

단공 분사기와 압력 선회형 분사기의 내부유동 특성 및 성능해석

이장우* · 황용석* · 성홍계*

Internal Flow Characteristics & Performance Analysis of Plain Orifice and Pressure Swirl Atomizers

Jang-Woo Lee* · Yong-Seok Hwang* · Hong-Gye Sung*

ABSTRACT

Performed were 2-phase numerical studies on two types of fuel atomizers, plain orifice and pressure swirl atomizer. In case of plain orifice, cavitation model was applied so that discharge coefficient, cavitation size, and magnitude of cavitation region characterized and compared with experimental results for several different pressure enforced to the orifice. In case of swirl atomizer, VOF model was applied to analyze air core size, spray angle, and wall pressure distributions with comparison of experimental results.

초 록

단공 분사기와 선회형 분사기의 두 가지 연료분사기에 대해 2상 유동 수치해석을 수행하였다. 단공 분사기의 경우, 캐비테이션 모델을 적용하여 압력조건에 따른 유출계수, 캐비테이션 발생 영역 크기와 정도를 계산하여 분석하였으며, 실험결과와도 비교하였다. 선회형 분사기에서는 VOF모형을 적용하여 두 가지 형상에 대해 공기코어의 크기, 분무각, 그리고 벽 압력 분포 등을 실험결과와 비교했다.

Key Words: Plain Orifice, Swirl Atomizer, Cavitation, Discharge Coefficient, VOF, Spray angle, Air Core

1. 서 론

액체를 미립화시키기 위해서 사용되는 분사기는 압력형과 회전형이 있다. 압력형 분무장치

중에는 단공분사기(plain Orifice)와 선회형 분사기(swirl Atomizer)가 있는데, 단공분사기는 액체를 단순한 원형 오리피스를 통하여 높은 압력으로 가압 분사시키는 분무장치이며, 각종 연료 분사장치에 이용된다. 선회형 분사기는 내부의 와류실 외곽 부분에서 접선 방향의 속도를 가지도록 액체를 유입시켜 강한 와류를 형성시

* 국방과학연구소, 기-4-9
연락처, E-mail: leejjw76@gmail.com

킨 다음 노즐 출구 오리피스를 통하여 축방향으로 분출하도록 설계되어 있다.

분사에 사용되는 분사 차압은 최소 수 기압 정도가 사용되며, 배압이 충분히 크지 않을 경우 캐비테이션(cavitation)이 발생된다. 이는 국소적으로 작동유체의 기화압력보다 낮아지게 되는 경우 액체가 기화되어 기체와 증기로 구성된 버블이 형성되는 것으로, 유로면적이 줄어들어 유량을 감소시킬 뿐만 아니라 압력손실의 증가와 분사기의 분무성능에 큰 영향을 미칠 수 있다. 하지만, 이러한 캐비테이션의 발생 영역의 크기나 정도를 실험적으로 찾아내는 것은 경제적, 인적 관점에서 어려움이 따른다. 또한 선회형 분사기의 경우 내부 유체역학적인 현상이 매우 복잡하기 때문에, 공기코어나 오리피스 내벽면을 따라서 형성되는 환상 형태의 액막의 실험적인 해석 역시 많은 제약이 따른다. 따라서 수치 해석적 접근이 필요하며, 이러한 CFD 해석은 결과의 신뢰성을 위해 검증작업들이 요구된다. Singhal et al.[1]는 캐비테이션 모델을 제시하고, 수중익(hydrofoil)과 단공분사기에서의 캐비테이션 발생에 따른 표면 압력분포와 유출계수의 계산을 통해 모델 검증을 수행했으며, Guillermo와 Steven[2]는 원형 및 사각오리피스에 대해 유출계수의 변화와 함께 캐비테이션 발생 영역과 크기를 제시하였다. 선회형 분사기의 경우 Dash et al.[3]은 Plexglass로 제작된 분사기를 실험을 통해 공기코어의 크기와 분사각을 측정하고, 측정된 유량 조건으로 수치해석을 수행하여 분사기 내부유동을 관찰하였다. Madsen et al.[4]은 VOF모델과 이상유체모델에 대한 3차원 계산을 수행하여 속도와 압력분포를 실험값과 비교하였다. 본 논문에서는 CFD-ACE 코드로 단공분사기에서는 캐비테이션 모델을, 선회형 분사기에서는 VOF(Volume of Fluid)모델을 적용하여 분사기 내부유동 및 성능해석을 통해 실험값과 비교하여 계산결과를 검증하였다.

