

오일러-라그랑지 방법을 이용한 벤튜리 스크라버의 압력강하 계산

박 순 일^{*1}, 장 근 식^{*2}, 문 윤 완^{*3}

Prediction of Pressure Drop in Venturi Scrubber Using the Eulerian-Lagrangian Method

S. I. Pak, Y. W. Moon, and K. S. Chang

The pressure drop in a Venturi Scrubber is predicted using the Eulerian-Lagrangian Method, which is one of the numerical methods to solve the dispersed two-phase flow. KIVA-3V Code is modified to solve the coupled gas-liquid two-phase flow field. The liquid is assumed to be injected through the nozzles with the Rosin-Rammler drop size distribution. The computational results shows good agreement with the experimental data.

Key Words: 벤튜리 스크라버(Venturi scrubber), 압력강하(pressure drop), 오일러-라그랑지 방법(Eulerian-Lagrangian method), 기체-액체 이상유동(gas-liquid two-phase flow)

1. 서 론

벤튜리 스크라버는 공기흐름 속에 포함된 분진을 액적(droplet) 내부로 포획하여 공기와 분리시킴으로써 공기를 정화하는 장치로서 주로 0.1~10 μ m 크기의 분진들을 제거한다. 집진율이 높으면서도 상대적으로 설치비와 유지비가 적으므로 산업현장에서 널리 사용하고 있다. 벤튜리 스크라버는 액적을 만드는 방법에 따라 액막의 형태로 액체를 흘려보내 목(throat)부분에서 액막 분열이 일어나도록 하는 방식과 목부분에서 노즐을 통해 액체를 분사하여 액적을 만드는 두 가지 방식으로 크게 나눌 수 있다.

벤튜리 스크라버의 기본적인 집진 원리는 관성 충돌(inertial impaction), 직접 차단(interception) 그리고 브라운 확산작용(Brownian Diffusion)의 세가

지인데 관성 충돌에 의해서 거의 대부분의 분진들이 포집되는 것으로 알려져 있다.[1] 관성 충돌은 유한한 질량을 가진 입자가 관성 때문에 액적 주위의 공기 흐름을 따라가지 못하고 유선을 이탈하여 액적에 충돌하는 현상으로 입자의 크기가 커지거나 공기와 액적의 상대 속도가 증가하면 그 효과가 커진다.

그러므로 유입 공기 속도를 높여 액적과의 상대 속도를 증가시키거나 공기에 대한 액체의 유량을 증가시킴으로써 집진 효율을 향상시킬 수 있다. 그러나 그렇게 할 경우 벤튜리 내부에서의 압력손실이 증가하고 그만큼 송풍능력을 높여주어야하므로 운전 비용이 많이 증가한다. 이와 같은 이유로 해서 벤튜리 스크라버 내의 압력 강하를 예측하는 것은 매우 중요하게 되고 이를 예측하는 모델을 많은 연구자들이 개발하였다.[1-7]

이전의 모델들은 공기와 액체의 유동을 1차원으로 가정하고 액체는 노즐에서 분사하자마자 전 단면에 균일하게 액적으로 분포한다고 가정하였다. 뉴턴 법칙으로부터 유도된 액적에 대한 운동 방정식을 풀

