

배연탈황설비 흡수탑 내 연소가스 및 슬러리의 거동에 관한 수치해석적 연구

Numerical Analysis on the Flue Gas Flow and Slurry Behavior in the Absorber of a Flue Gas Desulphurization (FGD) System

최 청 렬*

에니텍 (주)

(2007년 4월 8일 접수, 2007년 8월 2일 채택)

Choeng Ryul Choi*

ENITECH

(Received 8 April 2007, accepted 2 August 2007)

Abstract

Numerical analysis had been performed to understand flow characteristics of the flue gas and slurry in the absorber of a flue gas desulphurization (FGD) system using computational fluid dynamics (CFD) technique. Two-fluid (Euler-Lagrangian) model had been employed to simulate physical phenomenon, which slurry particles injected through slurry spray nozzles fall down and bump into the flue gas inflowing through inlet duct. It was not necessary to adopt pre-defined pressure drop inside the absorber because interaction between flue gas and slurry particles was considered. Hundreds of slurry spray nozzles were considered with the spray velocity at the nozzles, swirl velocity and spreading angle. The results note that the flow disturbance of flue gas is found at the bottom of the absorber, and the current rising with high speed stream is observed in the opposite region of the inflow duct. The high speed stream is reduced as the flue gas goes up, because the high speed stream of flue gas dumps falling slurry particles due to momentum exchange between flue gas and slurry particles. In spite of some disproportion in slurry distribution inside the absorber, escape of slurry particles from the absorber facility is not observed. The pressure drop inside the absorber is mainly occurred at the bottom section.

Key words : Flue gas desulphurization system, FGD, Absorber, Slurry, Flue gas

1. 서 론

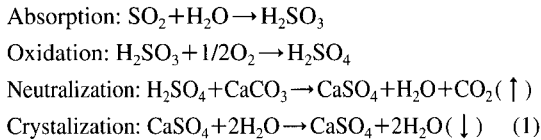
환경오염은 산업발전에 따른 불가피한 문제로 인

식되어 왔으나, 현재는 세계 각국의 산업구조 고도화에 따른 화석연료 사용의 증가로 환경오염물질 배출량이 급증하여 지구 온난화, 광화학 스모그, 산성비 등에 의한 환경오염 및 생태계 파괴문제가 국제적으로 문제화되고 있다(Lee *et al.*, 2001). 이에 따라 우리나라에서도 환경규제정책을 점진적으로 강화하기

*Corresponding author.
Tel : +82-(0)31-476-0901, E-mail : choicr@empal.com

에 이르렀으며 1999년 1월부터 국내 화력발전소의 이산화황 배출 기준이 120~150 ppm으로 적용되고 있어 가까운 장래에 더 엄격한 기준이 적용될 것으로 전망된다(이상권과 서정호, 1995).

배연탈황(FGD, Flue Gas Desulphurization)은 화석 연료 중에 포함되어 있는 유황분이 연소되어 발생한 연소가스 중의 황산화물을 화학적 또는 물리적인 방법으로 제거하고, 처리된 가스는 연돌을 통해 대기로 배출하는 기술의 총칭으로서, 황산화물의 제거방법에 따라 여러 공정으로 분류하고 있다(Lee et al., 2001; 권정순, 2000; 홍진표, 2000; 최병순 등, 1994). 흡수탑에서의 반응 효율을 재고하기 위하여 연소가스는 흡수탑으로 유입되기 전에 gas cooler에서 연소가스의 온도를 고온에서 저온으로 냉각시킨다. 흡수탑 내부에는 연소가스의 황성분을 제거하기 위하여 슬러리 분사노즐이 총별로 설치되어 있고, 균일하게 분사되도록 설계되어 있다. 분사된 slurry는 흡수탑 중앙 및 벽을 타고 내려오면서 유입덕트를 통과한 연소가스와 만나게 된다. 이 과정에서 연소가스와 slurry 사이의 화학반응에 의해 배기가스 내에 황성분이 제거된다. 흡수탑 내 황성분 제거와 관련된 주요반응은 다음과 같다(정석용 등, 2003).