2. 본 론

2.1 Cavitation model[1]

Cavitation model에서 유체의 밀도는 증기 질량비 f 의 함수이며 식(1)로 표현되고,

$$\frac{1}{\rho} = \frac{f}{\rho_v} + \frac{1-f}{\rho_l} \quad (1)$$

증기 체적비 α 는 식(2)과 같다.

$$\alpha \equiv f \frac{\rho}{\rho_v} \quad (2)$$

증기 질량비 f 의 지배방정식은 식(3)과 같으며, R_e 와 R_c 는 증기발생(증발)과 감소(응축)를 나타내고, 유동변수(압력, 속도)와 유체의 물성치(액상과 기상의 밀도, 포화압력, 표면장력)의 함수이다.

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho f) + \nabla \cdot (\rho \vec{V} f) = \nabla \cdot (I \nabla f) + R_e - R_c \quad (3)$$

$$R_e = C_e \frac{V_{ch}}{\sigma} \rho_l \rho_v \left[\frac{2}{3} \frac{P_v - P}{\rho_l} \right]^{1/2} (1-f) \quad (4)$$

$$R_c = C_c \frac{V_{ch}}{\sigma} \rho_l \rho_l \left[\frac{2}{3} \frac{P - P_v}{\rho_l} \right]^{1/2} f \quad (5)$$

여기서, C_e , C_c 는 경험상수이며, V_{ch} 는 액체와 증기사이 상대속도의 영향을 반영하는 특성속도를 나타낸다.

실험적으로 캐비테이션 유동에서 난류의 영향은 중요한 것으로 나타나기 때문에 난류압력섭동을 식(6)으로 계산하고 상변화를 시작하는 압력을 식(7)로 단순화시킨다.

$$P'_{turb} = 0.39 \rho k \quad (6)$$

$$P_v = (P_{sat} + P'_{turb}/2) \quad (7)$$

작동유체는 액체, 증기, NCG(Non Condensable Gas)의 혼합물로 가정한다. 식(1)은 다음 식으로 표현할 수 있으며,

$$\frac{1}{\rho} = \frac{f_v}{\rho_v} + \frac{f_g}{\rho_g} + \frac{1-f_v-f_g}{\rho_l} \quad (8)$$

NCG의 밀도는 식(9)로 계산하며, NCG와 액체의 체적 비는 식(10), (11)과 같다.

$$\rho_g = \frac{WP}{RT} \quad (9)$$

$$\alpha_g = f_g \frac{\rho}{\rho_g} \quad (10)$$

$$\alpha_l = 1 - \alpha_v - \alpha_g \quad (11)$$

증기와 기체 체적비의 합을 공동체적분율(Void Fraction) α 라고하며, 캐비테이션의 크기와 위치를 판단할 수 있게 해준다. 따라서 NCG의 영향과 V_{ch} 를 \sqrt{k} 로 바꾸면 아래의 식과 같다.

$$R_e = C_c \frac{\sqrt{k}}{\sigma} \rho_l \rho_v \left[\frac{2}{3} \frac{P_v - P}{\rho_l} \right]^{1/2} (1 - f_v - f_g) \quad (12)$$

$$R_c = C_c \frac{\sqrt{k}}{\sigma} \rho_l \rho_l \left[\frac{2}{3} \frac{P - P_v}{\rho_l} \right]^{1/2} f_v \quad (13)$$

2.2 VOF(Volume-Of-Fluid) 모델(5), (6)

VOF 모델은 체적분율 개념을 사용하여 각 상을 구분하여 계산한다. 주어진 유동장과 액체의 체적분율(F)의 초기분포에서 F는 식(14)와 질량 및 운동량 보존식이 함께 계산된다. 이 식의 해는 혼합물의 물성치, 각 격자에서 유체들 사이의 경계, 유체 플럭스 분포의 보존식들과 연동된다.

