

전산유체역학을 활용한 원전용 밸브의 유량계수 산출에 대한 연구

김재형,¹ 이정희*²

¹한국기계연구원 원자력기기검증센터

²한국해양과학기술원 부설 선박해양플랜트연구소 해양플랜트산업기술센터

STUDY ON CALCULATION OF FLOW COEFFICIENT BY CFD FOR VALVE IN NUCLEAR POWER PLANT

J.H. Kim¹ and J.H. Lee*²

¹Equipment Qualification Center for Nuclear Power Plant, Korea Institute of Machinery & Materials

²Technology Center for Offshore Plant Industries(TCOPI), KRISO

The valve used in nuclear power plant must be qualified but the limitation of the test facility leads to use the numerical analysis. The flow coefficient is calculated with the consideration of the pressure, velocity and geometry. And the flow coefficient is the important physical property which is prepared using experiment or analysis by valve manufacturer. In this study, the analysis model was made according to ISA 75.02.01 and the mass flow rate and pressure drop ratio was calculated. The model of the expansion factor was applied to the simulation result and the pressure drop ratio at the start of the choked flow in the valve was found. With the simulation result, the consideration was performed that the expansion factor is the important physical property to the system engineer in addition to the flow coefficient.

Key Words : 전산유체역학(CFD), 유량계수(Flow Coefficient), 밸브(Valve), 원자력발전소(Nuclear Power Plant)

1. 서 론

원자력발전소에서 사용되는 능동동력구동밸브는 ASME QME-1[1]에 따라 성능을 검증해야 한다. 지금까지 검증을 위해서 실험적인 방법이 사용되며 실험이 어려울 때 해석적인 방법이 사용될 수 있다. 성능평가를 위해서 시간에 따라 변하는 힘과 스템 변위를 모사하기 위한 동역학 해석과 밸브를 구성하는 부품에 발생하는 응력과 변형률을 평가하기 위해 구조해석이 필요하며 유동에 의한 힘을 계산하기 위한 유동해석이 요구된다. 이러한 해석을 수행하기 위해서는 패키징에 발생하는 마찰력, 동적으로 움직이는 부품의 무게, 구동기에 의해 발생하는 힘과 유동에 의한 힘이 고려되어야 한다. 특히

상기의 힘이 비선형적으로 변하기 때문에 수렴성을 확보하기 위한 고 난이도의 해석을 수행해야 하는 어려움이 있다.

이런 이유로 밸브의 성능평가는 주로 실험에 의존해 왔으나 시험설비의 한계로 인해 시험 가능한 밸브가 제한적이고 실험하는데 막대한 비용이 들어가는 어려움이 발생하고 있다. 이에 대한 대안으로 전산유체역학을 이용한 해석적 방법이 요구되고 있으며 원자력발전소의 안전성과 신뢰성을 확보를 위해 실험적으로 해석방법이 검증되어야 한다. 유동해석에 대한 최소한의 실험검증으로 유량계수 산출문제가 선호되며 이를 수행하기 위해 압력, 속도, 연결배관의 기하학적인 모양에 대한 고려가 필요하다.

특히 원자력발전소에 밸브를 공급하는 제작업체는 밸브의 유량계수 사양에 대한 근거자료를 제출해야 한다. 제작업체는 밸브가 대형이거나 유체의 압력과 온도가 높을 경우에 유량계수를 구하기 위한 실험을 할 수 없다. 최근 컴퓨터의 발달과 수치해석기법의 발달로 전산유체역학을 활용하여 유량계수를 산출하는 시도가 있으나 아직까지 사례가 많지 않고 기체의 경우 압축성 유체로 인해 해석의 어려움이 있다.

Received: November 14, 2016, Revised: December 2, 2016,

Accepted: December 2, 2016.

* Corresponding author, E-mail: jhlee@kriso.re.kr

DOI <http://dx.doi.org/10.6112/kscfe.2016.21.4.054>

© KSCFE 2016

Lee and Lee[2]는 기체 유동에서 아음속 및 초음속 유동에 서 사용되는 유량계수를 물을 이용한 유량계수에 의해 간접 적으로 구하였다. Kwark et al.[3]은 버티플라이 밸브의 개도에 따른 유량계수, 속도분포 및 압력분포를 계산하였다. 또한 Lee et al.[4]은 $k-\epsilon$ 난류모델을 포함한 2차원 Navier-Stokes 코 드를 개발하여 평판형태의 버티플라이 밸브 주위의 비압축성 및 압축성 유동장의 특성에 대한 수치해석을 수행한 바 있다.

