden-expansion, sudden-contraction, orifice

1. 서 론

대형 선박과 해양구조물 내부, 발전소 및 화학공장 등의 계통은 매우 복잡한 유로를 가지는 다양한 구성요소들로 이루어져 있다. 이처럼 복잡한 시스템 및 계통 전체를 전산유체역학(Computational Fluid Dynamics, CFD) 코드로 정밀하게 해석하기에는 계산비용이 너무 커서 아직도 집중변수모델(lumped parameter model)을 사용한 유동망 해석(flow network analysis)을 수행하는 것이 일반적이다. 이러한 유동망 해석을 수행하는 경우 질점과 질점 사이의 압력손실계수 값을 정확히 제공해야만 전체 시스템 내부유동을 정확히 예측할 수 있다.

이러한 이유로 배관 및 계통을 구성하는 밸브, 엘보우(elbow), 티(tee)와 같은 기본 구성요소들에서 압력손실에 대한 실험 및 연구[1-3]

은 활발히 진행되어 왔다. 복잡한 유로가 가지는 구성요소에서 압력 손실의 평가는 공학적 판단에 근거하여 기존에 연구된 압력손실계수 (pressure loss coefficient, k-factor)를 조합 또는 활용하여 이루어져 왔다. 그러나 이러한 방법론은 압력손실을 예측하는데 큰 불확실성을 가지고 있다. 복잡한 유로를 가지는 구성요소에서 압력손실을 평가하는 방법으로 실험 또는 전산유체역학 해석을 활용할 수 있다. 실험은 시간, 비용의 소비가 크고 다양한 유로를 가지는 구성요소들의 압력손실을 모두 평가하기엔 현실적으로 한계가 있다. 그러므로 전산유체역학 해석을 통한 압력손실 평가가 효율적인 방법이라 여겨진다. 전산유체역학 해석을 통하여 복잡한 유로에서 압력손실을 평가하기에 앞서 기본 구성요소에서 전산유체역학 해석결과가 압력손실 잘 예측하고 있는가에 대한 검증이 필요하다. 복잡한 유로라 할지라도 이는 급격확대관, 급격축소관 그리고 오리피스 등과 같이 유체 전달 시스템을 구성하는 기본 요소들의 조합으로 구성되어 있다고 볼 수 있기 때문이다.

급격확대관, 급격축소관, 오리피스와 같은 구성요소들은 유로의 단

[†] 교신저자(e-mail: pjp3381@pusan.ac.kr)

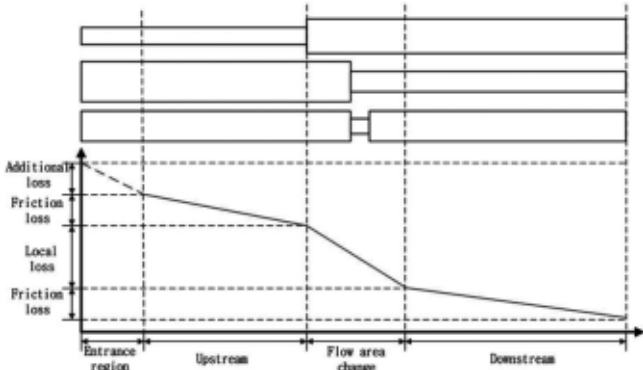


Figure 1. Total pressure loss at pipe systems.

면적을 변화 시킨다. 유로의 단면적이 변화하는 구간에는 유동의 박리와 재부착이 발생하며 이는 압력손실로 이어진다. 이러한 압력손실을 이론적으로 해석하기는 어렵다. 따라서 이러한 구성 요소들에 의한 압력손실은 무차원 형태로 주어지고 실험에 의해 구해진다. 압력손실을 나타내는 압력손실계수(k)는 식 (1)과 같이 정의된다.

$$\Delta P_l = k \frac{\rho V^2}{2} \quad (1)$$

다양한 유체 유동 구성요소들에 대한 압력손실 연구는 Idelchik 등 [1]에 의하여 핸드북 형태로 집대성 되었다. 그는 레이놀즈수 (Reynolds Number, Re)가 10000 이상인 압축성 유체의 난류유동에서 급격확대관, 급격축소관, 오리피스의 압력손실계수를 각각 식 (2)~(4)와 같이 제시하고 있다.

$$k = \left(1 - \frac{A_0}{A_1}\right)^2 \quad (2)$$

$$k = 0.5 \left(1 - \frac{A_1}{A_0}\right)^{3/4} \quad (3)$$

$$k = \left[0.5 \left(1 - \frac{A_1}{A_0}\right) + \left(1 - \frac{A_1}{A_0}\right)^2 + \tau \sqrt{1 - \frac{A_1}{A_0}} \left(1 - \frac{A_1}{A_0}\right) + f \frac{L_1}{D_1} \right] \left(\frac{A_0}{A_1}\right)^2 \quad (4)$$

본 연구에서는 전산유체역학 해석결과를 바탕으로 압력손실계수를 계산하여 핸드북 모델과 비교함으로써 전산유체역학 해석을 통한 압력손실계수 평가가 적절한지 검증하고자 하였다.