$$\frac{\partial F}{\partial t} + \nabla \cdot \vec{v}F = 0 \quad (14)$$

혼합물의 물성치, $\bar{\Phi}$ 는 식(15)와 같이 각 유체의 체적분율 비에 따른 평균값으로 정의된다.

$$\bar{\Phi} = F\Phi_2 + (1-F)\Phi_1 \quad (15)$$

온도, 압력과 같은 intensive 양들은 밀도의 영향을 포함하여 다음의 식으로 표현한다.

$$\bar{\phi} = [F\rho_2\phi_2 + (1-F)\rho_1\phi_1] / \rho_{mix} \quad (16)$$

즉, 각 제어 체적에서는 F를 기초로 하여 적절한 변수값 및 물성치들이 할당되게 한다.

체적 추적방법인 VOF 방법은 단일 스칼라

변수인 F로 액체의 분포와 체적 변화를 계산한다. 경계면의 위치가 필요하다면 이는 F의 분포로부터 동적으로 재배열되어야 한다. 경계면의 재배열은 격자사이의 유체 플럭스와 표면장력 고려 시, 경계면의 곡률을 결정하는데 필수적이다. 경계면 재배열 방법으로 사용한 PLIC 방법 [7]은 액체와 기체의 경계를 평면적으로 가정하고, 격자 안에서 어떤 위치도 가능하여 일반적으로 임의의 다각형 면을 갖게 한다.

2.3 Plain Orifice 계산방법 및 결과

2.3.1 유출계수 계산

축대칭(axisymmetric), 정상(steady)조건으로 입구압력과 출구압력을 변화시켜가며 계산하였다. 유출계수는 식(17)로 표현된다.

$$C_d = \frac{m_{real}}{m_{ideal}} = \frac{m_{real}}{A\sqrt{2\rho_l\Delta P}}, \Delta P = P_0 - P_b \quad (17)$$

작동유체는 jet-a 연료를 적용하였으며, 300K에서의 KIVA 데이터를 참고하였다. 먼저 출구 직경(d)=1mm, 챔버와 출구의 비(D/d)=7인 sharp orifice형상에 대해, 채널길이와 출구직경의 비(l/d)가 0.5, 2.0, 5.0인 세 가지 형상(PO1, PO2, PO3)에 대해 계산을 수행하였다. 계산조건은 출구에서 $Re = 13,000 \sim 83,000$ 으로 난류이며, 이에 따른 난류모델은 k-e standard를 사용하여 수행하였다.

Table 1에서 계산결과의 검증을 위해 다른 경험식과 실험결과를 비교하여 유사한 결과를 확인할 수 있었다.

Table 1. Discharge coefficient of sharp orifice (Pin=1Mpa, l/d=2)

	Cd
Pearce & Lichtarowicz Eq. (cavitating flow) [8]	0.643
Nurick Eq.[10]	0.653
Ohrn Experiment[9]	~0.63
This Study	0.67

Figure 1은 PO1,2,3 형상에서 유출계수 결과를 Nurick[10]이 캐비테이션이 발생할 때, 캐비테이션 수(cavitation number, $K = P_0 - P_v / P_0 - P_b$)로 표현한 식(18)과 비교한 그래프이다. K값의 감소 즉, 입구압력이 증가함에 따라 유출계수는 모든 형상에서 감소하고 있다. 이는 K수가 감소함에 따라, Fig 2의 공동체적분율(void fraction, a) 분포에서 확인할 수 있듯이 $a > 0.9$ 의 강한 캐비테이션 발생영역이 증가하면서 출구까지 영향을 미쳐 유출계수를 감소시키기 때문이다. 즉, 입구압력 증가에 따른 유체의 가속효과 증대로