흡수탑 내에서 이러한 반응을 촉진시키기 위해서는 적절한 흡수재의 선택과 더불어 연소가스와 흡수재 사이의 균일한 접촉을 유지하는 것이 중요하다. 이를 위해서는 흡수탑 내에서 연소가스가 균일한 속도로 장치 내를 통과하게 하고 분사된 흡수재가 또한 균일한 분포를 가지면서 낙하하게 설계하여야 한다. 하지만 그림 1에 보여지는 바와 같이 흡수탑의 설계 형태에 의해서 흡수탑 내에서 연소가스의 상승 속도 분포가 불균일하게 형성될 가능성이 높기 때문에 연소가스 주입구의 위치 및 크기, 흡수재의 분사노즐의 배치와 같은 형상적인 설계인자와 더불어 단위 시간당 유입되는 연소가스 및 흡수재의 적절한 양을 결정하는 것이 흡수탑의 최적 설계에 있어서 중요하다. 또한 흡수탑에서 발생하는 압력강하를 정확히 해석하는 것이 전체적인 탈황설비의 동력설계

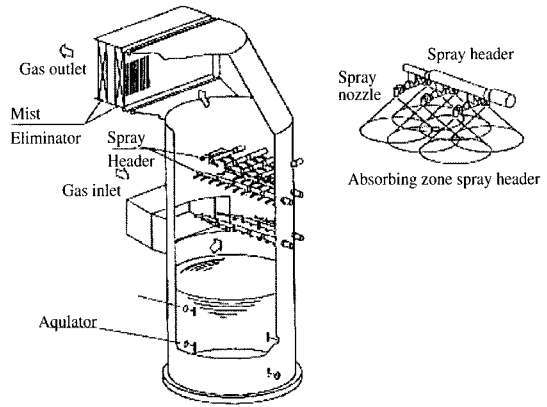


Fig. 1. Schematic diagram of an absorber.

를 하는 데에 매우 중요하다. 설비 자재의 부식방지와 수명연장을 위해서는 주입된 slurry 입자들이 흡수탑 설비 외부로 유출되지 않도록 하여야 한다. 하지만 흡수탑 내에서의 유동이 연소가스와 흡수재가 반대 방향으로 흐르면서 운동량 교환이 발생하여 매우 복잡한 3차원 유동을 유발하므로 단순한 계산에 의해서 흡수탑의 최적설계에 필요한 설계요소를 파악하는 것이 쉽지 않다(배진효 등, 2000).

본 연구에서는 습식 배연탈황 설비의 효율 향상을 위한 최적 설계와 설비의 수명연장을 위하여 흡수탑에서의 유동특성을 파악하고자 전산유체역학 기법을 이용하여 해석을 수행하였다. 탈황설비의 흡수탑 내의 유동을 해석하기 위해서는 몇 가지 어려운 해석적인 문제가 있다. 첫째는 기체상인 연소가스와 액체상인 흡수재 사이에서 발생하는 상호 운동량 교환을 적절히 처리해야 한다. 둘째, 흡수탑의 상부에 위치한 수 백 개의 slurry 분사 노즐과 분사노즐의 물리적인 특성을 고려하여 해석하는 것이다. 흡수탑 내의 유동 해석에 대한 기존의 연구내용을 보면 이러한 수치해석적 어려움으로 인하여 조직적 연구가 이루어지지 않았을 뿐만 아니라, 기존 연구에서 상기에 언급한 해석적인 어려움으로 인하여 해석 방법들을 매우 단순화하였다. 예를 들면 slurry에 의한 영향을 무시하고 연소가스에 대한 해석만을 하였거나, slurry에 의한 영향을 압력손실 혹은 유동저항의 개념으로 처리하여 해석을 수행하였다. 이렇게 하는 경우 흡수탑 내에서 slurry 입자의 거동을 파악하는 것이 불가능

하며, 얻어진 결과는 실제 흡수탑 내에서의 연소가스와 slurry 입자간의 상호작용을 무시하였기에 정확한 해석결과를 기대하기 어렵다(정석용 등, 2003).

그래서 본 연구에서는 기존의 흡수탑 내의 유동 해석에서 압력강하 값으로 단순화한 것과는 달리 slurry 입자의 운동을 직접 고려하기 위하여 Euler-Lagrangian model을 사용하여 slurry 입자를 노즐을 통해 분사시켜 연소가스와 부딪쳐 떨어지는 물리현상을 고려하였다. 또한, 각 층마다 수 백여 개의 분사 노즐을 고려하였고, 노즐에서의 분사속도 및 스프레이 각도, 퍼짐각 등을 고려하여 해석을 수행하였다. 본 연구에서 사용된 연소가스와 slurry 입자간의 운동량 교환과 slurry 분사 노즐의 처리 기법은 향후 흡수탑 내의 유동특성 파악을 위한 전산해석에 유용하게 사용될 수 있을 것이다.

2. 해석 방법

2.1 수학적 모델링 및 해석 모델

흡수탑 내의 유동장을 해석하기 위하여 FLUENT 6.0을 사용하였으며, 3차원 정상상태로 가정하여 계산을 수행하였다. 연속방정식과 운동량방정식을 사용하였으며, 난류의 영향을 고려하기 위하여 standard k-ε 난류모델을 적용하였다. 흡수탑의 상부 3개 층에 설치된 다수의 slurry 분사노즐을 통하여 분사되는 slurry의 거동을 모사하기 위하여 spray 노즐을 통해 분사되는 slurry를 단일 직경을 가지는 다수의 구형 액적의 덩어리로 가정하여 해석을 수행하였으며, 이 액적의 거동을 계산하기 위하여 추가로 Lagrangian 기법을 사용하는 입자 거동 방정식을 사용하였다.