2. 계산방법

각 해석대상에서 총 압력손실을 Figure 1에 도식적으로 나타내었다. 단상유동의 총 압력손실(ΔP_t)은 식 (5)와 같이 입구영역에서의 압력손실(ΔP_e), 상류 유동영역에서 마찰에 의한 압력손실(ΔP_{fu}), 유로형상 변화에 의한 유동이 박리되고 재부착되는 구간에서의 압력손실(ΔP_l), 그리고 하류 유동영역에서 마찰에 의한 압력손실(ΔP_{fd})의 합이다.

$$\Delta P_t = \Delta P_e + \Delta P_{fu} + \Delta P_l + \Delta P_{fd} \quad (5)$$

Table 1. Theoretical Entrance Region (m)

	$Re = 100,000$	$Re = 200,000$
Sudden-ex.	1.50	1.68
Sudden-cont.	3.00	3.36
Orifice	1.50	1.68

입구영역에서는 유동이 완전 발달되어 있지 않으므로 Figure 1과 같이 추가적인 손실이 발생한다. 본 해석에서는 상류유동영역의 길이를 충분히 길게 모델링하여 입구영역에 의한 압력손실을 계산에서 제외시켰으며 유동의 완전발달을 위해 상류유동영역 길이를 충분히 확보하였다. 그러므로 계산영역의 총 압력손실은 입구영역을 제외한 구간에서의 총 압력손실이 되어 식 (6)과 같이 표현된다.

$$\Delta P_t = \Delta P_{fu} + \Delta P_l + \Delta P_{fd} \quad (6-A)$$

$$\Delta P_t = f_u \frac{L_u}{D_u} \frac{\rho V_u^2}{2} + k \frac{\rho V_u^2}{2} + f_d \frac{L_d}{D_d} \frac{\rho V_d^2}{2} \quad (6-B)$$

여기에서, f_u 와 f_d 는 상류유동영역 및 하류유동영역에서의 마찰계수이며 L_u 와 L_d 는 각 유동영역의 기하학적 길이(L_{gu} , L_{gd})에서 박리(L_s)와 재부착 길이(L_r)를 뺀 길이이다. 유동 박리와 재부착 구간에는 마찰에 의한 압력손실은 무시할 수 있으므로 유로 단면적 변화에 따른 압력손실만 존재한다. 따라서 식 (6)은 식 (7)과 같이 표현되며 식 (8)을 통해 압력손실계수를 계산한다. 식 (8)을 통하여 압력손실계수를 계산하기 위해서는 상류 및 하류유동영역에서 마찰계수와 박리, 재부착 길이를 알아야 한다.

$$\Delta P_t = f_u \frac{(L_{gu} - L_s)}{D_u} \frac{\rho V_u^2}{2} + k \frac{\rho V_u^2}{2} + f_d \frac{(L_{gd} - L_r)}{D_d} \frac{\rho V_d^2}{2} \quad (7)$$

$$k = \left[\Delta P_t - f_u \frac{(L_{gu} - L_s)}{D_u} \frac{\rho V_u^2}{2} - f_d \frac{(L_{gd} - L_r)}{D_d} \frac{\rho V_d^2}{2} \right] / \frac{\rho V_u^2}{2} \quad (8)$$

2.1. 입구영역계산

Schlichting [4]는 난류유동에서 입구영역의 길이를 식 (9)와 같이 제안하였다.

$$L_e = 4.4 \times D \times Re^{1/6} \quad (9)$$

본 연구의 해석대상인 급격확대관과 오리피스의 입구 수력직경은 0.05 m이고 급격 축소관의 수력직경은 0.10 m이다. 상류 파이프의 수력 직경 및 입구속도를 기준 등으로 계산한 레이놀즈수는 10000과 200000이다. 각 요소의 Idelchik 모델[1] 적용범위가 $Re \geq 10000$ 이므로 모델 적용범위에 포함되는 두 레이놀즈수를 해석대상으로 선정하였다. 각 해석대상의 입구영역의 길이를 계산하여 Table 1에 나타내었으며 해석대상의 입구영역 모델링에는 해석결과의 정확성을 위해서 약 10% 여유도를 두고 충분히 길게 모델링 하였다.

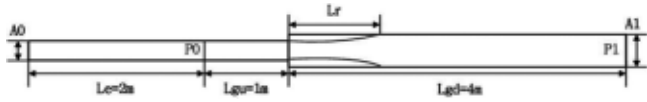


Figure 2. Schematic for sudden-expansion.

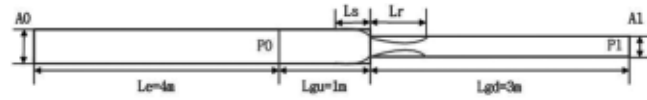


Figure 3. Schematic for sudden-contraction.

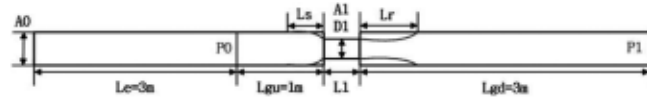


Figure 4. Schematic for orifice.