*1 학생회원, 한국과학기술원 항공우주공학과 대학원

*2 비회원, 한국항공우주연구원

*3 정회원, 한국과학기술원 항공우주공학과

*E-mail : sunilpak@kaist.ac.kr



어 그 영향을 공기에 대한 운동량 방정식에 추가함으로써 압력 강하를 계산하였다. Azzopardi et al[5]은 압력 손실을 더 정확하게 예측하기 위해 벤투리 확대부에서 유동 경계층 확대와 박리 현상을 운동량 적분 방정식을 풀어 고려하였고 Azzopardi et al[4]과 Viswanathan et al[6]은 벽면에서의 액막과 액적 상호간의 변환을 고려하여 압력 강하 예측 모델을 개선하고자 하였다. 그러나 이전의 모델들은 1차원 유동과 균일한 액적분포라는 가정을 둠으로써 그 예측에 근본적인 한계가 있다고 하였다. 본 연구에서는 이상유동에 대한 전산유체역학 기법중의 하나인 오일러-라그랑지 방법을 이용하여 기체의 3차원 유동, 액체의 분사, 액적 분열, 액적과 기체의 상호작용 등의 물리적 현상들을 해석함으로써 이전의 모델의 한계를 극복하고 보다 정확한 압력 손실을 예측하는 데 그 목적이 있다. 본 연구에서는 노즐을 통해 액체를 분사하는 방식의 벤투리 스크라버에 대해 해석하도록 한다. 전산 해석 코드로는 내연기관의 연료 분사와 연소를 해석하기 위해 주로 사용되는 KIVA-3V 코드를 수정하여 사용하였다.

2. 지배방정식 및 수치해석

2.1 기체 지배 방정식

지배 방정식은 비보존적(Non-conservative) 형태의 시간평균 Navier-Stokes 방정식이며, 난류 유동을 해석하기 위해서 $k-\epsilon$ 모델을 사용하였다.

연속 방정식 :

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{u}) = \dot{\rho}'$$

운동량 방정식 :

$$\frac{\partial(\rho \mathbf{u})}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{u} \mathbf{u}) = -\nabla p - \nabla(2/3 \rho k) + \nabla \cdot \sigma + \mathbf{F}''$$

여기에서 $\dot{\rho}'$, \mathbf{F}'' 는 액적이 기체 유동장에 미치는 영향으로 각각 질량, 운동량에 대한 외부 소스항(source term)이다. 본 연구에서는 증발이 일어나지 않는 것으로 가정하므로 $\dot{\rho}'$ 는 고려하지 않는다. 기체 유동장이 액적으로부터 받게 되는 운동량 \mathbf{F}'' 는 다음의 식과 같다.

$$\mathbf{F}'' = -\frac{1}{dV} \sum_{p=1}^{NP} m_p N_p \left(\frac{U + \mathbf{u}' - \mathbf{v}_p}{\tau} \right)$$

여기서 dV 는 액적이 속해 있는 제어체적의 부피이고 m_p 는 액적의 질량이다. N_p 는 한 개의 계산입자(parcel)가 가지는 실제 입자의 수를 나타내며 적분

합 Σ 는 제어체적에 속해 있는 모든 입자들을 모두 고려하는 것을 의미한다.

점성 응력 σ 는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\sigma = \mu[\nabla \mathbf{u} + (\nabla \mathbf{u})^T] - 2/3 \nabla \cdot \mathbf{u} \mathbf{I}$$

위첨자 T 는 전치행렬을 나타내며 \mathbf{I} 는 단위행렬이다.

난류 운동 에너지 k 와 그 소산을 ϵ 에 대한 방정식은 다음과 같다.

k 방정식 :

$$\begin{aligned} \frac{\partial \rho k}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{u} k) = & -\frac{2}{3} \rho k \nabla \cdot \mathbf{u} + \sigma : \nabla \mathbf{u} \\ & + \nabla \cdot \left[\left(\frac{\mu}{Pr_k} \right) \nabla k \right] - \rho \epsilon + \dot{W}'' \end{aligned}$$

ϵ 방정식 :

$$\begin{aligned} \frac{\partial \rho \epsilon}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{u} \epsilon) = & -\left(\frac{2}{3} c_{\epsilon 1} - c_{\epsilon 2} \right) \rho \epsilon \nabla \cdot \mathbf{u} \\ & + \nabla \cdot \left[\left(\frac{\mu}{Pr_{\epsilon}} \right) \nabla \epsilon \right] + \frac{\epsilon}{k} [c_{\epsilon 3} \sigma : \nabla \mathbf{u} - c_{\epsilon 4} \rho \epsilon + c_{\epsilon 5} \dot{W}''] \end{aligned}$$

여기서 \dot{W}'' 는 액적과의 상호 작용에 의해 생기는 외부 소스항으로서 액적이 난류 유동장에 미치는 영향을 나타낸다.

$$\dot{W}'' = -\frac{1}{dV} \sum_{p=1}^{NP} m_p N_p \mathbf{u}' \cdot \left(\frac{\mathbf{u}' - \mathbf{v}_p'}{\tau} \right)$$

여기서 \mathbf{u}' 는 기체 유동장의 난류 난동 속도 성분이고 \mathbf{v}_p' 는 난류 난동 성분에 의해 입자의 난동 속도(fluctuation velocity)이다.