연속방정식과 Reynolds-averaged Navier-Stokes (RANS) 방정식은 다음과 같다.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_i} (\rho u_i) = 0 \quad (2)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t} (\rho u_i) + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho u_j u_i) = & -\frac{\partial p}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\mu \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right. \right. \\ & \left. \left. - \frac{2}{3} \delta_{ij} \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \right) \right] + \frac{\partial}{\partial x_j} (-\overline{\rho u_i' u_j'}) + \overline{F} \end{aligned} \quad (3)$$

위 식에서 \overline{F} 는 slurry 액적에 의한 영향을 나타내며, Boussinesq 가설(Hinze, 1975)에 의하여 Reynolds

stress는 다음과 같다.

$$-\overline{\rho u_i' u_j'} = \mu_t \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} \left(\rho k + \mu_t \frac{\partial u_k}{\partial x_k} \right) \delta_{ij} \quad (4)$$

난류운동에너지, k와 난류소산율, ε 방정식은 다음과 같다.

$$\frac{\partial}{\partial t} (\rho k) + \frac{\partial}{\partial x_i} (\rho k u_i) = \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + G_k - \rho \epsilon \quad (5)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t} (\rho \epsilon) + \frac{\partial}{\partial x_i} (\rho \epsilon u_i) = & \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\epsilon} \right) \frac{\partial \epsilon}{\partial x_j} \right] \\ & + C_{1\epsilon} \frac{\epsilon}{k} (G_k - C_{3\epsilon} G_b) - C_{2\epsilon} \rho \frac{\epsilon^2}{k} \end{aligned} \quad (6)$$

이 방정식에서, G_k 는 평균속도 구배로 인한 난류에너지 생성을 나타낸다. $C_{1\epsilon}$, $C_{2\epsilon}$, $C_{3\epsilon}$ 는 각각 난류상수이며, σ_k 와 σ_ϵ 는 k과 ε에 대한 난류 Prandtl 수를 나타낸다. 난류점성계수, μ_t 는 k와 ε으로 부터 계산된다.

$$\mu_t = \rho C_\mu \frac{k^2}{\epsilon} \quad (7)$$

그 외의 모델 상수는 다음과 같다.

$$C_{1\epsilon} = 1.44, C_{2\epsilon} = 1.92, C_\mu = 0.09, \sigma_k = 1.0, \sigma_\epsilon = 1.3 \quad (8)$$

Slurry 액적 입자의 거동방정식

흡수탑의 상부에 설치된 다수의 slurry spray 노즐로부터 분사되는 slurry의 거동을 해석하고자 입자의 운동방정식을 추가로 고려하였다. Lagrangian 격자계에서 입자 지배방정식은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\frac{du_p}{dt} = F_D(u - u_p) + \frac{g_x(\rho_p - \rho)}{\rho_p} \quad (9)$$

여기서, u는 연소가스의 속도, u_p 는 slurry 액적의 속도, ρ는 연소가스의 밀도, ρ_p 는 slurry 액적의 밀도이다. F_D 는 입자의 저항력이다.

$$F_D = \frac{18\mu}{\rho_p d_p^2} \frac{C_D Re}{24} \quad (10)$$

F_D 는 연소가스의 운동량방정식인 식(3)의 \overline{F} 에 해당되며 운동량 sink로서 작용한다. 여기서, μ는 연소가스의 분자점성계수이고 d_p 는 slurry 액적의 직경이다. Re는 다음과 같이 정의한다.

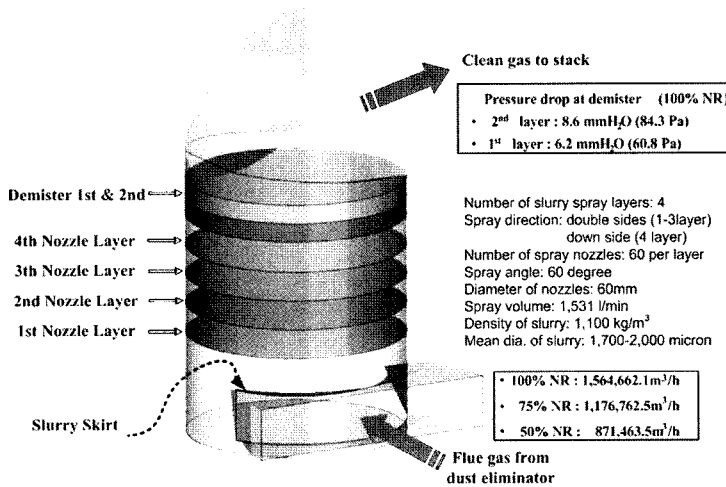


Fig. 2. 3D calculation model of absorber.