2.2. 마찰손실계산

Darcy와 Weisbach가 제안한 마찰에 의한 압력손실 관계식은 식 (10)과 같다.

$$\Delta P_f = f \frac{L}{D} \frac{\rho V^2}{2} \tag{10}$$

여기에서, f 는 무차원으로 정의되는 마찰계수이다. Nikuradse[5]에 의하면 난류유동에서 마찰계수는 벽면의 상대조도(ϵ/D)와 레이놀즈수의 함수이다. 본 연구에서는 마찰손실 계산에서 변수를 줄이기 위해서 전산유체역학 해석 시 등가조도(ϵ)를 0으로 하여 식 (11)을 통해 상류 파이프와 하류 파이프 유동에서의 마찰계수를 계산하였다. 이는 난류유동에서 마찰계수의 두 변수 중 하나인 상대조도의 영향을 배제함으로써 마찰압력강하 계산에서 관의 거칠기 영향을 무시할 수 있도록 한다. 이와 같은 경우, 마찰계수는 레이놀즈수만의 함수로 표현가능하다. 등가조도가 0인 수력학적으로 매끄러운 벽을 가지는 원형 파이프에서 마찰계수는 레이놀즈수만의 함수이며 Filonenko[6]에 의해 식 (11)과 같이 제안되었다.

$$f = \frac{1}{(1.8 \ln Re - 1.64)^2} \tag{11}$$

마찰길이는 상류유동영역 및 하류유동영역의 기하학적 길이에서 유동 박리와 재부착 길이를 제외한 길이이다. 층류유동에서 급격 확대관의 유동의 박리, 재부착, 그리고 압력손실계수에 관한 연구는 Oliveira 등[7]에 의하여 수행되었다. 그 후, Rosa와 Pinho[8]는 디퓨저(diffuser)에 관한 연구도 수행하였다. 이들의 연구결과, 층류유동에서 재부착 길이는 레이놀즈수와 유로의 기하학적 형상의 함수임을 보였다. 그러나 난류영역에서 유동 박리와 재부착 길이에 의한 연구는 제한적인 연구결과만 존재한다. 2005년, Chun-Lang Yeh[9]는 후향계단 유동(backward facing step flow)과 급격확대관에서 재부착 길이에 관한 실험과 전산유체역학 해석결과를 비교하였다. 해석결과 실험값과 standard k-ε 모델의 오차는 약 30%이었으며 RSM 모델의 오차는 0.5% 이내였다. 본 연구에서는 전산유체역학 해석을 통하여 이를 계산하여 압력손실계산에 사용하였다.

Table 2. Mesh Sensitivity for Orifice Flow Using RSM ($A1/A0 = 0.30$, $Re = 100,000$)

	L1/D1	0.2	0.6	1.0	3.0	5.0
Mesh No.						
L_r	300 M	2.241	3.343	1.999	1.919	1.864
D_h	450 M	2.240	3.343	2.000	1.922	1.863
	500 M	2.242	3.343	1.997	1.922	1.864

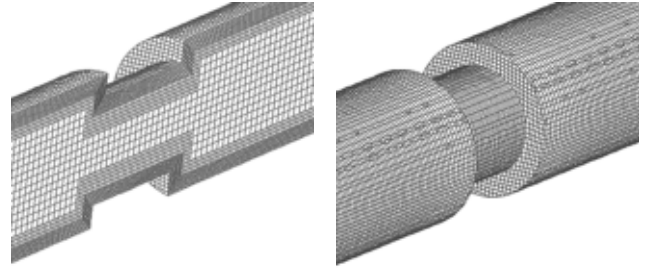


Figure 5. Mesh generation.

2.3. 수치계산

본 연구의 해석대상인 급격확대관, 급격축소관 그리고 오리피스에 개략도를 Figures 2~4에 나타내었다. 그 후, 모델링된 계산영역에 정렬격자를 생성하였다. 격자의 평균크기는 약 0.005 m이며 속도의 구배가 큰 파이프의 벽 주위에는 해석결과의 정확성을 위해서 격자평균 크기의 1/4 이하인 10개의 매우 조밀한 층을 생성하여 격자를 만들었다. 이러한 격자크기 및 분포는 선행연구를 바탕으로 선정된 것이다. 또한 해석결과를 바탕으로 속도구배가 큰 격자에 대해 격자 재생성(refine) 후 해석을 수행한 결과 Table 2와 같이 결과의 차이가 없으므로 해석영역에 생성된 격자 크기 및 분포는 타당하다고 판단된다. 본 격자성생 과정을 통하여 생성된 격자는 각 해석대상 당 약 250~300만개이며 Figure 5에 해석대상 중 하나인 오리피스 파이프에 생성된 격자를 나타내었다. 유로의 기하학적 형상이 압력손실계수에 미치는 영향을 평가하기 위해서 상류유동영역과 하류유동영역의 단면적을 변화시켰으며 난류영역에서 레이놀즈수와 무관함을 확인하기 위하여 Idelchik 모델[1]의 적용범위에 포함되는 100000과 200000의 두 레이놀즈수에서 해석을 수행하였다.