$c_{\epsilon 1}$, $c_{\epsilon 2}$, $c_{\epsilon 3}$, Pr_k , Pr_{ϵ} 은 난류 모델링 상수로서 다음과 같다.

$$c_{\epsilon 1}=1.44 \quad c_{\epsilon 2}=1.92 \quad c_{\epsilon 3}=1.0 \quad Pr_k=1.0 \quad Pr_{\epsilon}=1.3$$

$c_{\epsilon 5}$ 는 입자와 난류의 상호 작용에서 길이 척도(length scale)가 보존된다는 가정으로부터 제안된 값인 1.5를 사용한다.[8]

2.2 액적 운동 지배방정식

뉴튼 제2법칙으로부터 유도된 입자에 대한 운동 방정식인 B-B-O(Basset-Boussinesq-Oseen) 방정식에서 공기역학적 항력만을 고려하면 아래의 식과 같다. 중력 등 다른 힘들은 항력에 비해 매우 작으므로 무시한다.

$$m_p \frac{d\mathbf{v}_p}{dt} = \frac{\pi}{8} d_p^2 \rho_p C_D |\mathbf{u} - \mathbf{v}_p| (\mathbf{u} - \mathbf{v}_p)$$

위 식을 다시 정리하면 다음과 같다.

$$\frac{d\mathbf{v}_p}{dt} = \frac{U + \mathbf{u}' - \mathbf{v}_p}{\tau}$$

여기에서 기체 속도는 평균 속도와 난류 난동 속

도(turbulent fluctuating velocity) w' 을 더한 값으로 나타내었고 τ 는 입자 이완 속도(particle relaxation time)로 입자가 정지상태에서 주변 기체 속도의 63%까지 따라 가는데 걸리는 시간을 나타낸다.

$$\tau^{-1} = \frac{3}{4} \frac{\rho_g C_D}{\rho_p d_p} |U + w' - v_p|$$

입자의 위치는 다음 식을 적분하여 구한다.

$$\frac{dx}{dt} = v_p$$

액적이 난류 유동장으로부터 받는 영향을 나타내는 난동속도 w' 는 particle-eddy interaction model[9]를 기본으로 하고 지나친 계산 시간 간격의 한계를 개선한 O'Rourke[10]의 모델을 적용한 KIVA 코드[8]의 모델을 그대로 사용한다.

액적에 대한 항력계수 C_D 는 대부분 구형에 대한 식을 사용한다. 그러나 벤튜리 스크라버에서처럼 기체 흐름에 수직한 방향으로 액체가 분사될 경우 분열된 액적은 공기역학적 힘의 영향으로 원반(disk) 모양으로 변하게 되고 그에 따른 항력 계수의 수정이 필요하다. 본 연구에서는 Liu & Reitz[11]가 실험으로부터 구한 원반 모양의 액적에 대한 항력계수 관계식을 사용한다.

$$C_D = \begin{cases} \frac{24}{Re_p} \left(1 + \frac{1}{6} Re_p^{2/3}\right) & Re_p \leq 50 \\ 1.54 & Re_p > 50 \end{cases}$$

여기서 액적에 대한 Reynolds number는 다음과 같이 정의된다.