$$Re = \frac{\rho_d |u_p - u|}{\mu} \quad (11)$$

저항계수, C_D 는 다음과 같다.

$$C_D = \frac{24}{Re} (1 + b_1 Re^{b_2}) + \frac{b_3 Re}{b_4 + Re} \quad (12)$$

여기서,

$$\begin{aligned} b_1 &= \exp(2.3288 - 6.4581\phi + 2.4486\phi^2) \\ b_2 &= 0.0964 - 0.5565\phi \\ b_3 &= \exp(4.905 - 13.8944\phi + 18.4222\phi^2 - 10.2599\phi^3) \\ b_4 &= \exp(1.4681 + 12.2584\phi - 20.7322\phi^2 + 15.8855\phi^3) \end{aligned} \quad (13)$$

의 Haider and Levenspiel (1989) 모델을 사용하였다. 형상계수, ϕ 는 다음과 같이 정의된다.

$$\phi = \frac{s}{S} \quad (14)$$

여기서, s 는 입자 체적과 동일한 구의 표면적을 나타내며, S 는 입자의 실제 표면적을 나타낸다.

액적의 난류효과는 stochastic discrete particle approach (Daly and Harlow, 1970; FLUENT 6.0 manual)을 사용하여 고려하였다.

해석은 FLUENT 6.0에서 수행되었으며, First-order upwind scheme을 적용하였고, 압력-속도해는 SIMPLE

(Semi-Implicit Method for Pressure-Linked Equations) (Patankar, 1980)를 이용하여 구하였으며, 연소가스에 대하여 벽면에서는 점착(no-slip) 조건을 적용하여 정상해를 구하였으며, slurry 액적 입자에 대해서는 벽면에 충돌하는 경우에 벽면을 따라 흘러 내리도록 계산 조건을 설정하였다.

2. 2 해석모델 및 계산조건

흡수탑 내의 연소가스의 유동양식과 slurry의 거동을 해석하기 위하여 흡수탑의 3차원 형상이 현재 국내 시공 중인 탈황설비를 모델로 하여 모델링 되었으며, 그림 2에 나타내었다. 흡수탑의 입구부터 출구까지가 해석 대상이며, 유입구로의 slurry의 역류를 방지하기 위하여 slurry skirt를 설치하였다. 4개 층에 걸쳐서 설치된 slurry spray 노즐 및 slurry 공급 배관 들은 형상 모델링 과정에서 고려하지 않았다. 그러나 slurry 노즐 및 구조물에 의한 영향은 해석 과정에서 다공성 매질로 처리하였다. Reheater로 배출되는 slurry의 유출을 막기 위하여 흡수탑의 상부에 설치된 2층의 demister는 형상 작업 과정에서는 각각의 영역으로만 지정하고 해석과정에서 다공성 매질로 처리하여 m_i 에 의한 압력강하를 고려하였다.

표 1에 FGD system 흡수탑의 운전 조건을 나타내었다. slurry 주입 노즐은 4단으로 배치되어 있으며, 각 단에는 60개의 slurry 분사 노즐이 균일하게 설치

Table 1. Operation condition of the absorber.

Number of slurry spray layer	4 layers
Spray direction of slurry nozzles	1~3 layer: up & down 4 layer: down
Number of slurry spray nozzle	60 ea. (one layer)
Spray angle	120°
Diameter of spray nozzle	60 mm
Flow rate of spray	1,531 L/min (one nozzle)
Slurry density	1,100 kg/m ³
Averaged diameter of slurry droplet	1,700~2,000 micron
Pressure drop (Demister)	1st layer: 6.2 mmH ₂ O 2nd layer: 8.6 mmH ₂ O
Flow rate of flue gas	100%NR: 1,564,662.1 m ³ /h 75%NR: 1,176,762.5 m ³ /h 50%NR: 871,463.5 m ³ /h

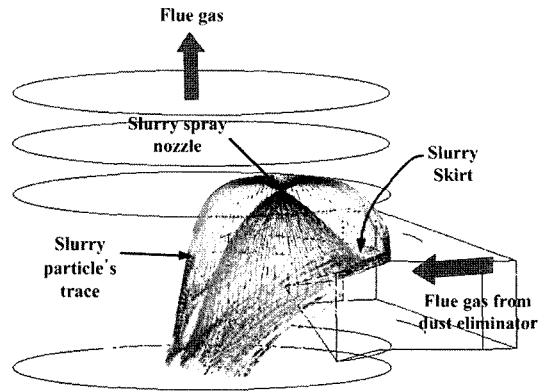


Fig. 4. Traces of slurry particles sprayed by one spray nozzle (100%NR).