작동유체는 물을 선택하였는데 이는 선박, 플랜트, 화학공장을 포함한 많은 유동망 시스템들에서 가장 널리 사용되는 유체이기 때문이다. 물은 온도 및 압력에 의한 밀도의 변화가 매우 작으므로 압축성은 고려하지 않아도 된다. 상류유동영역의 입구에 유량경계조건을 설정하였으며 하류유동영역의 출구에 유출경계조건을 설정하였다. 이는 입구로 들어온 유량이 모두 출구를 통해서 빠져나감을 의미한다. 식 (12) 및 (13)에 각각 나타낸 비압축성 유체의 연속방정식 및 운동량방정식을 풀었으며 연속방정식, 운동량 방정식 계산 시 발생하는 압력과의 연계를 Semi-Implicit Method for Pressure Linked Equations (SIMPLE) 알고리즘을 사용하였다.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho u_j) = s_m \tag{12}$$

$$\frac{\partial \rho u_i}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho u_j u_i - \tau_{ij}) = -\frac{\partial p}{\partial x_i} + s_i \tag{13}$$

여기서, S_m, T_{ij}, S_i 는 각각 질량 소스(source), 응력 텐서, 운동량 소스를 나타낸다.

파이프 내 유동에서 난류모델에 따른 압력손실 영향을 비교하기 위하여 공학적으로 가장 널리 활용되는 2-방정식 외점성모델인 standard k-ε 모델, RNG k-ε 모델, 6-방정식 모델인 Reynolds Stress Model (RSM)과 벽 함수(standard wall function)를 통해 난류를 모의하였다. 해석결과 y^+ 값은 80 이하였다. 시뮬레이션은 상변화가 없는 정상상태조건으로 수행되었다.

공학적으로 가장 널리 사용되는 1단계종결 2-방정식 모델인 k-ε 계열의 난류모델은 응력의 크기가 평균속도구배와 비례한다는 Boussineq 이론을 바탕으로 레이놀즈 응력에 대한 난류운동에너지 및 소산율 수송방정식을 풀어 이에 대한 수치해를 제공한다. Standard k-ε 모델은 레이놀즈 응력항의 계산 시, 식 (14) 및 (15)와 같이 난류운동에너지 및 소산율에 대한 수송방정식을 풀어 레이놀즈 응력을 계산한다.

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\rho u_j k - \left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] = \mu_t (P + P_B) - \rho \epsilon - \frac{2}{3} \left(\mu_t \frac{\partial u_i}{\partial x_i} + \rho k \right) \frac{\partial u_i}{\partial x_i} \quad (14)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \epsilon) + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\rho u_j \epsilon - \left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\epsilon} \right) \frac{\partial \epsilon}{\partial x_j} \right] = C_{\epsilon 1} \frac{\epsilon}{k} \left[\mu_t P - \frac{2}{3} \left(\mu_t \frac{\partial u_i}{\partial x_i} + \rho k \right) \frac{\partial u_i}{\partial x_i} \right] + C_{\epsilon 3} \frac{\epsilon}{k} \mu_t P_B - C_{\epsilon 2} \rho \frac{\epsilon^2}{k} + C_{\epsilon 4} \rho \epsilon \frac{\partial u_i}{\partial x_i} \quad (15)$$

여기서, P 와 P_B 는 식 (16), (17)과 같으며 σ_k 및 σ_ϵ 는 난류 Prandtl 수이다. 난류운동에너지 수송방정식의 우변 첫째 항은 전단력, 응력, 및 부력에 의한 난류 생성을 나타내는 항이며 두 번째 항은 점성 소산, 세 번째 항은 유체의 압축성 효과를 각각 나타낸다. 난류소산율 수송방정식의 $C_{\epsilon 1}, C_{\epsilon 2}, C_{\epsilon 3}, C_{\epsilon 4}$ 는 실험적인 상수이다.

$$P \equiv S_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \quad (16)$$

$$P_B \equiv - \frac{g_i}{\sigma_{h,t}} \frac{1}{\rho} \frac{\partial \rho}{\partial x_i} \quad (17)$$

RNG k-ε 모델은 standard k-ε 모델을 수정, 보완한 난류모델로 난류운동에너지의 수송방정식은 동일하나 난류소산율에 대하여 RNG 이론을 적용하여 식 (18)과 같이 수송방정식을 수정하였다. 기존의 standard k-ε 모델이 선형 난류모델임에 비해 RNG k-ε 모델은 난류소산율 방정식에 난류의 비선형성을 모사할 수 있는 항이 추가된 것이다. 그 결과, 선회류, 재순환류와 같은 유동특성을 가지는 해석대상에 대하여 보다 정확한 수치해석 해를 제공한다.

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \epsilon) + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\rho u_j \epsilon - \left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\epsilon} \right) \frac{\partial \epsilon}{\partial x_j} \right] = C_{\epsilon 1} \frac{\epsilon}{k} \left[\mu_t P - \frac{2}{3} \left(\mu_t \frac{\partial u_i}{\partial x_i} + \rho k \right) \frac{\partial u_i}{\partial x_i} \right] + C_{\epsilon 3} \frac{\epsilon}{k} \mu_t P_B - C_{\epsilon 2} \rho \frac{\epsilon^2}{k} + C_{\epsilon 4} \rho \epsilon \frac{\partial u_i}{\partial x_i} \quad (18)$$

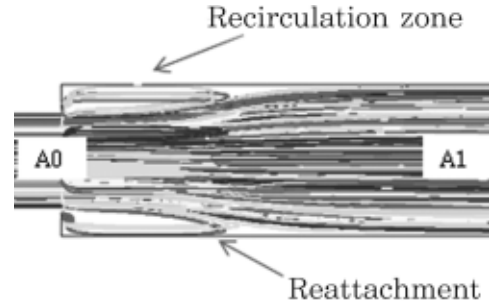


Figure 6. Streamlines for sudden-expansion flow.