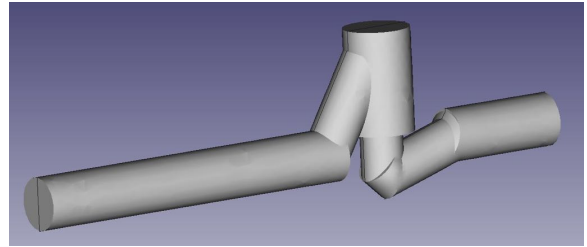
일반적으로 밸브 제조업체는 원자력발전소에서 널리 사용 되고 있는 산업용규격인 ISA-75.01.01[5]과 ISA-75.02.01[6]를 적용하여 평가해 왔다. 이 규격에 의하면 밸브 상류측의 배관 과 하류측의 배관을 추가로 연결하도록 제시되어 있으며 배 관에서의 압력손실을 유량계수 계산에 반영해야 한다. 또한 압축성 유체와 비압축성 유체에 대하여 유량계수를 산출할 때 사용하는 유량계수식도 제시하고 있다. 그리고 구체적으로 측정된 유량과 압력강하비로 유량계수를 산출하는 방법에 대 하여 제시되어 있다. 그러나 지금까지 수행된 연구의 경우 이 러한 가이드를 적용한 해석 사례가 드물고 압축성 유체를 사 용하는 밸브에서 발견되는 질식유동(choked flow)을 대상으로 유량계수를 산출하는 연구는 거의 이루어지지 않고 있다.

본 연구에서 ISA-75.01.01[5]와 ISA-75.02.01[6]에서 제시하 는 요구조건을 만족하도록 해석모델을 만들고 관련된 수식을 적용하여 유량계수를 산출하고자 한다. 압축성 유동해석을 위 해 오픈소스(OpenFOAM ver 4.0)의 유동해석 솔버인 sonicFoam 을 사용하였다. 다양한 압력강하비에 대하여 해석을 수행하면 서 정상상태의 유량과 압력, 온도, 밀도를 계산하여 유량계수 를 계산하였다. sonicFoam은 비정상상태를 해석하는 솔버이므 로 상부압력, 하류압력 및 유량 등의 변수의 변화가 거의 없 는 상태에 도달하기 위해 최소 10초의 해석을 수행하였다. 또 한 유량계수를 산출하는 과정에서 확장계수(Expansion Factor) 에 대한 고찰을 수행하고자 한다.

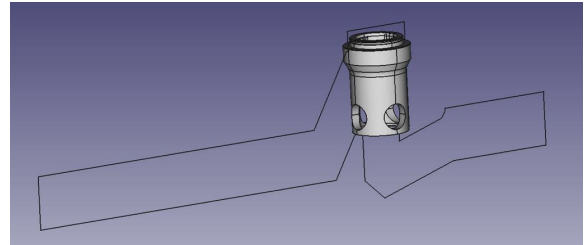
2. 해석모델의 특징 및 방법

본 연구에서는 ISA_75.02.01[6]에 제시된 연결배관의 기하 학적인 요구조건과 지정된 위치에서의 압력측정 및 유량계수 관계식을 활용하여 해석을 수행하였다.

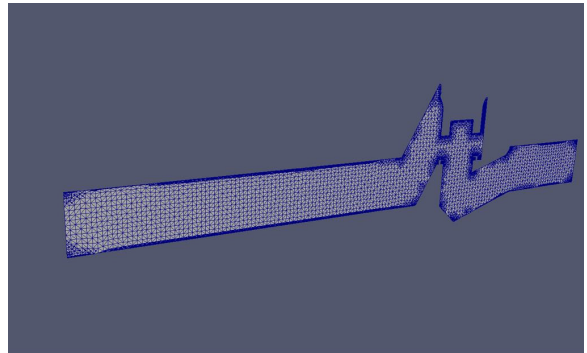
Fig. 1은 해석대상인 밸브에 배관이 연결된 기하학적인 모 델과 격자를 나타내었다. 상류배관의 길이는 압력강하 측정위 치를 고려하여 2D로 하였으며 하류배관의 길이는 6D로 하였 다. 본 연구의 경우 배관 직경 D 는 52 mm 이었다. 구조적으 로 밸브의 몸체 안쪽에 케이지(cage)가 고정되어 있고 플러그 (plug)가 스템(stem)과 연결되어 케이지 안에서 움직인다. 배 관과 밸브의 캐드 데이터를 오픈소스의 snappyHexaMesh를 사



(a) Overall shape



(b) Cage shape



(c) Sliced mesh shape

Fig. 1 Analysis model with valve and pipes

용하여 격자를 만들었으며 격자수는 145,913개이고 노드수는 191,374개이고 면수는 477,373개이다. 격자의 모양은 hexahedra 가 98,648개, prisms이 8,764개, wedges가 2개, tet wedges가 518 개, polyhedra가 37,969로 구성되어 있다. 그리고 snappyHexa Mesh의 addlayer 기능을 이용하여 배관벽과 밸브벽에 미세한 층을 형성시켰다.