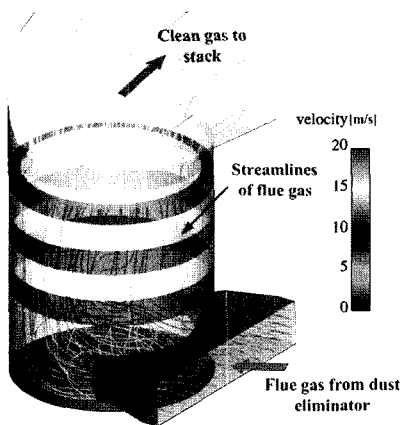


Fig. 3. Pathlines of flue gas inside absorber (100%NR).

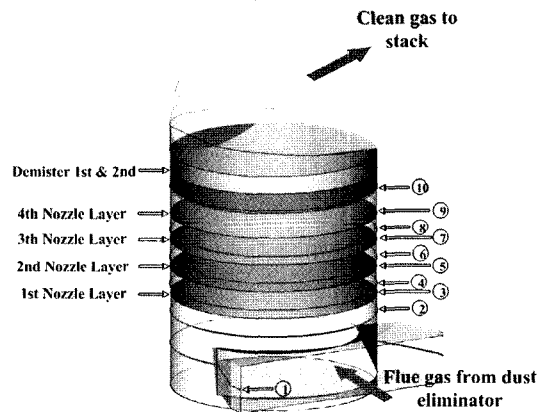


Fig. 5. Monitoring position.

되어 있다. 1~3단에 설치된 분사 노즐은 상하 양방향으로 분사하는 노즐이며 분사각은 120°, 분사된 slurry 입자의 입경은 1,700~2,000 μm이다. 4단에 설치된 노즐은 아랫 방향으로만 분사되는 노즐이다. 현재의 해석에서는 정상운전 조건인 1~3층에 설치된 slurry spray 노즐을 통해서만 slurry가 분사되는 경우에 대하여 해석을 수행하였다.

3. 해석 결과

전체해석은 100%NR (Normal Rating), 75%NR 그

리고 50%NR의 세가지 운전조건에 대하여 수행되었다. 100%NR 조건에서의 해석결과를 검토한 후, 운전 조건에 따른 변화를 기술하였다.

흡수탑 내로 유입된 연소가스의 궤적(pathline)을 그림 3에 나타내었다. 유입된 연소가스는 유입 후, 유입구 반대 쪽으로 흐른 후에 상부로 이동한다. 1~3층의 노즐 층을 지나는 동안 하강하는 slurry와 부딪혀 흡수탑의 중심부에서는 복잡한 거동을 나타낸다. 이후 slurry spray 노즐 층을 지나면서 좀 더 단순한 흐름을 보여준다.

하나의 slurry 분사 노즐을 통하여 분사된 slurry 입자들의 궤적을 보면(그림 4), 상방으로 분사된 입자

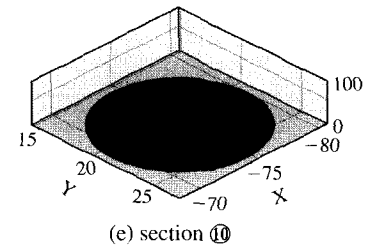
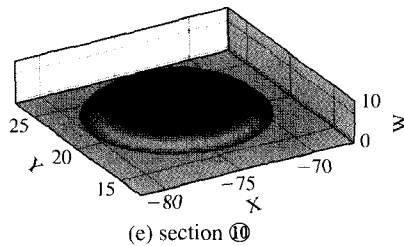
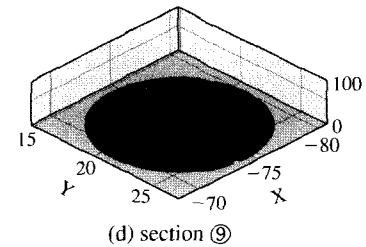
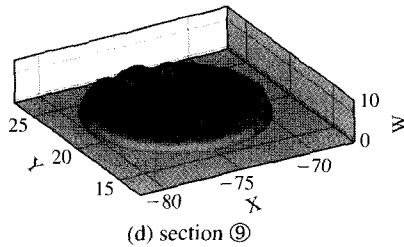
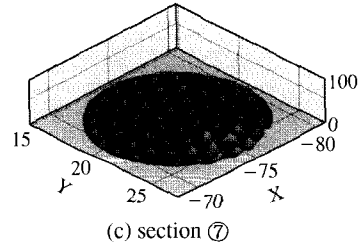
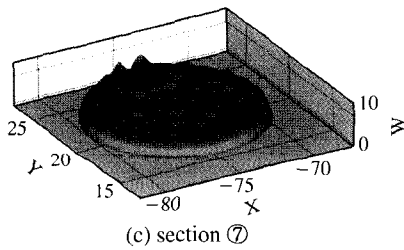
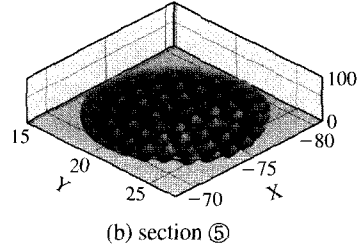
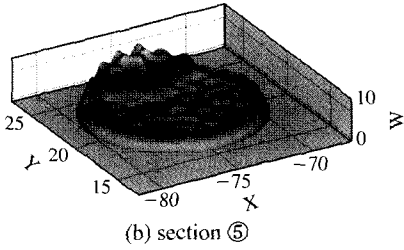
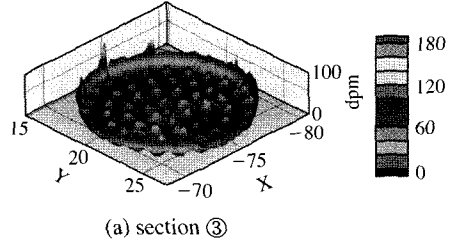
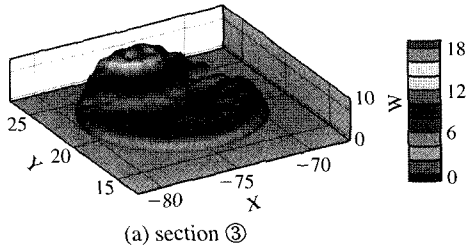