RSM은 근본적인 비선형 2단계종결모델로 1단계종결모델과 달리 레이놀즈 응력에 대한 직접적인 수송방정식을 식 (19)와 같이 세워 이를 계산한다.

$$\begin{aligned} \frac{\partial \overline{u_i u_j}}{\partial t} + U_k \frac{\partial \overline{u_i u_j}}{\partial x_k} = & - \frac{\partial}{\partial x_k} (\overline{u_k u_i u_j}) - \frac{1}{\rho} \left(\frac{\partial \overline{u_i p}}{\partial x_i} + \frac{\partial \overline{u_j p}}{\partial x_j} \right) \\ & - \overline{u_i u_k} \frac{\partial U_j}{\partial x_k} - \overline{u_j u_k} \frac{\partial U_i}{\partial x_k} + \frac{1}{\rho} \left(\frac{\partial \overline{u_i}}{\partial x_j} + \frac{\partial \overline{u_j}}{\partial x_i} \right) \\ & + \frac{1}{\rho} \left(\frac{\partial \overline{u_i}}{\partial x_j} + \frac{\partial \overline{u_j}}{\partial x_i} \right) + \nu \frac{\partial^2 \overline{u_i u_j}}{\partial x_k \partial x_k} - \nu \frac{\partial \overline{u_i u_j}}{\partial x_k \partial x_k} \end{aligned} \quad (19)$$

RSM에서 레이놀즈 응력을 풀기위해 세운 수송방정식은 $\overline{u_k u_i u_j}$ 등과 같은 우변의 새로운 미지항들을 생성 시킨다. 이러한 미지항들은 실험과 경험식에 의해 가정된 수식으로 표현된다. 이러한 새로운 모델링 가정들이 RSM에 도입되지만 RSM은 기존의 k-ε 계열의 1단계종결모델에 비하여 강한 유선곡률을 수반하는 난류, 강한 선회 난류, 그리고 비등방성 난류유동에 보다 더 향상된 정확성을 보인다. Tzanos [10]는 standard k-ε 모델, low Re k-ε 모델, RNG k-ε 모델, two layer 모델을 포함한 많은 k-ε 모델을 평가하였다. 이들의 결과에서 유동방향을 크게 변화시키는 부분에서는 해석결과와 측정 값 사이에 큰 차이가 있음을 보여주고 있다. Tzanos는 k-ε 모델이 가지는 난류를 선형적으로 가정할 수학적 단점 등이 이러한 차이를 야기 시킨다고 주장하였다.

3. 결과 및 고찰

3.1. 급격확대관

Figure 6은 급격확대관에서 유동의 재순환과 재부착에 관한 특성을 보여준다. 급격확대관의 상류유동영역에서는 유동의 박리 없이 하류유동영역으로 유체가 흐르므로 박리 길이는 0이다.

전산유체역학 해석을 통하여 계산된 급격 확대관의 재부착 길이를 무차원화하여 Table 3에 나타내었다. 급격 확대관의 재부착 길이는 단면적의 비가 증가할수록 감소하며 레이놀즈수가 증가할수록 증가한다. 난류모델에 따른 재부착 길이는 RNG k-ε model과 RSM은 유사하게 평가하였으며 standard k-ε model은 두 모델에 비해 약 20% 짧게

Table 3. Reattachment Length at Sudden-Expansion Flow (Re = 100,000)

A1/A0	0.2	0.4	0.6	0.8
KE	5.02	1.76	1.64	1.10
$\frac{L_r}{D_h}$	RNG	6.08	2.04	1.90
	RSM	6.10	2.08	1.94
	RSM (Re = 2e05)	7.34	3.58	2.48

Table 4. Separation Region Length at Sudden-contraction Flow (Re = 100,000)

A1/A0	0.2	0.4	0.6	0.8
KE	0.15	0.14	0.13	0.11
$\frac{L_s}{D_h}$	RNG	0.16	0.15	0.13
	RSM	0.16	0.14	0.13
	RSM (Re = 2e05)	0.18	0.16	0.15

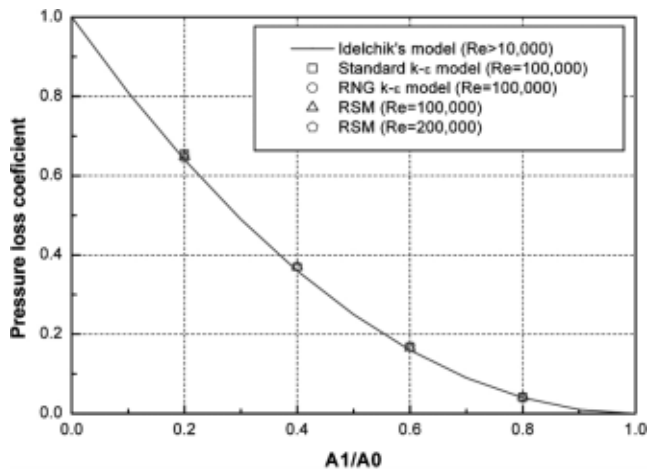


Figure 7. k-factor for sudden-expansion.