$$Re_p = \frac{\rho_g d_p |u - v_p|}{\mu}$$

2.3 액적의 입경 분포함수 및 액적 분열

공기 흐름에 수직하게 액체가 노즐로부터 분사될 때 그 형태에 따라 액주(column), 리거먼트(ligament), 액적(droplet) 의 세가지 영역으로 나눌 수 있다. 액체 분사를 정확하게 해석하기 위해서는 이 세 영역을 모두 고려해 주어야하나 현상을 매우 복잡하므로 대부분의 이전 모델들은 Nukiyama & Tanasawa의 관계식이나 Boll의 실험식으로부터 구한 SMD(Sauter Mean Diameter)를 대표 입경으로 하여 계산하였다.[12] 본 연구에서는 벤튜리 스크라버의 입경분포에 대해 Alonso et al[12]이 제안한 Rosin-Rammler 분포함수를 사용한다.

분사 노즐 출구에서 액체는 모두 분열하여 액적은 Rosin-Rammler 질량 분포 함수로 가지는 것으로 가정한다. 그 누적분포함수 ϕ 의 정의는 다음과

같다.

$$\phi = 1 - \exp(- (D/X)^n)$$

$$\frac{X}{D_{3,2}} = \Gamma \left(1 - \frac{1}{n}\right)$$

$$D_{3,2} = \frac{4.2 \times 10^{-2} + 5.65 \times 10^{-3} (1000 Q_p / Q_g)}{v_p^{1.602}}$$

여기서 D 는 액적의 입경이고 $D_{3,2}$ 는 SMD로써 Boll[11]이 제안한 실험식이다. v_p 는 공기와 액적의 상대속도, Q_p 와 Q_g 는 각각 액체와 공기에 대한 체적 유량을 말한다. 위 식에 나타나는 모든 변수들은 SI 단위계를 사용한다. n 은 분포 함수의 형태를 결정하는 파라미터로써 Alonso et al[12]는 벤튜리 스크라버 내에서 1.7~2.25 범위 안에서 변하는 것을 실험을 통해 밝혔다. 본 연구에서는 Alonso가 제안한 대로 $n=2.4$ 값을 사용한다. (d) $V/g=1.2$

노즐로부터 분사된 액적은 공기역학적 힘에 의해 분열(breakup)한다. 액적에 대한 분열 모델은 Reitz가 제안한 wave model를 사용한다. 이 모델은 부모 액적(parent drop)에 생긴 표면파(surface wave)의 불안정성에 의해 액적이 떨어져 나가는 현상을 수식화한 것으로 이 모델에 대한 자세한 설명은 참고문헌[13]에 있다. 본 연구에서는 액적 분열 시간상수(drop breakup time constant)와 관련된 상수 $B_1=10$ 으로 하여 계산한다.

액적의 수밀도(number density)가 높을 경우 액적들은 서로 충돌하여 합착(coalescence)을 하거나 반발(rebounding)하게 된다. 액적의 충돌 모형은 KIVA 코드[8]를 그대로 사용하였으며 참고문헌에 자세히 설명되어 있다.

2.4 수치 해석

Viswanathan et al[6]이 실험한 벤튜리 스크라버에 대한 수치 해석은 앞 절에서 설명한 부분들을 수정하여 KIVA-3V 코드로 수행하였다. 그림 1은 벤튜리 스크라버에 대한 개략적인 시스템과 계산에 사용된 격자를 보여준다. 사용된 격자수는 $21 \times 16 \times 93$ 개이고 벽면에서 첫 번째 격자점이 벽법칙역(log layer region)내에 있도록 하였다. y방향으로 유동이 대칭적이라고 볼 수 있으므로 그림 1에서 보는 것처럼 벤튜리의 반만 해석하였다.