밸브개도의 변화에 의해 발생하는 스템과 연결된 플러그의 위치변화로 케이지와 배관사이의 유체 입출입 단면적을 조절 하여 유량을 제한한다. 일반적으로 유량계수는 밸브개도에 따 라 다르지만 원자력발전소의 요구사양이 완전히 열렸을 때의 유량계수 값이므로 본 연구에서도 밸브개도가 완전히 열린 상태를 대상으로 하였다.

본 연구에 사용된 질량유량과 압력강하 사이의 관계식은 식 (1)과 같다.

$$C = \frac{W}{N_6 Y \sqrt{x P_1 \rho_1}} \quad (1)$$

여기서 C 는 유량계수 C_v 값이고 W 는 단위시간당의 질량유량으로 단위는 kg/h 이며 N_6 은 상수로서 2.73이고 Y 는 확장계수(expansion factor)이고 x 는 압력강하비로서 $(P_1 - P_2)/P_1$ 이고 P_1 은 밸브 상류 압력으로 단위는 kPa 이고 P_2 는 밸브 하류 압력이고 ρ_1 상류측 밀도로 단위는 kg/m^3 이다.

압력강하비는 상류측 2D 지점과 하류측 6D 지점 사이에서 측정된 차압과 상류측 정적압력의 비율이다. 압력강하비를 산출하기 위해 Fig. 1의 오른쪽 상류측 2D 지점을 입구경계로 하였고 왼쪽 하류측 6D 지점을 출구경계로 하였다. 그리고 배관 및 밸브의 표면은 벽경계조건을 사용하였다. 본 연구에서 사용한 경계조건을 Table 1에 나타내었으며 p 는 압력, U 는 속도, T 는 온도, k 는 난류에너지, ϵ 은 난류에너지 소산율, ν_t 은 난류 동점성 계수, α_t 는 난류 열확산 계수, ω 는 k - ω SST의 ω 값이다. 상류측 압력경계조건은 전압력(Total pressure)으로 지정하였으며 하류측 경계조건은 Wave transmissive를 사용하여 하류측 압력값을 지정하였다. 전압력에 의한 경계조건은 입구압력의 변화와 속도변화를 동시에 고려하여 일반적으로 고정된 속도를 가할 때 발생할 수 있는 급격한 속도변화를 방지하여 수렴을 향상시키는 역할을 하였다. 하류측 출구압력 경계조건은 Wave transmissive를 사용하여 유동의 압력과 특성을 조절하여 수렴성을 향상시켰다. 그리고 밸브와 배관의 벽은 압력구배를 영(zero)로 하였다. 속도에 대한 입구경계조건은 전압력경계조건과 연계되어 속도를 계산하는 Pressure Inlet, Outlet velocity를 사용하였다. 출구의 경계조건은 Inlet outlet을 사용하여 유출되는 방향은 속도구배가 영(zero)이고 유입되는 경우에도 영(zero)으로 설정하였다. 또한 밸브와 배관의 벽은 점착조건(no Slip)을 적용하면서 벽법칙이 적용되도록 하였다. 온도에 대한 입구 경계조건은 고정값을 주었으며 벽과 출구조건은 온도구배가 영(zero)이다.

본 연구에서는 사용되는 물성은 Table 2와 같이 기준상태인 정적압력(p_∞), 정적온도(T_∞), 음속(c_∞) 및 비열비(γ)를 사용하여 무차원으로 변형하여 해석을 수행하였다.

점성계수(μ)는 쉐더랜드(Sutherland) 식에 의해 계산되며

다음과 같다.

$$\mu = \frac{A_s \sqrt{T}}{1 + T_s/T} \quad (2)$$

여기서 T_s 는 쉐더랜드 온도이고 무차원 변수를 활용하여 계산하면 0.3831 [K]이고 A_s 는 쉐더랜드 상수로서 계산하면 $8.3209E-09$ [$\text{K}^{-0.5}$]이다.