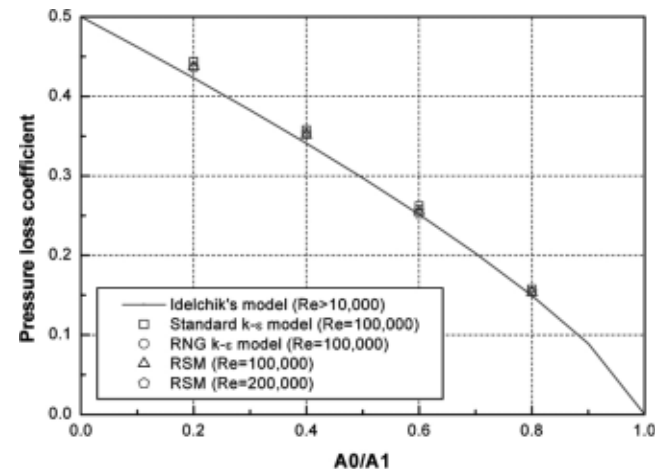


Figure 9. k-factor for sudden-contraction.

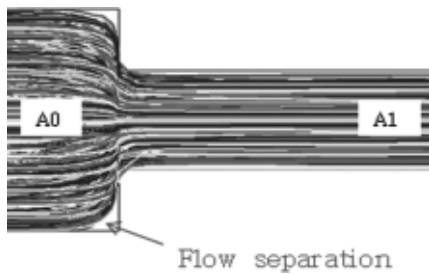


Figure 8. Streamlines for sudden-contraction flow.

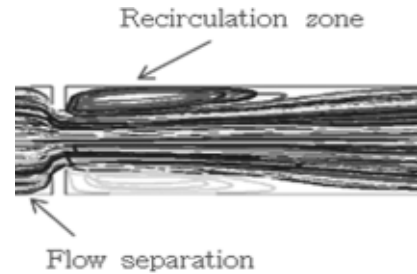


Figure 10. Streamline for orifice flow.

예측하였다.

레이놀즈수가 100000 이상인 난류영역의 급격 확대관에서 Idelchik 등 [1]이 제안한 압력손실계수 모델은 식 (2)와 같다. 전산유체역학 해석을 통한 급격 확대관에서 상류유동영역과 하류유동영역의 단면적 변화에 따른 압력손실계수를 식 (8)로 계산하여 Figure 7에 나타내었다. Idelchik 모델[1]에 비하여 k-ε 모델은 약 6% 정도 압력손실계수를 높게 예측하였으며 RNG 모델은 약 5%, RSM은 약 4% 정도 압력손실계수를 높게 예측하였다.

3.2. 급격축소관

Figure 8은 급격축소관에서 유동의 재순환과 재부착에 관한 특성을 보여준다. 급격 축소관 상류유동영역에서 유동은 박리되며 하류유동영역에서 유동의 재부착이 발생한다. 하류유동영역에서 유동의 재부착 길이는 레이놀즈수와 유로의 기하학적인 모양의 함수이지만 본 해석 대상에서 재부착 길이는 평균 0.001 m로 박리 길이에 비하여 상대적으로 짧다. 급격축소관의 박리 길이를 무차원화하여 Table 4에 나타내었다. 급격축소관의 박리 길이는 단면적의 비가 증가할수록 감소하며

레이놀즈수가 증가할수록 증가한다. 난류모델에 따른 박리 길이는 세 가지 난류모델 모두 유사한 결과를 보인다.

레이놀즈수가 100000 이상인 난류영역의 급격축소관에서 Idelchik 등[1]이 제안한 압력손실계수 모델은 식 (3)과 같다. 전산유체역학 해석을 통한 급격 축소관에서 상류유동영역과 하류유동영역의 단면적 변화에 따른 압력손실계수를 식 (8)을 통하여 계산하여 Figure 9에 나타내었다. Idelchik 모델[1]에 비하여 k-ε 모델은 약 6% 정도 압력손실계수를 높게 예측하였으며 RNG 모델은 약 3%, RSM은 약 2.5% 정도 압력손실계수를 높게 예측하였다.

3.3. 오리피스

Figure 10은 오리피스에서 유동의 재순환과 재부착에 관한 특성을 보여준다. 오리피스 상류유동영역에서 유동은 박리되며 하류유동영역에서 유동의 재부착이 발생한다. 상류와 하류유동영역에서 유동의 박리와 재부착 길이는 레이놀즈수와 유로의 기하학적인 모양의 함수이지만 본 해석 대상에서 박리 길이는 평균 0.016 m로 재부착 길이에 비하여 상대적으로 짧다.