공기는 대기압과 상온에서 9 m/s의 속도로 유입하여 목 부분에서의 속도가 61 m/s가 되도록 하여 실험 조건과 맞추었다. 액체는 그림 1에서 보는 것처럼 벤튜리의 목 부분이 시작하는 지점에서 양쪽

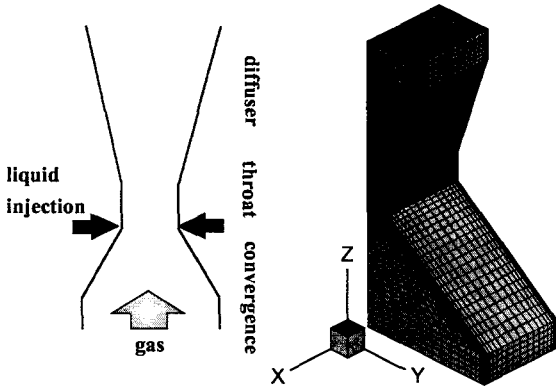


Fig. 1 Schematic representation and grid of venturi scrubber (unscaled)

에서 16개의 노즐을 통해서 흐름 방향에 수직하게 (y-방향으로) 분사된다. 액체가 분사할 때의 속도는 유량을 노즐 단면적으로 나누어 구하고 분사각은 Reitz[13]가 제안한 방법으로 구하였다. 액체의 유량에 따른 분사 속도와 각도는 표 1에 정리하였다. 액체는 상온의 물을 사용하였고 분사 노즐의 지름은 2.1 mm 이다.

3. 결과 및 고찰

본 연구에서는 CFD 해석을 통하여 벤투리 스크라버에 대한 압력 손실을 예측하고 이를 실험 및 Boll[1]의 모델로부터 얻는 값들과 비교함으로써 그 정확성을 검토하고 또한 압력 손실에 영향을 주는 중요한 요소들을 알아본다.

그림 2는 벤투리 스크라버의 흐름 방향(z-방향)에 따른 압력 강하를 나타내고 있다. 둥근 도형은 Viswanathan[6]의 실험값이고 일점쇄선은 Boll의 모델을 사용하여 구한 값이다. 본 연구에서 제안한 방법을 사용한 결과는 실선으로 나타내었으며 점선으로 표시한 값은 액체를 노즐로부터 분사하지 않고 계산 시작부터 벤투리 목(throat) 입구의 전단면에 SMD의 입경을 가지는 액적들을 균일하게 분포시켜

Table 1 Injection velocity and angle according to liquid/air volume flow rate

case	액체/공기 체적유량비(l/m^3)	분사 속도 (m/s)	분사 각도 (degree)
A	0.4	4.98	22
B	0.9	11.2	10
C	1.2	15.0	7.6

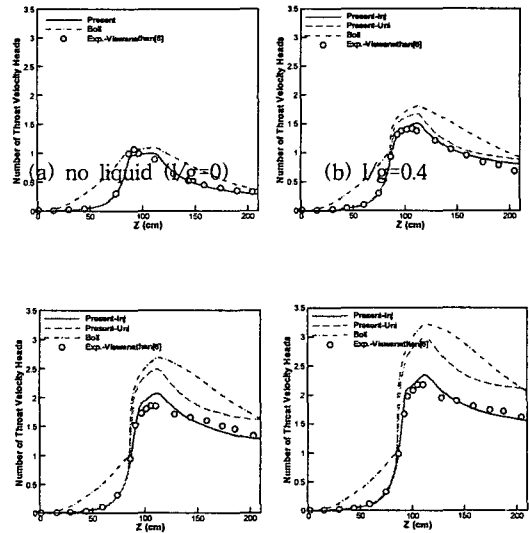


Fig. 2 Pressure drop vs axial distance

액적의 분열과 충돌을 고려하지 않고 계산한 것이다.

다양한 액체/공기 유량비에 대해 목 부분에서 약간 오차를 보이지만 전체적으로 계산 결과가 실험값과 잘 일치하는 것을 볼 수 있다. 공기 유동을 1차원 포텐셜 유동으로 가정하고 벽면 마찰에 의한 압력 손실을 고려한 Boll 모델은 액체가 없는 경우에는 비교적 실험값과 유사하지만 액체 유량이 증가할수록 점점 큰 오차를 보여주고 있다. 액적의 초기 공간 분포가 균일하다고 가정하여 푼 해석 결과도 Boll 모델과 유사한 경향을 보인다. 이런 결과로부터 액적의 초기분포가 압력에 미치는 영향이 매우 크다는 것을 알 수 있다. 그러므로 정확한 압력 손실의 계산을 위해서는 분사 액체가 액적으로 분열되는 현상에 대한 계산 모델의 개선이 필요하다. 또한 액적이 공기역학적 힘으로부터 받는 영향은 액적 크기에 따라 변하고 이로 인해 액적의 분포는 바뀌므로 정확한 액적 입경 분포 함수의 사용이 필요하다.