난류모델은 Reynolds-averaged stress(RAS)의 k - ω SST 모델을 사용하였다. 난류모델의 마찰속도 계산을 위해 정상상태의 속도는 시행착오를 통해 최종적으로 선정된 배관내의 평균속도 0.167 [m/s]를 사용하였으며 일반적인 산업용 가공을 고려하여 표면 거칠기를 0.15 [mm]를 선택하여 사용하였다[7].

그리고 Stuart W. Church의 방정식을 사용하여 마찰계수 (f)를 계산하여 난류에너지 k , 난류에너지 소산율 ϵ 를 다음과 같이 구하여 Table 3에 나타내었다.

$$u_\tau = 0.5\rho U^2 f \quad (3)$$

$$k = u_\tau^2 C_\mu^{-0.5} \quad (4)$$

$$\epsilon = u_\tau^3 \kappa^{-1} y^{-1} \quad (5)$$

여기서 C_μ 는 0.09이고 κ 는 0.41이고 y 는 벽면으로부터 첫 번째 격자 높이이며 u_τ 는 마찰속도이고 U 는 유체속도이고 ρ 는 밀도이고 f 는 마찰계수이다.

본 연구에서는 압축성 유체인 공기가 배관과 밸브에 흐를

Table 2 Variable normalization and reference value

Variable	Reference Variable	
Static pressure(p)	p_∞	1013250 [Pa]
Static temperature(T)	T_∞	288.15 [K]
Static density(ρ)	P_∞/c_∞^2	12.222549 [kg/m^3]
Velocity(U)	c_∞	386.290 [m/s]
Specific gas constant(γ)	c_∞^2/T_∞	402.7765 [J/kgK]
Constant pressure specific heat(c_p)	$1/(\gamma - 1)$	2.5 [J/kgK]

Table 3 Turbulence Properties

Parameters	Value(SI Unit)
Fanning friction factor(f)	0.006494
Frictional velocity(u_τ)	0.009555
Turbulent kinetic energy(k)	0.000304
Turbulent dissipation rate(ϵ)	0.006357
Specific rate of dissipation(ω)	20.8893
Turbulent viscosity(ν_t)	1.3112E-06
Turbulent thermal diffusivity(α_t)	1.8731E-6

Table 1 Boundary conditions

Variable	Inlet	Outlet	Wall
P	Total pressure 1.0(1013250 Pa)	Wave transmissive 0.137, 0.212 외	Zero gradient
U	Pressure inlet Outlet velocity	Inlet outlet	No slip
T	Fixed value 1.0(288.15 K)	Zero gradient	Zero gradient
$k/\epsilon/\nu_t/\alpha_t/\omega$	Fixed value	Zero gradient	Wall Function

때 상류배관과 하류배관사이의 압력차와 유량을 계산한다. 오픈소스 솔버의 경우 압축성 유체에 대한 정상상태 솔버가 simpleFoam이 있으나 초음속유동에 대하여 사용할 수 없다. 그러므로 본 연구에서는 아음속과 초음속의 유동 모두에 사용할 수 있는 sonicFoam 솔버를 사용하였으며 지배방정식은 다음과 같다.

$$\frac{\partial}{\partial t} \int_V \vec{W} dV + \int_A \vec{F} dA = 0 \tag{6}$$

$$\vec{W} = \begin{pmatrix} \rho \\ \rho \vec{U} \\ \rho E \end{pmatrix}, \vec{F} = \begin{pmatrix} \rho |\vec{U}| \\ \rho |\vec{U}| \vec{U} + p \vec{n} \\ \rho |\vec{U}| E + |\vec{U}| p \end{pmatrix} \tag{7}$$

$$E = c_v T + 0.5 |\vec{U}|^2 \tag{8}$$

여기서 ρ 는 밀도이고 \vec{U} 는 속도벡터이고 E는 에너지이고 p는 압력이고 \vec{n} 는 면적벡터이다. sonicFoam에서 사용한 수치 기법(scheme)과 솔버 설정은 오픈소스의 예제를 참고하여 실제 해석모델을 가지고 해석하면서 Table 4와 Table 5와 같이 최종적으로 선정하였다.

sonicFoam에는 스텝시간을 자동으로 조정하는 기능이 없으므로 본 연구에서는 솔버를 수정하여 CFL 수에 따라 스텝시간을 조정하도록 하였다. 본 문제의 경우 CFL 수가 0.5가 넘지 않도록 하였다.

