

벤츄리 스크러버 내의 액체 분사 미립화에 대한 수치적 해석

박 순 일^{*1}, 장 근 식^{*2}, 문 윤 완^{*3}, 사 종 엽^{*4}

Numerical Simulation for Atomization of Liquid Jet in Venturi Scrubber

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

Liquid injection in a Venturi Scrubber creates great effect on the dust-collection efficiency and operation cost of venturi scrubbers. We have developed a model that can numerically simulate atomization of the liquid jet in the Venturi Scrubber. This simulation consists of models on liquid column, jet surface breakup, column fracture and secondary droplet breakup. These models have been embedded in the KIVA3-V code. We have calculated such parameters as the jet penetration, jet trajectory, droplet size, velocity field and the volume flux distribution. The results are compared with the experimental data in this paper.

Key Words: 벤츄리 스크러버(Venturi Scrubber), 분사 액체(Liquid Jet), 미립화(Atomization), KIVA 코드

1. 서 론

최근 환경 오염에 대하여 국민적 관심이 높아졌을 뿐만 아니라 관련 법적 규제도 강화되고 있는 추세이다. 그러므로 대기로 방출되는 오염 물질을 제어할 수 있는 장치의 개발과 기존 장치의 효율 향상이 절실하다. 대기 오염 물질을 제어하는 방법은 여과 방식, 원심 방식, 세정 방식 그리고 전기 집진 방식의 4가지로 크게 분류할 수 있다. 본 논문에서는 이러한 여러 방식들 중 0.1~10 μm 크기의 입자를 제어할 수 있는 장치로서 초기 설치비와 운전비가 저렴하고 상대적으로 집진효율이 높은 벤츄리 스크러버에 대해 연구한다. 이 장치는 공기에 섞여 유입되는 오염 입자들이 스크러버 노즐에서 분사되는 액체 제트나 그

액적에 관성 충돌하여 포획되는 원리를 이용한다.

벤츄리 스크러버의 집진효율은 주입되는 액체의 분사량을 늘리거나 공기의 유입속도를 높여 벤츄리 목(throat)에서 액적과 입자간의 상대속도를 증가시킴으로써 향상시킬 수 있다. 그러나 이러한 변화로 인해 압력손실이 커짐으로써 운전비가 증가할 뿐만 아니라 벤츄리 스크러버에 투입되는 액체 유량의 증가로 인해 운전비가 더 늘어난다. 그러므로 벤츄리 스크러버의 성능은 집진효율과 압력손실의 두 가지 요소로 평가하게 된다. 그런데 액체 유량과 공기의 유입속도가 같은 경우에도 노즐로부터 분사된 후 초기 액적의 크기, 액적의 상대속도 및 공간 분포와 같은 액적 특성에 따라 집진효율이 크게 영향을 받는다.[1] 이러한 액적의 특성은 분사 액체의 분해 과정에 의해 결정된다. 따라서 운전비가 적게 들면서도 집진효율이 높은 벤츄리 스크러버를 설계하기 위해서는 분사된 액체로부터 액적들이 분해되는 현상을 해석하여 액적의 크기와 초기 공간 분포와 같은 특성들을 예측하는 것이 절대 필요하다.

*1 학생회원, KAIST 항공우주공학과 대학원

*2 정회원, KAIST 항공우주공학과

*3 비회원, 한국항공우주연구원

*4 정회원, 영남대학교 기계공학과

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

이전의 연구들[2-5]은 벤츄리 스크러버 내부 유동을 1차원으로 가정하여 액체가 분사되자마자 모두 액적들로 분열하여 전단면에 균일하게 분포하는 것으로 보았다. 근본적으로 3차원 현상인 액체 분사 현상을 1차원으로 가정하는 한계로 인해 이들 이전의 모델들은 정확한 성능을 평가하지 못하였다.

Taheri and Sheih[6]은 고정된 위치로부터 액적들이 확산되는 것을 계산하여 액적들의 공간분포를 고려하였고, Viswanathan[7]은 오리피스로부터 분사된 액체가 액적들로 분해되는 거리를 실험식으로부터 구하여 그 위치에서 액적들이 퍼져나가는 것으로 가정하여 계산하였다. 그러나 실제 액체 분사는 Fig. 1에서 보는 것처럼 노즐에서 액체가 분사된 직후 액적 분해 현상이 발생하며 이후에는 액주 분해(column breakup)에 의해 리거먼트(ligaments)와 액적들(droplets)이 생성된다. 또한 이것들은 2차 분해 과정(secondary breakup)을 거쳐 더욱 작은 액적들로 깨어져 퍼져나간다.[8] 액체 분사속도, 분사 오리피스 직경, 공기속도 등과 같은 요인에 의해 액적 분열은 달라지고 또한 이로부터 액적의 공간분포도 변한다.

