

분무형 스크러버에 내에서 액적크기에 따른 물질전달에 관한 전산해석적 연구

이찬현, 장혁상*

영남대학교 환경공학과
38541, 경북 경산시 대학로 280

(2018년 11월 8일 접수; 2018년 12월 17일 수정본 접수; 2018년 12월 17일 채택)

The Numerical Study on Effect of the Droplet Sizes on Internal Mass Transfer in the Spray Type Scrubber

Chanhyun Lee, and Hyuksang Chang*

Department of Environmental Engineering, Yeungnam University
280 Daehak-ro, Gyeongsan-si, Gyeongbuk, 38541, Korea

(Received for review November 8, 2018; Revision received December 17, 2018; Accepted December 17, 2018)

요 약

여러 국가를 통행하는 다양한 형태의 선박에서 배출되는 황산화물에 의해 지역적인 대기오염이 심화됨에 따라 국제해사기구에서는 황산화물 배출제어지역을 설정하여 규제하고 있다. 이러한 지역적 규제를 만족시키기 위해서는 선박의 연료선택 방법과 배가스 후처리 장치가 적용되고 있으나 경제적인 이유로 스크러버를 설치하여 배출되는 황산화물의 양을 저감하는 배가스 후처리 방법이 주로 선호되고 있다. 스크러버는 배출가스 중 황산화물을 액적에 흡수시켜 황산화물의 양을 저감하는 장치로 액적의 크기에 따라 스크러버의 성능이 좌우된다. 이러한 성능을 평가하기 위해서, 본 논문에서는 대향류형 스크러버와 사이클론 스크러버를 설계하고, 전산유체역학을 이용하여 각 액적의 크기에 따른 탈황 효율과 액적이 증발되는 양을 평가하였다. 평가 방법으로 스크러버 내부는 기체와 액체의 2상 유동을 가지기 때문에, Eulerian-Eulerian 해석 기법을 사용하였으며, 액적의 직경이 100 μm , 300 μm , 500 μm 와 700 μm 일 때 계산을 진행하여 스크러버를 분석하였다. 계산 결과, 2 종류의 스크러버 모두 500 μm 와 700 μm 일 때 높은 탈황 효율과 낮은 증발량을 나타내었다.

주제어 : 액적, Eulerian-Eulerian, 스크러버, 전산유체역학

Abstract : As regional air pollution gets worse by the sulfur oxides emitted from various types of vessels passing through the many countries, the International Maritime Organization establishes the emission control areas and regulates sulfur dioxide in those areas. In order to satisfy these regional regulations, the fuel selection method and the exhaust gas post-treatment device are applied to the ships. Due to the economic reasons, the post-treatment method of exhaust gas for reducing the amount of sulfur oxides discharged is mainly preferred. The scrubber which is dominantly used in the ships are the spray type system where the sprayed liquid drops used for capturing the soluble sulfur dioxides in the exhaust gas. The performance of the spray type system depends on the size distribution of the sprayed droplets. In order to evaluate this performance, we designed counterflow type scrubber and cyclone scrubber and evaluated the desulfurization efficiency and the amount of droplet evaporation according to the size of each droplet by using computational fluid dynamics. The Eulerian-Eulerian analysis method was used because the scrubber had a gas-liquid two-phase flow inside the scrubber. When the diameter of the droplet was 100 μm , 300 μm , 500 μm and 700 μm . As a result, both of scrubbers showed high desulfurization efficiency and low evaporation amount at 500 μm and 700 μm .

Keywords : Droplets, Eulerian-eulerian, Scubberm, Computational fluid dynamics

* To whom correspondence should be addressed.

E-mail: hschang@yu.ac.kr; Tel: +82-53-810-2547; Fax: +82-53-813-5288

doi: 10.7464/ksct.2019.25.1.019 pISSN 1598-9712 eISSN 2288-0690

This is an Open-Access article distributed under the terms of the Creative Commons Attribution Non-Commercial License (<http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0>) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium, provided the original work is properly cited.

1. 서론

디젤 엔진 작동 시에 발생하는 대기오염 물질은 입자상 물질(particulate matter), 질소산화물(nitrogen oxides), 황산화물(sulfur oxide)이 대표적이다. 이 중 황산화물은 산성비의 원인이 되는 물질로 인간의 건강과 환경에 영향을 끼친다[1]. 디젤 엔진에 의한 황산화물의 배출은 각종 육상운송수단보다 선박에 의한 배출이 더 많은 것으로 알려졌다[2]. 그러므로 선박에 의한 모든 종류의 영향에 대해 규제를 담당하는 국제해사기구(international maritime organization, IMO)에서는 선박에서 배출되는 황산화물의 양을 제한하기 위해 황산화물 배출규제지역(SOx emission control area, SECA)을 설정하였다[3-7]. 황산화물 배출규제지역에 대해서 Figure 1에 나타내었다. 선박의 이동량이 많은 지역에 대해서 설정된 것을 Figure 1에서 확인할 수 있으며, 이 지역에서는 선박에서 사용되는 연료의 황함량을 제한하였다. 현재 황산화물 배출규제지역에서는 연료 중 황함량을 0.1%로 제한하고 있으며, 해마다 강화

되는 규제에 대해서 Figure 2에 나타내었다.