Table 4 Numerical scheme in sonicFoam

Schemes type	Name	Description
Gradient	Cell limited Gauss linear	Second order, Gaussian integration
		Linear interpolation Cell limited
Divergence	Gauss limited linear	Gauss schemes Second order, bounded
Laplacian	Gauss linear corrected	Gauss schemes Second order, unbounded, conservative
Time	Euler	First order, bounded, implicit

Table 5 Type of numerical solver in sonicFoam

Solver type	Name	Description
ρ (density)	Diagonal	-
p	Smooth solver with sym Gauss Seidel smoother	Tolerance : 10^{-08}
U e		Tolerance : 10^{-05}
k ϵ ω		Tolerance : 10^{-08}
PIMPLE (PISO-Simple Algorithm)	n Outer correctors : 2 n Correctores : 1 n Non orthogonal correctors : 0	

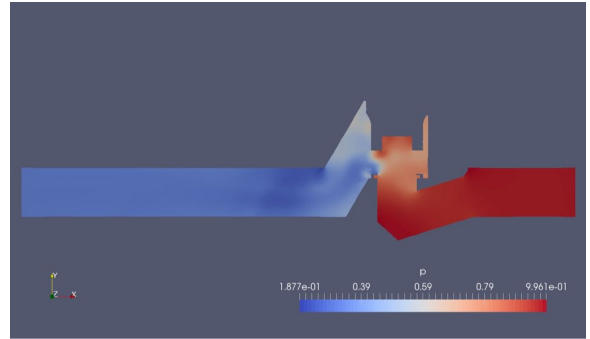


Fig. 2 Pressure field at specified pressure drop ratio

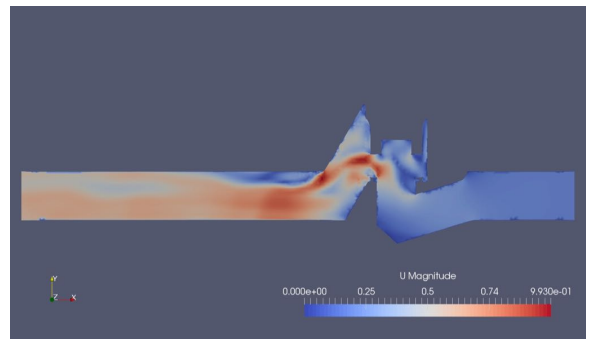


Fig. 3 Velocity field with specified pressure drop ratio

3. 유량계수 산출결과

본 연구에서는 유량계수를 산출하기 위해 다양한 압력강하비에 대하여 질량유량을 구하였다. Table 2의 기준압력을 입구압력의 전압력(total pressure)으로 지정하였으며 출구압력은 압력강하비는 0.120부터 0.859까지 15개이다.

Fig. 2는 밸브와 연결배관에 대해 해석하여 얻은 대표적인 압력장을 나타내었다. 상류측 배관과 하류측 배관의 압력이 뚜렷하게 구분된다. 여기서 표시된 압력값은 실제압력을 Table 2의 기준값 1013250 [Pa]으로 나눈 값이다.

Fig. 3는 밸브와 연결배관에 대해 해석하여 얻은 대표적인 속도장을 나타내었다. 상류배관에서는 속도의 변화가 크지 않았으나 하류배관에서 변화가 심하게 나타났다. 여기서 표시된 속도값은 Table 2의 음속 386.290 [m/s]로 나눈값으로 마하수를 나타낸다.

추가적으로 y^+ 값을 하류 압력이 0.406(41,135 Pa) 일 때 postProcess를 활용하여 계산하였다. 연결 배관벽의 평균 y^+ 값은 509이고 밸브 배관벽의 평균 y^+ 값은 487이고 케이지 벽의 평균 y^+ 값은 689로 본 연구에서 수행된 해석이 난류영역에서 해석되었음을 의미한다. 다른 압력강하비의 경우에도 y^+ 값은