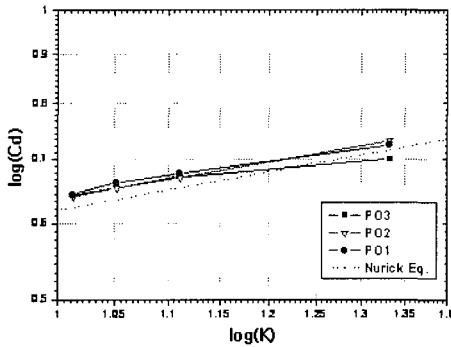


Fig. 1 Variation of discharge coefficient with cavitation number, K

기화압력이하로 감소하는 영역이 증대되고, 식 (6)에서 기화압력을 증가시키는 난류섭동(kinetic energy, k)의 영향 또한 커져 상변화가 일어나는 압력이 높아지기 때문이다.

$$C_d = 0.62 \left(\frac{P_0 - P_v}{P_0 - P_b} \right)^{0.5} \quad (18)$$

캐비테이션과 유동박리로 인한 유출계수의 감소를 방지하기위해 일반적으로 오리피스로 유입되는 부분에 챔퍼(chamfer)를 주는 방법을 사용한다. Spikes와 Pennington[11]은 다양한 챔퍼형상에 따른 실험적 연구를 수행하였으며, 본 논문에서는 직경 1.57mm, 챔퍼길이 0.51mm, 채널길이 0.51mm, 챔퍼각도 50°의 형상을 사용하여 K=1에서 Re수에 따른 유출계수의 변화를 계산하였다. Figure 3(a)에서 확인할 수 있듯이 계산조건에서 최대 가압조건인 $Re = 36,260$ 에서도 캐비테이션은 발생하지 않았으며, 이는 실험결

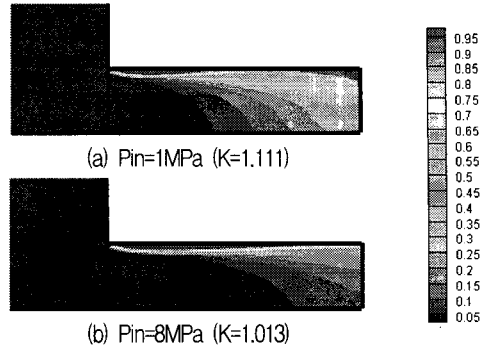


Fig. 2 Comparison of distributions of void fraction in a shape of PO2

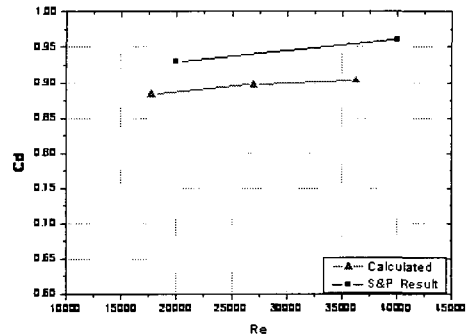
과와 일치한다. Figure 3(b)에서 유출계수의 절대값은 계산결과가 6%정도 낮게 나타나는데, 이는 난류모델의 선택에 관한 문제인 것으로 예상되며, 추후 이에 대한 추가검증이 필요하다.

2.4 Pressure Swirl 계산방법 및 결과

선회형 분사기 계산결과는 Yule와 Chinn[12] 논문에서 제시된 실험값과 비교하여 검증하였다. 실험결과에 기초한 수치해석 조건은 Table 2와



(a) Distributions of void fraction in $Re=36,260$



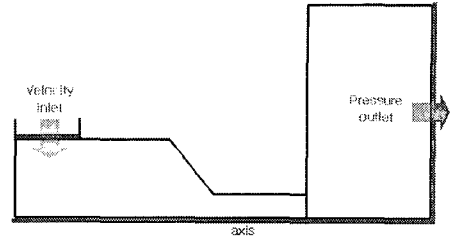
(b) Discharge Coefficient with increasing Re ($K=1$)

Fig. 3 Results of Spikes & Pennington's Chamfered Plain Orifice

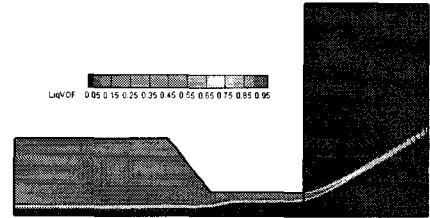
Table 2. Experimental conditions of swirl atomizer