Fig. 6. Contour surface of velocity magnitude (m/s) of flue gas (100%NR).

Fig. 7. Concentration distribution of slurry (100%NR).

들은 일정 정도 상승 후 중력에 의하여 낙하하는 것을 볼 수 있다. 분사된 입자들은 유입구를 통하여 유입된 고속의 연소가스에 의하여 유동방향에 큰 영향

을 받는 것을 알 수 있다. 이러한 영향은 현재 고려된 Euler-Lagrangian 모델을 통하여 연소가스와 slurry 입자들 간의 운동량 교환에 의한 효과를 반영한 결과이다.

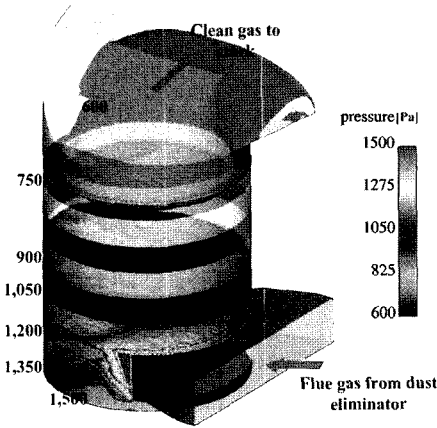


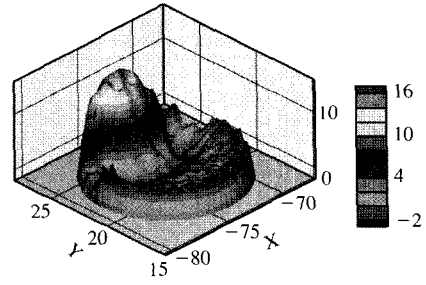
Fig. 8. Pressure distribution inside absorber (100%NR).

각 단면에서의 유속분포와 slurry의 농도 분포를 확인하기 위해 생성된 수평단면의 위치를 그림 5에, 각 단면에서의 유속분포를 그림 6에 나타내었다. 흡수탑 하부에서는 유입된 연소가스의 상승속도가 유입구 반대 영역에서 크게 나타났으며, 상부로 갈수록 slurry와 부딪혀 상승 유속의 분포가 점차 균일화되는 경향을 보였다. Demister 유입단면에 이르러서는 거의 균일한 상승 유속분포를 나타내었다.

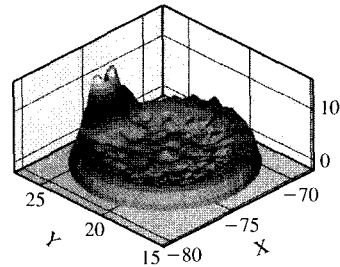
각 단면에서의 slurry의 농도분포를 그림 7에 나타내었다. 그림 7(a)~(c)를 보면 내부에서 고농도 영역이 일정하게 나타나는데 이는 slurry 분사노즐과 인접한 영역이기 때문이다. 흡수탑의 벽면에 인접하여 설치된 slurry 분사노즐을 통하여 분사된 slurry의 일부가 벽면을 따라 흘러내리기 때문에 그림 7(a)에서와 같이 벽면에서 상당한 고농도 영역이 관찰되었다.