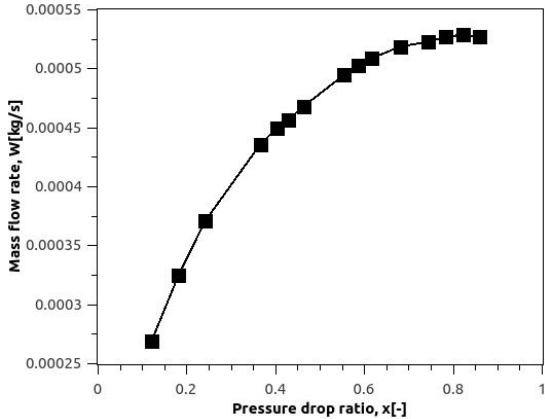


Fig. 4 Mass flow rate with respect to pressure drop ratio

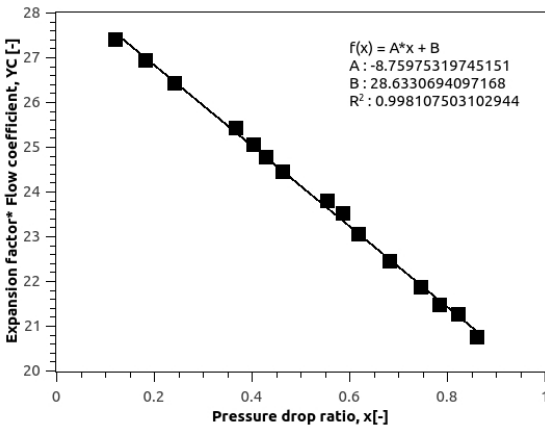


Fig. 5 YC value with respect to pressure drop ratio

비슷한 스케일을 가진다.

밸브내부의 압축성 효과에 의한 유량변화를 살펴보기 위해 압력강하비의 변화에 따라 변하는 질량유량을 Fig. 4에 나타내었다. 압력강하비가 0.744 이후에서는 질량유량이 계속 상승하기 않고 정체되는 질식유동(choked flow) 현상이 나타났다고 볼 수 있다. 이와 관련하여 밸브제작업체에 문의한 결과 본 연구에서 사용한 밸브의 경우 질식유동이 나타나기 시작하는 압력강하비가 0.75 근처의 값을 가진다는 사실과 일치한다.

유량계수를 산출하기 위해 해석에서 구한 질량유량(W), 밸브상류압력(P₁), 밸브상류 밀도(ρ₁), 압력강하비(x), 상수(N₀)를 식 (1)에서 대입하여 YC 값(확장계수(Y)와 유량계수(C)의 곱)을 계산하여 Fig. 5의 수직축에 나타내었다. 일반적으로 확장계수(Y)는 압력강하가 0일 때 1이고 압력강하가 증가함에 따라 줄어든다. 그러므로 Fig. 5에서 x축의 압력강하가 0일 때 y축에서는 확장계수(Y)가 1이므로 YC 값(확장계수(Y)와 유량

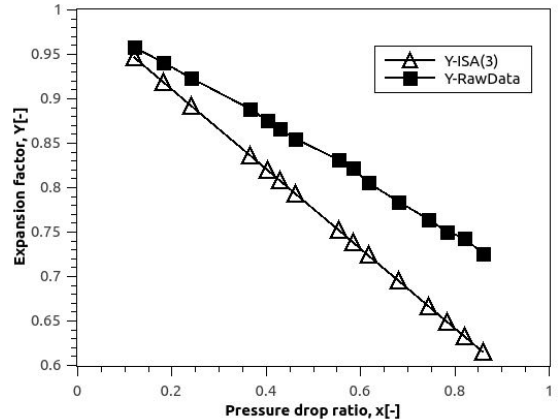


Fig. 6 Expansion factor(Y) with respect to pressure drop ratio with ISA_75.02.01 model

계수(C)의 곱)은 유량계수(C)만 남게 되어 y절편의 값이 유량계수에 해당된다. y절편을 계산하기 위해 Fig. 5를 직선그래프로 선형회귀 분석하여 유량계수를 구할 수 있다. 직선그래프의 y 절편이 유량계수로서 28.63이고 기울기는 -8.76이다.

4. 확장계수에 대한 고찰

Fig. 5에서 y절편으로 유량계수(C)를 산출하였으므로 확장계수(Y)를 구할 수 있다. 즉 Fig. 5의 수직축의 YC 값을 유량계수(C)로 나누면 확장계수(Y)만 남게 된다. Fig. 6에 확장계수와 관련된 밸브의 특성을 파악하기 위해 해석에서 구한 확장계수와 ISA_75.02.01[6]과 Les Driskell[7]의 확장계수 모델식 (9)을 적용한 결과를 비교 하였다.

$$Y = 1 - \frac{x}{3F_T x_T} \tag{9}$$

여기서 F_T는 해석대상 유체의 공기의 정적비열과 정압비열의 비에 대한 상대적인 크기를 나타내며 공기의 경우 F_T는 1이다. x_T는 질식유동이 시작되는 최종 압력강하비로서 Fig. 4에서 압력강하가 계속되어도 더 이상 유량이 증가하지 않는 지점인 0.744 이다.

Fig. 6에서 보면 2개의 직선의 기울기가 다르게 나타났다. 즉 ISA_75.02.01[6]과에서 제시한 식 (9)의 확장계수가 본 연구의 대상인 밸브에 적용되지 않음을 의미한다.