노즐로부터 분사된 액체는 액주(liquid column), 액주 분열(liquid column fracture)을 통한 액적(droplet) 형성, 액적 분해(droplet breakup)에 의한 보다 작은 액적 생성의 과정을 겪는다. 본 연구에서는 이러한 과정의 액적 분열을 모델링하여 분사 액체의 침투길이(jet penetration), 궤적(trajecory), 액적의 크기와 속도 그리고 액적들의 공간 분포를 수치적으로 계산하고자 한다.

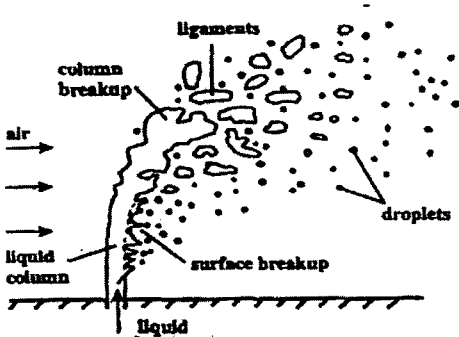


Fig. 1 Sketch of a typical liquid breakup process in an air cross-flow ; reproduced from reference[8]

2. 본 론

2.1 분사 액체의 미립화 모델

대부분의 벤츄리 스크라버는 50~120 m/s의 공기 속도, 1~25 m/s의 액체 분사속도의 범위 내에서 작동하고 분사노즐의 직경은 보통 수 밀리미터 정도이다. 이와 같은 범위 내에서 얻어진 실험식들을 조합하여 액체 미립화 모델을 만들었다.

노즐로부터 분사된 액체는 액주(liquid column)와 액적(droplet)의 형태를 보이는 두 가지 영역으로 나눌 수 있으므로 각각에 대해서 모델링하였다. 우선 액주는 분사 노즐과 같은 직경을 가지는 구형 액적으로 표현하고 항력에 의한 액주의 단면 변화를 고려하여 항력 계수 C_D 는 1.696으로 일정하게 두었다.[8] 액주는 표면파의 성장과 불안정성으로 인해 분열하게 되는데 아래와 같은 액주 분열 시간 t_{db} 가 지난 후에 액주가 분열되는 것으로 가정하였다.

$$t_{db} = 3.44 \frac{D_0}{U_{rel}} \sqrt{\frac{\rho_l}{\rho_g}} \quad (1)$$

여기서 D_0 는 액적의 초기 지름, 즉 액주 지름이고 U_{rel} 는 공기 속도, 아래첨자 l 과 g 는 각각 액체와 공기의 밀도이다.

액주가 분열되기 전에 공기 유동의 전단력에 의해 액주 표면으로부터 작은 액적들이 깨어져 나오는 현상이 생기는데 이는 Reitz의 액적분해모델[9]를 사용하여 해석하였다. 이 때 생성되는 액적의 크기는 실험으로부터 구해진 root-normal 크기 분포로부터 구하였다.[10] 또한 액주는 분해되어 root-normal 크기 분포를 갖는 5개의 액적들로 나누어지는 것으로 가정하였다.[11]

액주들로부터 생긴 액적들의 2차 분해(secondary breakup)는 웨버수(Weber Number) We 에 따라 bag/multimode type과 shear(또는 boundary layer stripping) type으로 영역을 구분하여 모델링하였다. Bag/multimode type분열은 Madabhushi의 모델[11]을 사용하였고 shear type 분열은 Reitz의 모델[9]을 적용하였다. 액적에 대한 항력 계수 C_D 는 액적의 변형을 고려하여 다음의 식으로 구한다

$$C_D = (C_D)_{sphere} \left(2 - \frac{D}{D_0} \right) + (C_D)_{disk} \frac{D}{D_0} \quad (2)$$

여기서 D/D_0 는 공기역학적 힘에 의해 변형된 액적의 직경비이고 $(C_D)_{sphere}$ 와 $(C_D)_{disk}$ 는 구형과 원반에 대한 항력계수이다. D/D_0 는 최대값을 2로 제한한다.