Table 5. Reattachment Region Length at Orifice Flow ($A1/A0 = 0.30$, $Re = 100,000$)

$L1/D1$		0.2	0.6	1.0	3.0	5.0
	KE	1.94	2.84	1.72	1.62	1.56
$\frac{L_r}{D_h}$	RNG	2.24	3.32	2.04	1.90	1.88
	RSM	2.24	3.34	2.00	1.92	1.86
	RSM ($Re = 2e05$)	2.48	3.76	2.28	2.18	2.10

Table 6. Reattachment Region Length at Orifice Flow ($A1/A0 = 0.50$, $Re = 100,000$)

$L1/D1$		0.2	0.6	1.0	3.0	5.0
	KE	1.80	1.96	1.70	1.46	1.32
$\frac{L_r}{D_h}$	RNG	2.12	2.28	1.94	1.72	1.58
	RSM	2.14	2.32	1.94	1.74	1.56
	RSM ($Re = 2e05$)	2.38	2.62	2.20	1.96	1.78

오리피스 재부착 길이를 무차원화하여 Table 5와 6에 나타내었다. 오리피스의 재부착 길이는 $L1/D1$ 의 비가 1.0보다 작은 구간에서는 증가하며 $L1/D1$ 의 비가 1.0보다 큰 구간에서는 서서히 감소한다. 또한 레이놀즈수가 증가할수록 증가하는 특성을 보인다. 난류모델에 따른 재부착 길이는 급격확대관과 유사한 결과를 보인다. RNG k-ε model과 RSM은 유사하게 평가하였으며 standard k-ε model은 두 모델에 비해 약 18% 짧게 예측하였다.

레이놀즈수가 100000 이상인 난류영역의 오리피스에서 Idelchik 등 [1]이 제안한 압력손실계수 모델은 식 (4)와 같다. 전산유체역학 해석을 통한 오리피스에서 단면적 변화에 따른 압력손실계수를 식 (8)로 계산하여 Figures 11, 12에 나타내었다.

전산유체역학 해석을 통하여 평가한 오리피스에서 압력손실계수는 $L1/D1$ 비 1.0을 기준으로 $L1/D1$ 비가 1.0보다 작을 경우 낮게 예측하고 $L1/D1$ 비가 1.0보다 클 경우 높게 예측하고 있는 특성을 보인다. $L1/D1$ 비가 1.0보다 낮을 경우 Idelchik 모델[1]에 비하여 k-ε 모델은 약 5% 정도 압력손실계수를 낮게 예측하였으며 RNG 모델은 약 3%, RSM은 약 2% 정도 압력손실계수를 낮게 예측하였다. 반면 $L1/D1$ 비가 1.0보다 높을 경우는 Idelchik 모델[1]에 비하여 k-ε 모델은 약 6% 정도 압력손실계수를 높게 예측하였으며 RNG 모델은 약 3%, RSM은 약 2% 정도 압력손실계수를 높게 예측하였다.

3.4. 고찰

전산유체역학 해석을 통하여 계산된 압력손실계수는 Idelchik 모델 [1]과 유사한 결과를 보였다. standard k-ε model의 오차는 약 6% 이내이며 RNG k-ε model과 RSM의 오차는 약 3% 이내로 두 모델이 k-ε model에 비하여 압력손실 및 압력손실계수를 잘 예측하였다. 해석 대상에 대한 총 압력손실계산에서 재부착 길이는 RNG k-ε model과 RSM은 유사한 결과를 보였으며 standard k-ε model은 약 20% 짧게 예측하였다. 이는 k-ε model은 모델의 수학적인 결함에 의해 난류확산 항을 두 모델에 비해 비교적 강하게 예측하기 때문이라고 생각된다. 실제 실험값의 비교에서도 RSM은 유사한 결과를 보이지만 k-ε model 20~30% 짧게 재부착 길이를 예측한다고 Chun-Lang Yeh[9]은 주장하였다. 또한 관 내 층류유동에서 압력손실은 레이놀즈수와 기하학적 형상변화의 함수이다. 그러나 관 내 난류유동은 층류유동과 달리 유

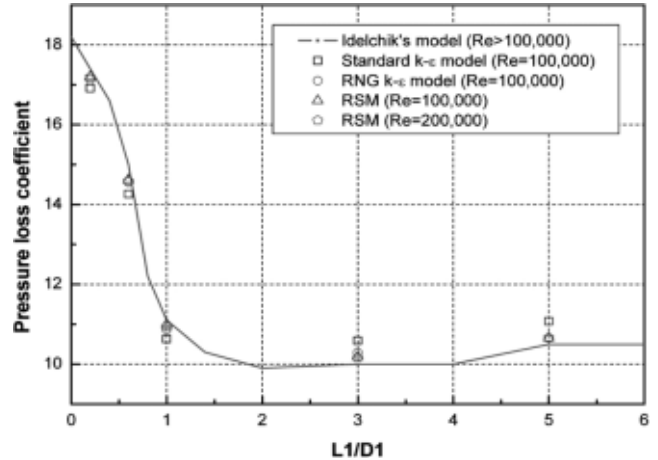


Figure 11. k-factor for orifice ($A1/A0 = 0.30$).