이러한 차이는 본 연구에서 사용한 밸브가 일반적인 플러그와 시트링으로 구성되어 있지 않고 케이지에 의해 유출단면적이 조절되기 때문일 것으로 추정된다.

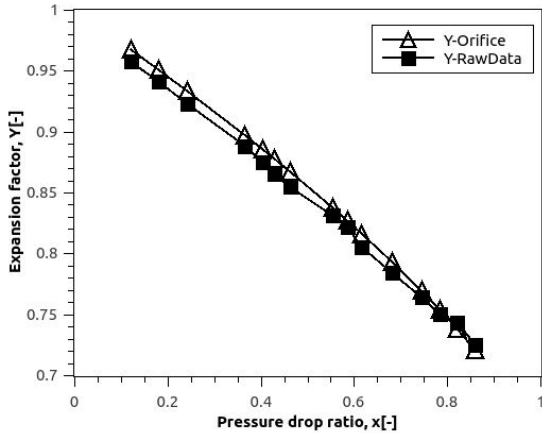


Fig. 7 Expansion factor with respect to pressure drop ratio with ASME-MFC-3M model

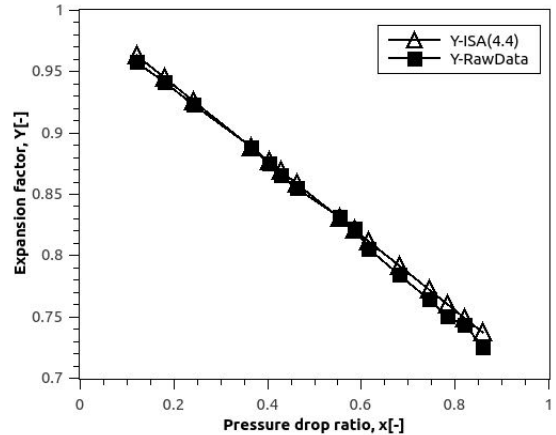


Fig. 8 Expansion factor with respect to pressure drop ratio with Modified Y in Eq. (11)

이를 확인하기 위해 케이지에 의해 발생하는 유동형태가 오리피스와 유사하므로 ISA_75.02.01[6]에서 사용하는 식 (9)의 확장계수 대신 ASME MFC-3M 에서 제시하는 오리피스에서 사용하는 식 (10)의 확장계수를 사용하여 고찰해 보았다.

$$Y = 1 - (0.351 + 0.256\beta^4 + 0.93\beta^8) \left(1 - \left(\frac{P_1}{P_2} \right)^{k_1} \right) \quad (10)$$

여기서는 β 는 배관직경과 오리피스의 직경의 비율이므로 케이지의 유출구멍의 크기를 오리피스 직경으로 여기고 해석하였다.

Fig. 7에 식 (10)의 오리피스의 확장계수와 해석결과를 비교할 때 전체적으로 잘 일치하고 있음을 알 수 있다. 이것은 Fig. 2와 Fig. 3에 나타나듯이 본 연구에서 사용된 밸브의 경우 케이지의 유동 출입구가 오리피스 역할을 했기 때문일 것으로 판단된다.

그러나 산업계에서 지금까지 주로 사용하던 ISA_75.02.01 [6]의 식 (9)는 질식유동이 발생될 때 압력강하비(x)가 최종압력강하비(x_T)임을 적용할 경우에 상쇄되어 확장계수(Y)가 0.667로 계산된다. 반면에 ASME MFC-3M의 식 (10)은 주로 유량계의 설계 및 보정에 사용하며 식 (9)와 같이 질식유동에서 압력강하비(x)와 최종압력강하비(x_T)가 상쇄되는 형태가 아니어서 명시적으로 질식유동이 발생할 때의 확장계수(Y)가 나타나지 않는다. 또한 ASME MFC-3M의 식 (10)이 기존의 ISA_75.02.01[6]의 식 (9)와 비교할 수 없어서 밸브 설계자와 사용자의 관점에서 보았을 때 선호되지 않는다. 이에 따라 본 연구에서는 ISA_75.02.01[6]의 식 (9)를 수정한 식 (11)을 사용하여 ASME MFC-3M의 식 (10)의 확장계수와 동일한 결과를

나타내도록 상수를 결정하였다.

$$Y = 1 - \frac{x}{Y_c F_\gamma x_T} \quad (11)$$

ISA_75.02.01[6]에서 Y_c는 3.0이었으나 본 연구대상 밸브의 경우 Y_c를 4.4로 하였을 때 Fig. 8과 같이 해석결과에 근접하게 일치하는 그래프를 보여주고 있다. 상기의 결과를 통해 밸브 내부의 케이지와 플러그의 형상에 따라 확장계수가 고유 특성을 가지고 있음을 알 수 있었다.