액주 분열과 액적의 bag/multi type 분열의 경우 생성 액적의 크기는 root-normal 분포를 나타내며 SMD(Sauter Mean Diameter)는 다음의 식으로 구한다.[12]

$$SMD = 0.36D_0 \quad (3)$$

2.2 수치해석

기체 유동에 대한 지배 방정식은 시간 평균 Navier-Stokes 방정식이여 $k-\epsilon$ 모델을 사용하여 난류 유동을 해석하였다. 기체와 액체는 질량, 운동량, 에너지를 상호 교환하고 또한 액적 운동에 의해 기체 난류가 영향을 받게 된다. 본 연구에서는 유입되는 기체와 액체의 온도가 모두 상온이므로 증발이 일어나지 않는 것으로 가정하여 질량과 에너지의 교환 없이 운동량만을 기체 운동량 방정식의 소스항으로 추가한다. 또한 액적에 의한 기체 난류 유동 변화를 고려하기 위해 $k-\epsilon$ 방정식에 소스항이 추가된다. 이에 대한 자세한 내용은 참고문헌[13]에 설명되어 있다.

액적 운동 지배 방정식은 액체의 기체에 대한 밀도비가 매우 크므로 다른 힘들은 무시하고 공기역학적 항력만을 고려한 B-B-O 방정식을 사용한다. 기체 난류 성분에 의한 액적의 난류 확산은 KIVA3-V 코드에서 사용한 particle-eddy interaction model를 사용한 통계적 방법(stochastic method)을 그대로 사용하였다.

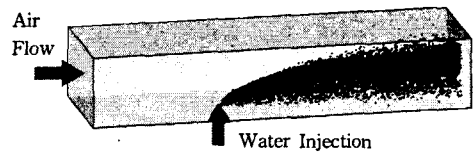


Fig. 2 Atomization of water jet in cross-flowing air in a rectangular duct

3. 결과 및 고찰

상온, 대기압 상태에 있는 사각 덕트 내의 공기 흐름에 수직하게 분사되는 물의 미립화에 대해 수치 해석을 수행하였으며 Fig. 2는 이에 대한 개략도이다. 분사 노즐의 직경은 0.5 mm 이고 공기의 유입 속도는 103 m/s 이다. 물의 분사 속도는 12.8, 19.3, 29 m/s 의 세 경우에 대해 계산하였고 공기에 대한 물의 모멘텀 플럭스 비(water-to-air momentum flux ratio) $J(= \rho_w u_w^2 / \rho_a u_a^2)$ 는 각각 9.5, 21.7, 48.8 이다.

물이 분사된 이후 액주의 궤적 (column trajectory)을 Wu et al.[8]의 실험으로부터 구해진 관계식과 비교한 결과가 Fig. 3 에 나타나 있다. x축은 공기흐름에 수직한 방향의 좌표이고 y축은 공기의 흐름방향 좌표이다. 그림에서 보는 바와 같이 실험 관계식과 잘 일치하고 있다. 분사 속도가 증가할수록 관성력에 의해 덕트 안쪽으로 더 많이 침투하는 것을 확인할 수 있다. 이는 Fig. 4의 액주 분열에 대한 결과로부터도 확인할 수 있다. x축은 공기에 대한 물의 모멘텀 플럭스 비 J 를 나타내고 y축은 공기흐름 방향에 수직한 방향으로 분사 노즐로부터 액주 분열까지의 거리를 말한다. 실험 관계식[8]은 액체의 분사 속도가 증가할수록 액체는 공기 흐름 속

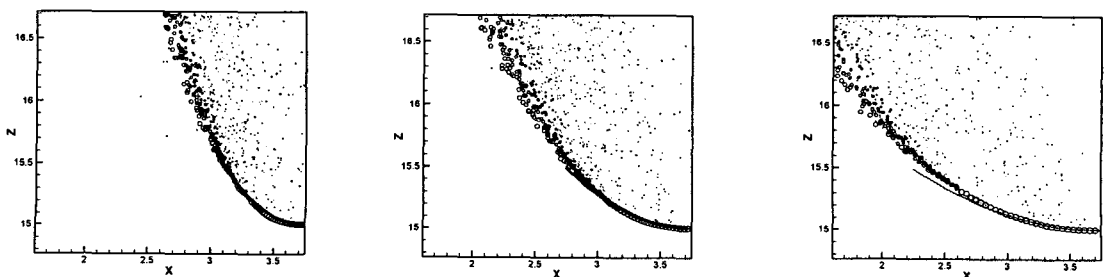


Fig. 3 Trajectories of liquid column (solid line ; correlation from experimental data)



으로 깊이 침투하는 것을 보여준다. 본 연구의 수치 해석 결과는 실험 관계식보다는 침투 깊이를 짧게 예측하고 있지만 분사 속도의 증가에 따른 침투 깊이가 증가하는 경향성은 잘 나타내고 있다.