흡수탑으로부터 slurry 입자들이 reheater 쪽으로 유출되면 전체 탈황설비의 수명에 심각한 손상을 유발할 수가 있다. 하지만 현재의 해석에 따르면 흡수탑에서 외부로 유출되는 slurry는 관찰되지 않았다(그림 7(c)).

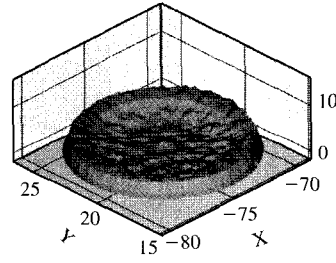
흡수탑 내부에서의 압력분포를 그림 8에 나타내었다. 압력변화가 흡수탑의 아래 영역에서 크게 나타났으며, 압력강하는 주로 유입구 측과 연소가스와 slurry의 충돌이 활발한 하부영역에서 주로 발생하는 것을 볼 수 있다. 이러한 결과는 기존의 연구에서 흡수탑 전체에 대하여 압력강하를 인위적으로 설정하여 해석한 방법에 오류가 있었음을 보여주는 것이다.



(a) 100%NR



(b) 75%NR



(c) 50%NR

Fig. 9. Contour surface of velocity magnitude (m/s) of flue gas (section ③).

운전조건에 따른 흡수탑 내에서의 유동변화를 관찰하기 위하여 그림 9와 그림 10에 100%NR, 75%NR 그리고 50%NR의 세가지 운전조건에 대하여 수행된 해석 결과를 나타내었다. 장치 내 하부영역에서 연소가스의 거동이 매우 복잡하고 상부로 올라 갈수록 slurry 입자와의 운동량 교환에 의하여 유동장이 안정화되는 전반적인 유동형태는 거의 유사하게 나타났다. 하지만 흡수탑의 하부에서의 유동에는 다소간의 차이가 관찰되었다. 하부영역에서 연소가스의 상승속도는 연소가스의 유입유량이 감소함에 따라 유입구의 반대측에서 관찰되는 고속의 연소가스 상승속도가 현저히 감소하는 경향을 보였다(그림 9). 흡

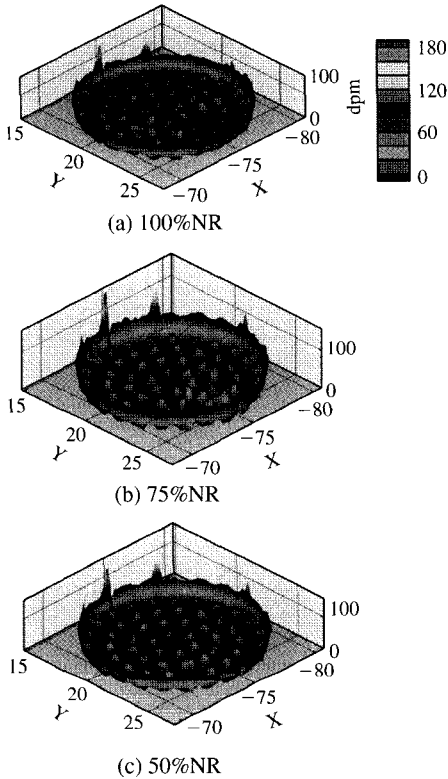


Fig. 10. Concentration distribution of slurry (section ③).

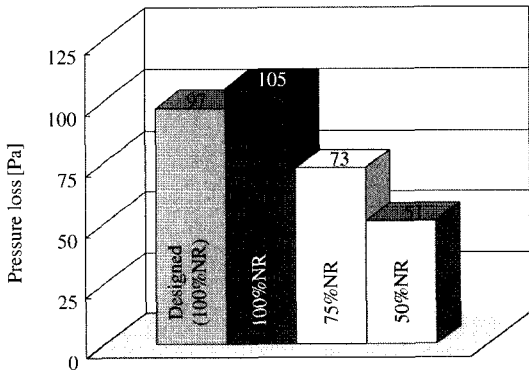


Fig. 11. Pressure loss in absorber.

수탑 내 slurry의 분포 형태는 운전조건의 변화에 의해 다소 차이가 발생하였으나 큰 변화는 유발되지 않았다(그림 10).

운전조건에 따른 흡수탑 내에서 발생하는 압력손

실을 그림 11에 나타내었다. 100%NR 운전조건에서의 압력손실은 105 mmH₂O로서 이론 설계값인 97 mmH₂O와 비교해서 약 10% 정도 크게 평가되었다. 이러한 차이는 이론설계 시에는 흡수탑 내의 매우 복잡한 3차원 유동특성을 반영하지 않았기 때문으로 사려된다. 연소가스의 유입유량이 감소함에 따라 흡수탑 내 압력손실 또한 거의 선형적으로 감소하는 결과를 보였다. 따라서 흡수탑 내 압력손실에 가장 큰 영향인자는 유입되는 연소가스의 양임을 알 수 있었다.