일반적으로 원자력 발전소에 공급하는 밸브의 경우 성능평가 및 기기검증 자료를 포함한 다양한 설계 자료를 납품할 때 제시해야 한다. 유량계수에 대한 요구조건은 밸브가 완전히 열렸을 때의 값인데 이때 확장계수는 제작자의 고유 설계 자료이다. 그러나 기체용 밸브의 경우 질식유동 현상이 밸브의 성능을 좌우하고 때로는 질식유동이 발생할 때의 최대유량을 고려하여 시스템을 설계하기도 한다. 이런 이유로 질식유동이 발생하는 지점의 확장계수는 시스템 설계자에게 중요한 변수로서 의미를 가진다.

ISA_75.02.01[6]의 확장계수는 압력강하비가 증가하여 0.667에 도달할 때부터 질식유동이 생성되고 있음을 가정하고 있었으나 본 연구대상 밸브의 경우 실제로는 확장계수가 0.772 지점에서 질식유동이 생성되고 있었다. 이에 따라 식 (1)에 의하면 확장계수(Y)가 증가함에 따라 유량계수가 줄어드는데 케이지를 포함하는 본 연구대상 밸브가 일반적인 밸브보다 유량계수가 작다는 사실과 일치한다. 확장계수가 결정하는 최대유량은 다양한 요인에 의해 밸브 주변의 압력강하 조건이 달라지더라도 밸브가 주변 환경에 반응하는 여유도를 결정하

는 변수이다.

최대유량을 결정하는 확장계수의 적절한 선정은 여유도를 결정한다.

5. 결 론

본 연구에서는 원자력발전소서 사용하는 밸브의 유량계수를 다음과 같은 과정을 통해 도출하였으며 고찰하였다.

- (1) ISA-75.01.01[5]과 ISA-75.02.01[6]에 근거하여 유량계수를 산출하기 위해 밸브 상부와 하부에 배관을 구성하였으며 다양한 압력강하에 따라 질량유량을 구하였다. 이때 오픈 소스의 sonicFoam을 활용하였으며 상부압력은 전압력 경계조건, 하부압력은 Wave transmissive 경계조건을 주었다. 압력차에 의해 발생하는 속도는 전압력경계조건과 연계되어 있다.
- (2) 해석에 의해 산출된 질량유량과 압력강하를 가지고 질식유동이 발생함을 확인하였으며 유량계수와 확장계수를 산출하였다. ISA-75.02.01[6]에서 제시하는 확장계수가 0.667 일 때 질식유동이 발생하나 본 연구대상 밸브의 경우 0.772에서 발생하였다. 이러한 현상은 밸브내부의 케이징과 하부배관사이의 확장계수가 오리피스스의 특성에 따르기 때문임을 확인하였다.
- (3) 기체를 사용유체로 사용하는 밸브의 경우 질식유동 현상을 고려하여 시스템을 설계하는 것을 고려할 때 원자력발전소에서 밸브를 선정하거나 구매할 때 확장계수에 대한 정보도 사양에 포함되어야 할 것으로 판단된다. 밸브 주변의 다양한 압력강하 요인에 대하여 대처가 가능하도록

References

- [1] 1998, ASME QME-1a-1998, *Qualification of Active Mechanical Equipment Used in Nuclear Power Plants*, The American Society of Mechanical Engineers.
- [2] 2011, Lee, J.Y. and Lee, S., "Experiment and Performance Prediction on Inherent Flow Coefficient of a Solenoid Valve," *Aerospace Engineering and Technology*, Vo.10, No.1, pp.70-78.
- [3] 2012, Kwark, K.-M., Cho, J.-S., Kim, J.-D. and Lee, J.-H., "A Study on Flow Coefficient and Flow Characteristics for Butterfly Valve by Numerical Analysis," *The Korean Society of Manufacturing Process Engineers*, Vo.11, No.4, pp.62-66
- [4] 2002, Lee, J.-U., Lee, D.-H. and Choi, Y.-H., "Numerical Analysis of Incompressible and Compressible Flow Around a Butterfly Valve," *The Korean Society for Energy*, Vo.11, No.1, pp.26-33.
- [5] 2007, ISA-75.01.01, *Flow Equation for Sizing Control Valves*, American National Standard.
- [6] 2008, ANSI/ISA-75.02.01, *Control Valve Capacity Test Procedures*, American National Standard.
- [7] 1983, Driskell, L., *Control-Valve Selection And Sizing*, Instrument Society of America, pp.113-131.