이 규제를 만족하기 위한 방법으로 저유황 연료를 사용하거나 후처리 장치를 사용하여 배출가스 중 황산화물이 6.0 g kWh^{-1} 이하로 유지되도록 하는 방법이 있다. 저유황 연료의 사용은 Raitt [8]와 Jong [9]이 나타낸 보고서에 의하면 현재 연료 정제 시설이 수요를 충족하지 못하므로 저유황 연료의 가격 상승과 공급 불안이 예상되어 사용의 한계를 나타내었다. 그러므로 후처리 장치를 설치하는 것은 선박이 기존의 연료를 사용하면서 규제를 만족시킬 수 있는 방법이기 때문에, 이 장치에 대한 개발 필요성이 나타나고 있다.

후처리 장치는 세정액으로 배출가스에 포함된 황산화물을 흡수하여 제거하는 습식 스크러버가 경제성 및 신뢰성 등의 장점으로 인해 많이 사용되고 있다. 습식 스크러버의 종류는 충전형 스크러버와 분무형 스크러버가 있다. 충전형 스크러버는 화학적으로 불활성인 충전재(packing material)를 사용하여 충전재의 표면에 액체 막에서 황산화물을 흡수하는 장치이다. 하지만 이 장치는 선박의 운항 시에 횡동요와 같은 움직임에 의해 세정액의 쓸림 현상이 나타나 효율에 큰 영향을 주기 때문에 선박에 장착되기에 부적절하다. 따라서 스크러버 내부에 노즐을 설치하여 세정액을 작은 직경을 가지는 액적으로 분사시켜 황산화물을 흡수하는 장치인 분무형 스크러버가 선박에서 사용하기에 적절하다.

스크러버의 내부는 다상 유동을 가지기 때문에, 실제 실험을 통한 내부 유동 평가는 한계를 가진다. 이는 스크러버 내에서 유동의 재순환 영역이 생겨 배출가스의 속도 저하 및 압력 강하의 증가를 일으키는 현상 등 내부 유동에 의한 스크러버 성능 저하를 설명할 수 없다. 따라서 본 연구에서는 전산유체역학의 다상해석기법을 이용하여 스크러버 내부 유동과 스크러버의 중요한 설계 변수인 액적의 직경에 대해 평가하였다. 액적의 크기가 작을수록 가스와 접촉하는 비표면적은 더 넓어지지만, 온도가 높은 배출가스로 인해서 증발이 쉽게 된다는 단점이 있기 때문에 액적의 직경은 스크러버에서 매우 중요한 설계 변수이다. 본 논문에서는 먼저 스크러버에 대해서

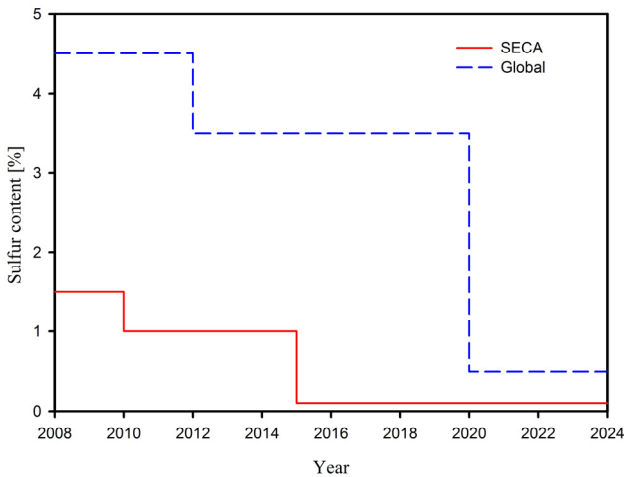


Figure 2. Fuel oil sulfur limits.