	K $\left(= \frac{A_i}{\pi R r_0} \right)$	ΔP (kPa)	$Q \times 10^{-3}$ (m ³ /s)	$v_L/10^6$ (m ² /s)	Re
chamfer	0.867	25	0.266	1.0	35,400
sharp	0.867	25	0.274	1.0	36,600

같다. Yule와 Chinn의 논문과 마찬가지로 경계 조건은 Fig 4(a)와 같이 2차원 축대칭 스월 (axisymmetric swirl) 조건이며, 속도입구의 길이는 실제 선회포트 직경으로 정하고, 실제 유입되는 유량과 동일한 유량을 확보해주는 반경 방향의 속도 $v_i = -Q/(4\pi r_i r_s)$ 를 정의한다. $R = r_s - r_i$ 에서 모든 유체는 $w_i = Q/A_i$ 의 접선 방향 속도로 유입된다는 가정 하에 $w'_i = w_i R/r_s$ 와 같이 각운동량이 보존되는 방법으로 입구경계의 접선방향 속도를 정의해준다. 축방향 속도는 실제실험조건과 마찬가지로 0으로 놓는다. 대기의 유입에 따른 공기코어의 형성과 분출되는 액막의 관찰을 위해 분사기 출구에서 30mm X 50mm 크기의 외부영역을 계산에 포함시켰으며, 출구압력은 대기압으로 고정시켰다. 입출구와 축(axis)부분을 제외하고는 no-slip의 벽으로 구성하였다. VOF 모델을 사용하여 이상 유체인 물과 공기의 경계면을 계산하였으며, 물의 밀도 ($\rho_l = 1000 \text{kg/m}^3$), 점성계수 ($\mu = 0.001 \text{kg/m}\cdot\text{s}$)이고, 공기의 밀도와 점성계수는 각각 1.1614kg/m^3 와 $1.846 \times 10^{-5} \text{kg/m}\cdot\text{s}$ 이다. 비정상(transient) 계산을 수행했으며, 초기 시간간격은 10^{-6} 로 설정하고, 주어진 CFL수와 속도장으로부터 적절한 시간간격을 자동으로 설정해주는 자동시간간격(auto time-step)을 적용하였다. 실험조건에서 입구포트에서의 Re수는 대략 15,000으로 난류이지만, 선회실내부에서 유동의 안정화에 따른 층류화와 유체의 속도가 충분히 낮기 때문에 난류의 효과는 적을 것으로 예상되며, 정상해(steady solution)로의 수렴의 이유로 층류로 가정하여 계산하였다. 물론 유체가 출구방향으로 빠져나가면서 난류로의 천이에 따른 외부로 분



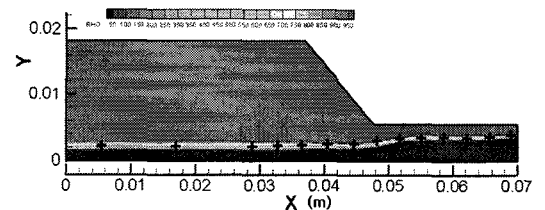
(a) Calculation domain and boundary conditions



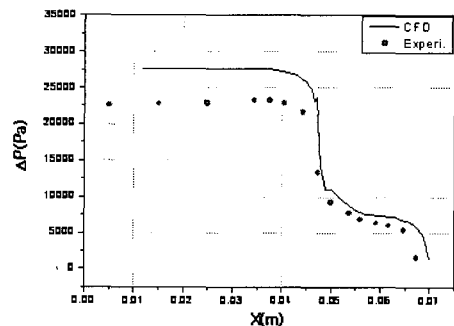
(b) Distributions of water volume fraction

Fig. 4 Numerical modeling method and calculation result of swirl atomizer

사되는 액막의 유동패턴은 달라질 수 있다. 이와같은 가정은 Dash et al.[3]와 Madsen et al.[4]의 연구를 통해서 타당성이 입증되었다. Figure 4(b)는 chamfer형상에서 액체 체적분율에 대한 계산결과로 노즐 내 원추형의 공기코어와 대기중으로 액막이 분사되는 것을 확인할 수