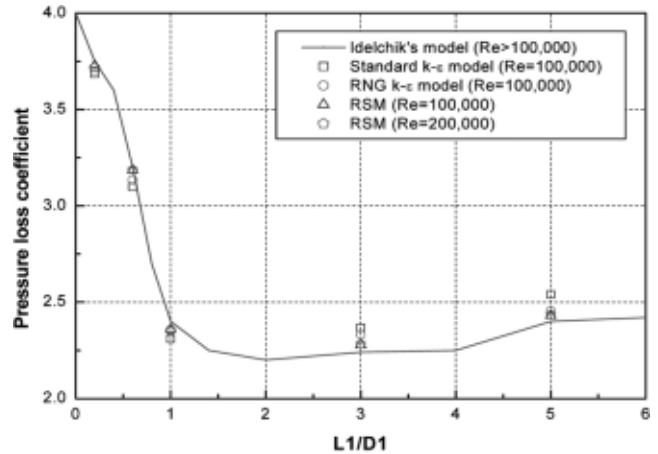


Figure 12. k-factor for orifice ($A1/A0 = 0.50$).

동에서 점성력에 비하여 관성력의 영향이 커 점성효과는 무시할 수 있다. 그러므로 난류유동에서 압력손실은 유로의 기하학적인 형상변화만의 함수가 된다. Figures 11~12와 같이 동일한 형상조건인 두 레이놀즈수에서 해석을 수행한 결과, 계산된 압력손실은 레이놀즈수의 크기와는 무관하고 기하학적인 형상에 따라 변하여 이러한 물리적인 현상이 매우 잘 평가하고 있다고 판단된다.

4. 결 론

본 연구에서는 복잡한 유로에서의 압력손실을 평가하는 방법으로 전산유체역학 해석을 제안하였으며 이를 검증하기 위해 급격확대관, 급격축소관, 오리피스와 같은 유체 전달 시스템의 기본 구성요소들에 대하여 해석을 수행하였다. 이는 대형 선박과 해양구조물 내부, 발전소 및 화학공장의 유동망을 구성하는 복잡한 유로도 위와 같은 구성요소들의 조합으로 가정할 수 있기 때문이다.

전산유체역학 해석결과를 통하여 기본 구성요소에서 난류유동 압력손실계수의 변수인 형상을 변화시키며 다양한 경우의 압력손실계수를 평가하였다. 해석결과의 오차는 약 5% 이내로 전산유체역학 해석은 압력손실 및 압력손실계수는 적절히 평가하고 있다. 그러므로 복잡한 유로에 압력손실 예측에 전산유체역학 해석을 활용하는 것은 매우 타당한 접근 방법으로 판단된다. 그러나 이러한 방법론은 활용

하려면 RNG k- ϵ model 또는 RSM과 같이 복잡한 유로의 유동 특성을 잘 예측할 수 있는 난류모델을 사용하며 유동 특이점에 의하여 생성되는 유동 박리 및 재부착을 적절히 고려해 주어야 할 것으로 판단된다.

감 사

이 논문은 2007년도 호서대학교의 재원으로 학술연구비 지원을 받아 수행된 연구임(20070179).

기호설명

A	: 단면적 [m ²]
D	: 수력직경 [m]
k	: 압력손실계수
Lu	: 상류파이프 마찰길이 [m]
Ld	: 하류파이프 마찰길이 [m]
Ls	: 박리 길이 [m]
Lr	: 재부착 길이 [m]
Lgu	: 상류파이프 기하학적 길이 [m]
Lgd	: 하류파이프 기하학적 길이 [m]
P	: 압력 [Pa]
ΔP	: 압력강하 [Pa]
Re	: Reynolds number
V	: 유속 [m/s]

그리스 문자

f	: 마찰계수
k	: 난류운동에너지
ϵ	: 난류소산율
σ_k	: 난류운동에너지 수송방정식의 Prandtl 수

σ_ϵ	: 난류소산율 수송방정식의 Prandtl 수
ρ	: 밀도 [kg/m ³]

하첨자

d	: downstream
e	: entrance region
f	: friction loss
l	: local loss
u	: upstream

참 고 문 헌

1. I. E. Idelchik, G. R. Malyavskaya, O. G. Martnrnko, and E. Fried, Handbook of hydraulic resistance, 2nd Ed., 189, Hemisphere, Washington. DC (1986).
2. D. S. Miller, Internal Flow Systems: Design and Performance Prediction, 2nd Ed., 326, BHRA, Cranfield, UK (1990).
3. CRANE, Flow of Fluids through Valves, Fittings, and Pipe, 15, Crane Co., Chicago (1988).
4. H. Shlichting, Boundary layer theory, 7th Ed., 268, McGraw-Hill, New York (1979).
5. J. Nikuradse, Stomungsgesetz in Rauhen Rohren, VDI-Forschungsch, **361** (1933).
6. G. K. Filonenko, *Izv. VTI*, **10**, 17 (1948).
7. P. J. Oliveira, F. T. Pinho, and A. Schulte, *International Journal of Heat and Fluid Flow*, **19**, 655 (1998).
8. S. Rosa and F. T. Pinho, *International Journal of Heat and Fluid Flow*, **27**, 319 (2006).
9. C.-L. Yeh, *Heat Mass Transfer*, **41**, 810 (2005).
10. C. P. Tzanos, *Nuclear Technology*, **147**, 181 (2004).