4. 결 론

습식 배연탈황 설비의 효율 향상과 설비의 수명연장을 도모하기 위해 흡수탑에서의 유동특성을 파악하기 위해 전산유체역학 기법을 이용하여 해석을 수행하였다. 기존의 흡수탑 내의 유동 해석의 경우에 연소가스와 slurry 입자간의 운동량교환에 의한 압력강하를 단순히 압력강하 값으로 고려한 것과는 다르게 slurry 입자와 연소가스간의 운동량교환을 고려하여 slurry 입자의 거동과 연소가스의 거동을 함께 해석함으로써 기존의 해석방식에 의한 결과보다는 물리적 현상에 더욱 가까운 해석을 수행할 수 있었다. 3단의 노즐분사 영역은 기존의 연구방법에서 단순히 미리 산정된 압력강하 값을 설정한 것과는 달리, 연소가스와 slurry 입자의 실제 유동에 의하여 계산되도록 하였다. 이를 위하여 각 층마다 수 백여 개의 분사 노즐을 고려하였고 노즐에서의 분사속도 및 스월속도, 피침각 등을 실제와 동일하게 고려하여 해석을 수행하였다.

해석 결과, 연소가스와 slurry 입자와의 운동량교환을 고려하기 위하여 사용된 기법은 흡수탑 내에서 이들간의 상호작용을 매우 잘 묘사하였고, 수 백 개의 slurry 분사노즐을 단순한 가정 없이 고려하는 기법은 개별적인 slurry 입자를 추적하는 데에 상당한 계산 시간이 소요되기는 하였지만 개별입자의 궤적을 추적하고 이에 의한 영향을 고려할 수 있다는 점에서 매우 효과적이었다.

흡수탑의 하부에서는 연소가스의 유동교란과 유입구 반대편으로의 상승 유속의 편향이 심하게 나타나고, 낙하하는 slurry와 부딪혀 상부로 올라갈수록 낙

하하는 slurry와 부딪혀 유동편향이 상당히 감소하여, demister 유입 단면에 이르러서는 상당히 균일한 상승 유속분포를 나타내었다. 흡수탑 내부에서 약간의 slurry 농도의 불균일함이 발견되었으나, 흡수탑 설비 외부로의 slurry의 배출은 발생하지 않는 것으로 보여진다. 흡수탑 내의 압력강하는 주로 하부영역에서 매우 복잡하게 발생하였다.

본 연구에서 사용된 연소가스와 slurry 입자간의 운동량 교환과 slurry 분사 노즐의 처리 기법은 향후 흡수탑 내의 유동특성 파악을 위한 전산해석에 유용하게 사용될 수 있을 것으로 판단되며, scrubber를 비롯한 여러 대기배출시설에 대한 유동해석에 활용될 수 있을 것이다.

참 고 문 헌

- 권정순(2000) [집중기회: 에너지 설비] 배연탈황설비 대한설비 비공학회, 설비저널, 29(3), 47-50.
- 배진효, 김광추, 박만홍, 박경석, 이종원(2000) 배연탈황설비 덕트클러에서의 유동균일화에 관한 연구, 공기조화·냉동공학 논문집, 12(2), 120-130.
- 이상권, 서정호(1995) 배연탈황을 위한 유동층 스크러버의 모델, 1995년도 대한환경공학회 추계학술연구발표회 논문초록집, 395-398.
- 정석용, 김중석, 문길호, 김성원, 이호경(2003) 800MW 습식 배연탈황설비 흡수탑 유동특성, 한국대기환경학회 추계학술대회 논문집, 467-468.
- 최병순, 박승수, 박권순, 김영환(1994) 배연탈황, 탈질기술의 현황과 전망 한국대기환경학회, 한국대기환경학회 학술대회논문집, 1, 3-11.
- 홍진표(2000) 테마기획 환경기술: 배연탈황 기술 현황 및 개발방향 대한기계학회, 기계저널, 40(7), 40-44.
- Daly, B.J. and F.H. Harlow (1970) Transport equations in turbulence, Phys. Fluids, 13, 2634-2649.
- Haider and O. Levenspiel (1989) Drag coefficient and terminal velocity of spherical and nonspherical particles, Powder Technology, 58, 63-70.
- Hinze, J.O. (1975) Turbulence, McGraw-Hill Publishing Co., New York.
- Lee, B.K., S.K. Jeon, and S.W. Cho (2001) Improvement of the sox removal by adding dibasic acids into the JBR FGD processes, J. KOSAE, 17(E4), 157-162.
- Patankar, S.V. (1980) Numerical heat transfer and fluid flow, hemisphere, Washington, D.C.