공기 흐름방향으로 분사 노즐로부터의 거리가 직경의 300배 되는 위치에서 액적의 체적 유량(droplet volume flux), 흐름 방향 속도(streamwise velocity) 그리고 SMD은 Fig. 5 에 나타내었다. y축은 사각 덕트에서 폭 방향으로의 중심 단면에서 물의 분사 방향으로, 즉 공기흐름에 수직한 방향으로 노즐로부터의 거리를 말한다.

액적의 체적 유량은 분사 속도가 증가함에 따라 최대값을 위치가 위쪽으로 옮겨가는 것을 실험결과 [14]와 수치해석 결과 모두에서 확인할 수 있다. 계

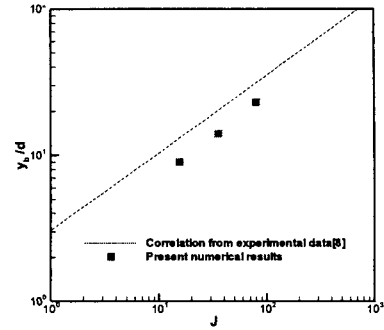


Fig. 4 Liquid column fracture heights

산 결과는 대체로 실험과 일치하고 있지만 절대값에서의 차이는 상당부분 실험 측정치의 불확실성에서 비롯되는 것으로 판단된다. 액적의 흐름 방향 속도와

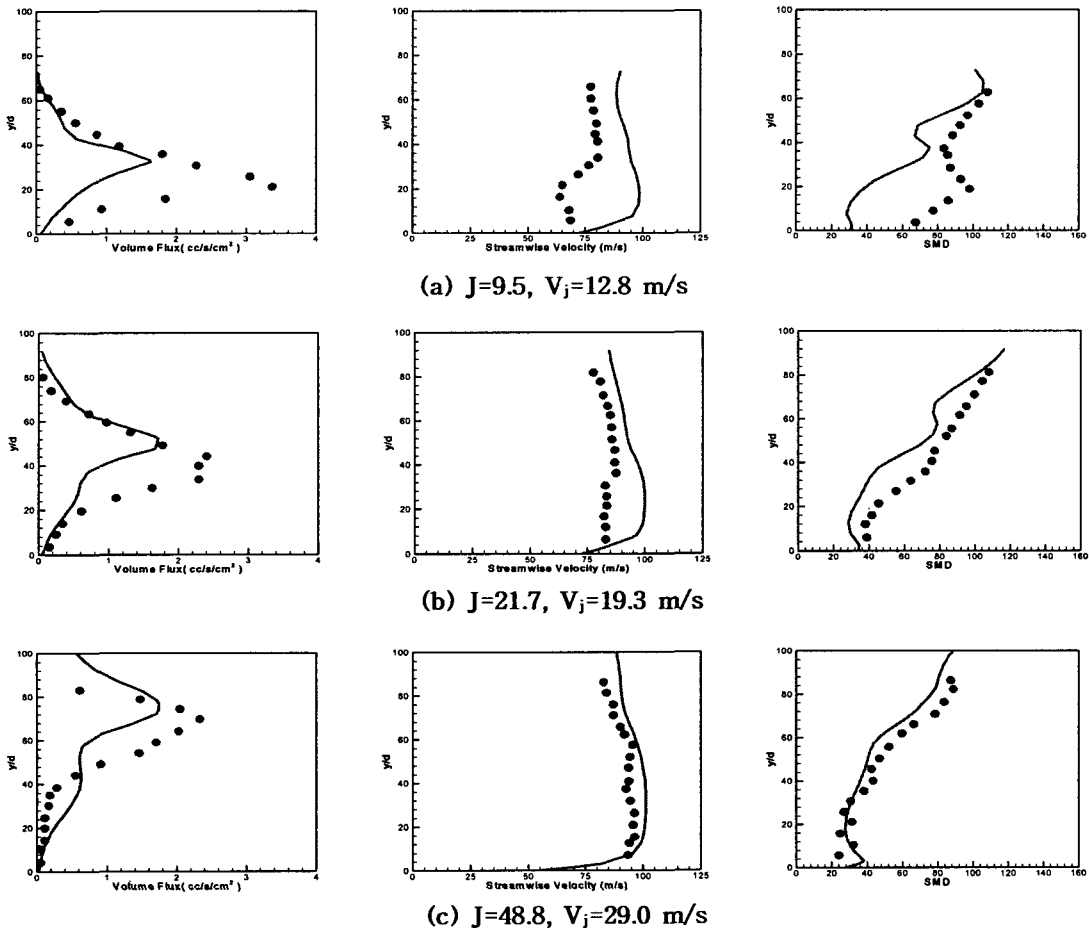


Fig. 5 Centerline profiles of droplet volume flux, streamwise velocity, and Sauter mean diameter (● ; experimental data[14], solid line ; calculation)