그림 3은 액적에 대한 항력 계수가 압력 강하에 미치는 영향을 보여준다. 실선은 액적을 구형으로 가정하여 구형에 대한 항력 계수를 사용하여 계산한 결과이고 일점쇄선은 액적을 원판으로 가정하였을 때의 결과이다. 두 가지 계산 결과는 상당한 차이를

보여주며 액체 유량이 증가할수록 차이가 커지는 것을 볼 수 있다. 그러므로 항력 계수에 대한 정확한 모델링이 필요하다는 것을 알 수 있다. 항력 계수는 공기역학적 힘을 받는 정도를 나타내는 변수이므로 이 또한 액적의 공간분포에 큰 영향을 주게 된다. 액체의 노즐 분사 및 분열에 대한 모델, 액적의 입경 분포 함수 그리고 항력계수는 모두 액적의 공간 분포에 영향을 주므로 벤튜리의 궁극적인 목표인 집진 효율을 예측하는 데도 중요한 요소라고 할 수 있다.

그림 4는 액체/기체 체적 유량비가 0.4일 때 액체가 노즐로부터 분사되어 액적으로 분열되고 하류로 가면서 확산하는 모습을 볼 수 있다. 이 그림에서 볼 수 있듯이 액적은 벤튜리 스크라버 내에서 균일한 분포하지 않는 것을 확인할 수 있다.

그림 5는 그림 4와 같은 조건에서 해석했을 때 공기 속도 등선도를 보여주고 있다. 목 부분에서 노즐로부터 분사된 액적이 공기로부터 운동량을 얻어 축방향으로 이동하게 되므로 이 부분에서 공기는 운동량을 잃어 속도가 줄어든 것을 볼 수 있다.

4. 결론

본 연구에서는 액체 분사가 있는 벤튜리 스크라버 내부의 이상 유동을 오일러-라그랑지 방법을 이용하여 해석함으로써 실험 결과와 비교하여 유사한 압력 손실을 예측하였다. Boll의 모델로부터 얻은 결과와 액적의 균일한 초기 공간 분포로부터 계산된 결과를 액적을 분사시켰을 때 얻은 결과와 비교함으로써 분사 액적의 공간 분포가 압력 손실에 큰 영향을 준다는 것을 알았다. 또한 액적의 공간 분포는 벤튜리 스크라버의 기본 목적인 집진효율에도 매우 중요한 영향을 준다. 그러므로 액적의 공간 분포를 결정하는 액적 분열을 정확히 묘사할 수 있는 모델의 개발이 필요하며 액적의 입경 분포 함수에 대한 연구도 요구된다

액적의 형상을 구형과 원판으로 나누어 계산하여 비교함으로써 원판에 대한 항력계수를 사용했을 때 실험과 더 가까운 결과를 얻었으며 항력 계수가 압력 손실에 큰 영향을 준다는 사실을 알았다. 그러므로 정확한 해석을 위해서는 액적의 변형에 따른 항력계수의 수정이 필요하고 이에 대한 모델의 개발이 요구된다.