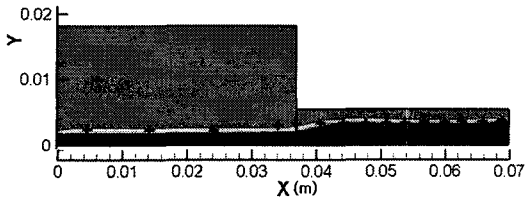


(a) air-core radius distributions (+: measured)

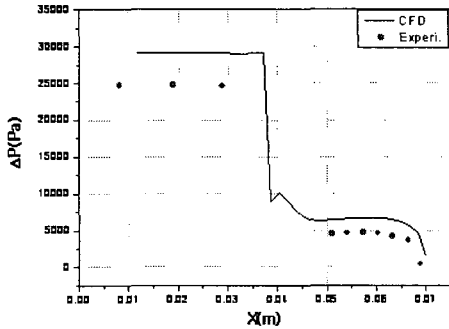


(b) wall static pressure distributions

Fig. 5 Computed and measured results of chamfered convergence atomizer



(a) air-core radius distributions (+: measured)



(b) wall static pressure distributions

Fig. 6 Computed and measured results of sharpened convergence atomizer

있다. Figure 5(a)에서, 실험으로 측정된 공기코어의 크기와 계산 값은 거의 일치함을 확인할 수 있으며, 출구 쪽으로 가면서 코어의 크기가 증가하는데, 이는 축방향으로 유체가 가속되면서 접선방향의 속도가 감소하고 각운동량 보존을 위해 공기코어의 크기는 증가하기 때문이다. Figure 5(b)의 벽 압력 비교 결과에서는 정성적으로는 유사한 압력분포를 보였지만, 전체적으로 약간씩 큰 값을 보이고 있다. Figure 6의 sharp 형상에서도 마찬가지로 결과를 보이는데, 이는 실험에 사용된 실제 분사기는 축대칭 유동의 생성과 가시적인 공기코어 측정을 위해 축방향으로 크기를 133mm로 만들었지만, 계산은 실제분사기 보다 2배정도 축소된 70mm 크기로 모델링하여, 축대칭 유동이 만들어지기까지의 발달영역에 대한 압력손실이 고려되지 않았기 때문으로 생각된다.

Table 3은 분사각도(α)와 유출계수(Cd)를 Orzechowski[13]가 제시한 비점성이론과 함께 실험값과 계산결과를 비교한 것이다. 유출계수의 경우 실험과 계산결과는 거의 일치하며, 비점성 해석으로 구한 값보다는 약간 높다. 분사각에 있어서는 α 정의에 따라 약간씩 차이가 발생하는데, 여기서는 두 가지 기준으로 제시하

였다. (a)방법은 Yule와 Widger[14]가 제시한 실험적인 측정방법과 마찬가지로 출구중심과 18mm떨어진 지점에서의 액막과의 각으로 정의했으며, (b)는 Yule와 Chinn[12]논문에서 계산결과로 제시한 식(19),(20)로 정의된다. (a)에서의 분사각은 최대 14%까지 차이가 나타나는데, 이는 제시된 분무각 측정방법에 대한 제한적인 정보로 인해 계산을 통해 정의된 결과와 다소 차이가 발생할 수 있기 때문에 발생한 차이로 생각된다. 계산을 통해 얻은 (b)에서의 분사각은 chamfer형상에 대해서는 Yule와 Chinn[12]와 마찬가지로 실험결과와 비슷한 오차를 보이지만, sharp 형상의 경우에는 좀 더 정확한 결과를 얻을 수 있었다.

$$\alpha = \tan^{-1} \left(\frac{\sqrt{v_0^2 + w_0^2}}{u_0} \right) \quad (19)$$

$$\frac{1}{u_0} = - \frac{2\pi \int_{r_{oac}}^{r_o} r u_0 dr}{\pi(r_0^2 - r_{oac}^2)} \quad (20)$$

Table 3. Discharge coefficient and spray angle of swirl atomizer

		α			Cd	
		chamfer		sharp	chamfer	sharp
Inviscid		32°			0.38	
Yule [12]	Exp.	31°	(a)	32°	0.394	0.408
	Cal.	34°	(b)	33.8°	0.407	0.381
Computed		36°	(a)	34°	0.400	0.409
		34.6°	(b)	31.9°		