SMD에 대해서도 실험결과와 유사한 결과를 보여준다. 액적 속도는 전 단면에 대해 일정한 속도 분포를 가진다. 또한 큰 액적은 작은 액적과 비교해서 보다 큰 관성력을 가지므로 SMD는 위쪽으로 갈수록 커지는 것을 확인할 수 있다. 분사 속도가 12.8 m/s 인 경우에는 분사된 물은 공기로부터 모멘텀을 많이 전달받음으로써 Fig. 3에서 보는 바와 같이 흐름 방향으로 많이 휘게 되므로 액주의 뒷면에 후류(wake)가 발생하게 된다. 그러나 본 수치해석에서는 후류에 대한 영향을 고려하지 않았으므로 Fig. 5에서 보는 바와 같이 액적의 속도와 SMD의 수치해석 결과가 실험과 맞지 않은 것으로 판단된다.

4. 결 론

벤츄리 스크러버 내부의 액체 분사 미립화 현상을 수치적으로 해석하기 위해 벤츄리 스크러버가 일반적으로 작동하는 조건에 대한 액적 분열 모델을 개발하였고 이를 검증하기 위해 사각 덕트 내의 공기 흐름에 수직한 물 분사를 수치 해석하여 실험과 비교하였다. 액주의 침투 길이, 액주의 궤적, 액적의 체적 유량, 액적의 흐름 방향 속도 그리고 SMD를 계산하였고 대체로 실험과 잘 일치하는 결과를 얻었다. 다만 액체의 분사속도가 작은 경우에는 액주 후방에 후류가 발생하는데 이를 고려하지 못함으로써 계산 결과가 실험과 많은 차이를 보였다.

액체의 분사 속도가 증가할수록 침투 길이는 길어지며 최대 액체 유량의 위치는 노즐로부터 멀어진다. 또한 액적의 속도는 전단면에서 비교적 일정하며 노즐로부터 멀어질수록 액체의 크기는 커지는 것을 확인할 수 있었다.

참고문헌

- [1] Gonçalves, J.A.S., Costa, M.A.M., Henrique, P.R., Coury, J.R., "Atomization of liquids in a Pease-Anthony Venturi Scrubber Part I. Jet Dynamics," *Journal of Hazardous Materials*, Vol. 97, (2003), p.267-279.
- [2] Calvert, S. "Venturi and Other Atomizing Scrubbers Efficiency and Pressure Drop," *AIChE J.*, Vol.16, (1970), p.392-296.
- [3] Boll, R.H., "Particle Collection and Pressure Drop in Venturi Scrubbers," *Ind. Eng. Chem. fundam.*, Vol.12-1, (1973), p.40-50.
- [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] Taheri, M. and Sheih, C.M., "Mathematical Modeling of Atomizing Scrubbers," *AIChE Journal*, Vol. 21, No. 1, (1975), p.153-157.
- [7] Viswanathan, S., "Modeling of Venturi Scrubber Performance", *Ind. Eng. Chem. Res.*, Vol. 36, (1997), p.4308-4317.
- [8] Wu, P.K., Kirkendall, K.A., Fuller, R.P., "Breakup Processes of Liquid Jets in Subsonic Crossflows," *Journal of Propulsion and Power*, Vol. 13, No. 1, (1997), p.64-73.
- [9] Reitz, R.D., "Modeling atomization processes in high-pressure vaporizing sprays," *Atomization and Spray Technology*, Vol. 3, (1987), p. 309-33.
- [10] Hsiang, L.P., and Faeth, G.M., "Near-Limit Drop Deformation and Secondary Breakup," *Int. J. of Multiphase Flow*, Vol. 18., No. 5, (1992), p.635-652.
- [11] Madabhushi, R.K., "A model for numerical simulation of breakup of a liquid jet in crossflow," *Atomization and Sprays*, Vol. 13, (2003), p. 413-424.
- [12] Chou, W.H., Faeth, G.M., "Temporal properties of secondary drop breakup in the bag breakup regime," *Int. J. of Multiphase Flow*, Vol. 24., (1998), p. 889-912.
- [13] 박순일, 장근식, 문운완, 2004, "오일러-라그랑지 방법을 이용한 벤츄리 스크러버의 압력강하 계산," 한국전산유체공학회 2004년 춘계학술대회 논문집, p. 190-195.
- [14] Wu, P.K., Kirkendall, K.A., Fuller, R.P., "Spray Structures of Liquid Jets Atomized in Subsonic Crossflows", *Journal of Propulsion and Power*, Vol. 14, No. 2, (1998), p.173-182.