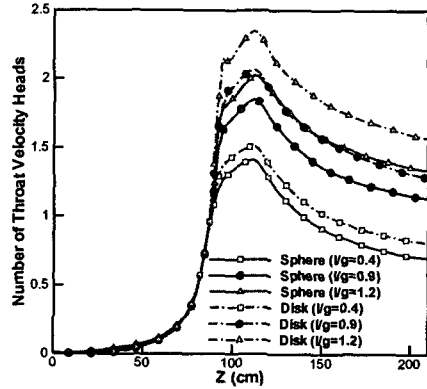


Fig. 3 The effect of drag coefficient on the pressure drop

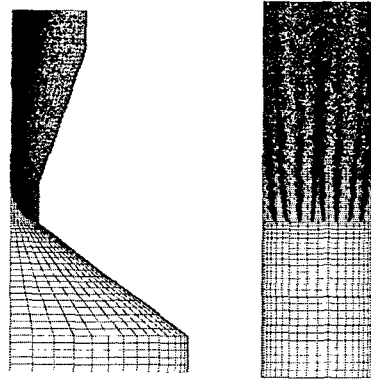


Fig. 4 The shape of the liquid spray from the nozzles when $l/g=0.4$

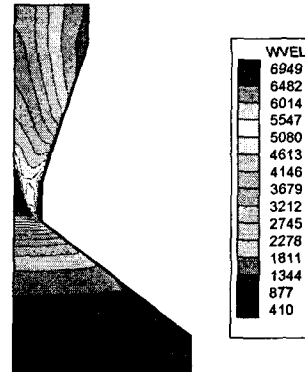


Fig. 5 The axial air velocity contour when $l/g=0.4$

참고문헌

- [1] Boll, R.H., "Particle Collection and Pressure Drop in Venturi Scrubbers," *Ind. Eng. Chem. fundam.*, Vol.12-1, (1973), p.40-50.
- [2] Calvert, S. "Venturi and Other Atomizing Scrubbers Efficiency and Pressure Drop," *AIChE J.*, Vol.16, (1970), p.392-296.
- [3] Yung, S.C., Calvert, S., and Barbarika, H.F., "Venturi Scrubber Performance Model," *Environmental Science & Technology*, Vol.12-4, (1978), p.456-459.
- [4] Azzopardi, B.J., and Govan, A.H., "The Modelling of Venturi Scrubbers," *Filtration & Separation*, Vol.23, (1984), p.196-200.
- [5] Azzopardi, B.J., Teixeira, S.F.C.F, Govan, A.H., and Bott, T.R., "An Improved Model for Pressure Drop in Venturi Scrubbers," *Transactions of the Institution of Chemical Engineers, Part B.*, Vol.69, (1991), p.237-245.
- [6] Viswanathan, S., Gnyp, A.W., and Pierre, C.C., "Annular Flow Pressure Drop Model for Pease-Anthony-Type Venturi Scrubbers," *AIChE J.*, Vol.31-12, (1985), p.1947-1958.
- [7] Viswanathan, S., "Examination of Liquid Film Characteristics in the Prediction of Pressure Drop in a Venturi Scrubber," *Chemical Engineering Science*, Vol.53-17, p.3161-3175.
- [8] Amsden, A.A., O'Rourke, P.J., and Butler, T.D., "KIVA-II: A Computer Program for Chemically Reactive Flows with Sprays." *LA-11560-MS*, Los Alamos National Laboratory, (1985).
- [9] Gosman, A.D., Ioannides, E., "Aspects of Computer Simulation of Liquid-Fueled Combustors," *AIAA-81-0323*, (1981).
- [10] O'Rourke, P.J., "Statistical Properties and Numerical Implementation of a Model for Droplet Dispersion in a Turbulent Gas," *Journal of Computational Physics*, Vol.83, (1989), p.345-360.
- [11] Boll, R.H., Flais, L.R., Maurer, P.W., and Thompson, W.L., "Mean Drop Size in a Full Scale Venturi Scrubber via Transmissometer," *Journal of the Air Pollution Control Association*, Vol.24-10, (1974), p.934-938.
- [12] Alonso, D.F., Azzopardi, B.J., Gonçalves, J.A.S., and Coury, J.R., "Drop Size Measurements in a Laboratory Scale Venturi Scrubber," *J. Braz. Soc. Mech. Sci.*, Vol.23-4, (2001).
- [13] Reitz, R.D., "Modeling Atomization Processes in High-Pressure Vaporizing Sprays," *Atomization and Spray Technology*, Vol.3, (1987), p.309-337.