3. 결 론

본 논문에서는 단공분사기와 선회형 분사기에 대해 수치해석을 수행하여 실험값과 비교하여 계산결과를 검증하였다. 단공분사기에서 유출계수를 실험결과 및 경험식과 비교하여 신뢰성을 확인할 수 있었으며, 차압이 증가할수록 캐비테이션의 영역의 크기와 정도가 증가하면서 유출계수가 감소하는 것을 확인할 수 있었다. 챔퍼

형상에 대한 계산결과는 압력손실의 감소와 캐비테이션의 미발생으로 유출계수가 20% 이상 증가됨을 확인하였다.

선회형 분사기에서는 두 가지 형상에 대해 공기코어의 크기와 분무각등을 비교해보았다. 실험 결과의 공기코어의 크기와 유출계수는 거의 일치함을 확인하였지만, 실제실험조건과 차이가 있는 수치 모델링의 오차로 벽 압력분포는 실험결과보다 18% 정도 크게 나왔다. 또한 정의에 따른 분무각의 차이와 실험적 측정방법의 제한적인 정보로 인해 계산결과와의 정확한 비교는 어렵지만, 실험값과 10% 이내의 결과들을 얻었다.

참 고 문 헌

1. Singhal, A.K., Athavale, M.M., Huiying L. and Jiang L., 2002, "Mathematical Bases and Validation of the Full Cavitation Model," ASME J. Fluids Eng, 124, 617-624
2. Guillermo Palau Salvador, Steven H. Frankel, "Numerical Modeling of Cavitation Using Fluent: Validation and Parametric Studies", 34th AIAA Fluid Dynamic Conference and Exhibit, AIAA 2004-2642
3. S. K. Dash, M. R. Halder, M. Peric, S. K. Som, "Formation of Air Core in Nozzles With Tangential Entry", Journal of Fluids Engineering, Vol 12, 829-835
4. Jesper Madsen, Bjorn H. Hjertager, Tron Solberg, "Numerical Simulation of Internal Flow in a Large-Scale Pressure-Swirl Atomizer", ILASS-Europe 2004, UK, 6-8 September, 2004
5. Hirt, C. W. and Nichols, B.D. "Volume of Fluid(VOF) Method for the Dynamics of Free Boundaries." Journal of Computational Physics, Vol. 39, pp.201-225, 1981
6. Rider, W. J., Kothe, D. B., Mosso, S. J., Cerrutti, J .H., and Hochstein, J. I. "Accurate Solution Algorithms for Incompressible Multiphase Fluid Flows." AIAA Paper, 95-0699, 1995
7. Kothe, D. B., Rider, W. J., Mosso, S. J., Brock, J. S. "Volume Tracking of Interfaces Having Surface Tension in Two and Three Dimensions." AIAA Paper, 96-0859, 1996
8. I. D. Pearce and A. Lichtarowicz, "Discharge Performance of Long Orifices with Cavitating Flow", paper presented at the Second Fluid Power Symposium, Guilford, England, 1971
9. T. R. Ohrn, D. W. Senser, and A. H. Lefebvre, "Geometrical Effects on Discharge Coefficients for Plain-Orifice Atomizers", Atomization and Sprays, Vol. 1, no 2, pp. 137-153
10. W. H. Nurick, "Orifice Cavitation and Its Effect on Spray Mixing", Journal of Fluids Engineering, vol. 98, pp. 681-687, 1976
11. R. H. Spikes, G. A. Pennington, 1959, "Discharge Coefficient of Small Submerged Orifices", Proc. Inst. Mech. Eng., Vol. 173, No25, pp. 661-665
12. A. J. Yule and J. J. Chinn, "The Internal Flow and Exit Conditions of Pressure Swirl Atomizers", Atomization and Sprays, Vol. 10, pp. 121-146, 2000
13. L. Bayvel, Z. Orzechowski, 1993, "Liquid Atomization", Taylor & Francis, pp. 304
14. A. J. Yule and I. R. Widger, "Swirl Atomizers Operating at High Water Pressure", Int. J. Mech. Sci. Vol. 38, pp. 981-999, 1996