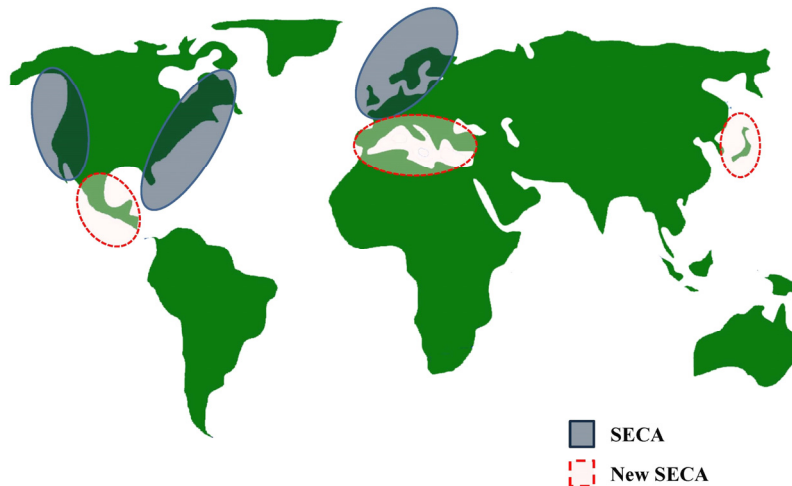


Figure 1. SO_x emission control areas.

내부 유동과 액적의 크기에 따라 스크리버의 탈황 효율을 평가하고자 하였다.

2. 실험 방법

2.1. 기본 해석 형상

미국선급협회(American Bureau of Shipping, ABS)에서 제안한 엔진의 성능에 따른 스크리버의 치수를 사용하여 스크리버를 설계하였다. 미국선급협회에서 제안한 스크리버의 치수는 Table 1과 같다[10].

본 연구에서는 4 MW의 엔진에 장착되는 스크리버의 치수를 이용하여 스크리버를 설계하였다. 스크리버는 일반적으로 처리가스가 스크리버의 아래에서 위로 흐르고, 노즐에서 액적을 처리가스와 반대 방향으로 분사시켜 가스와 액적을 접촉하게 하는 방식인 대향류형(counterflow) 스크리버와 처리가스를 회전시켜 분사된 액적과의 접촉 시간과 스크리버 내부에서의 체류시간을 증가시킨 사이클론 스크리버(cyclone scrubber)를 설계하였다. 대향류형 스크리버는 Figure 3, 사이클론 스크리버는 Figure 4에 나타내었다. 대향류형 스크리버

Table 1. Wet scrubber principal dimensions by engine power

Engine (MW)	Diameter (m)	Length (m)	Height (m)	Dry weight (ton)	Operational weight (ton)
4	2.0	3.5	5.6	11.0	13.0
8	2.9	4.9	7.2	15.0	18.0
12	3.5	5.8	8.1	18.0	22.0
16	4.0	6.7	9.0	22.0	29.0
20	4.6	7.8	10.0	25.0	35.0
24	4.9	8.3	10.4	28.0	41.0
32	5.9	10.6	11.6	38.0	52.0
55	7.7	13.9	14.4	62.0	86.0

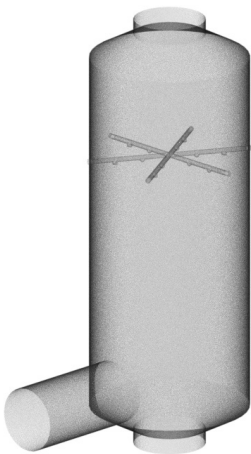


Figure 3. Schematic of counterflow scrubber.

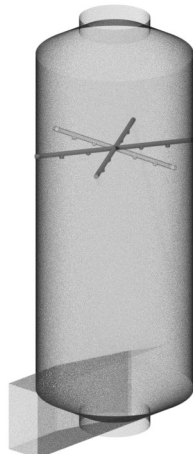


Figure 4. Schematic of cyclone scrubber.

와 사이클론 스크리버는 입구의 위치와 형상이 다르며, 입구의 면적은 동일하게 하여 입구에서의 속도를 같게 하였다. 스크리버의 입구 면적은 0.52 m²이다. 대향류형 스크리버의 입구는 원형 관으로 하였으며, 사이클론 스크리버 입구는 직사각형으로 입구 면적을 점차적으로 줄여주어 가스가 스크리버에 유입될 때 빠른 속도를 가지도록 설계하였다. 노즐은 가스 입구로부터 2.89 m 떨어진 위치에 설치하였다. 이 노즐 파이프는 총 길이가 2 m이고 직경은 0.06 m이며, 입구 직경이 0.001 m인 노즐이 0.35 m 간격으로 4개가 있다. 이 파이프를 스크리버의 몸통 직경에 액적이 균일하게 분사되기 위하여 60° 간격으로 원형 배열하였다. 따라서 총 12개의 노즐이 위치해있다. 해석 격자는 대향류형 스크리버와 사이클론 스크리버의 형상이 노즐로 인하여 곡면 및 복잡한 형상을 가졌기 때문에 사면체 격자로 구성하였으며, 개수는 각각 1,427,623개, 1,452,251개로 구성하였다.

2.2. 경계 조건

전산유체역학에서 정확한 경계 조건은 정확한 분석을 가능하게 한다. 따라서 정확한 경계조건을 나타내야 한다. 본 논문에서는 4 MW 엔진에서 증유의 조성에 따라 연소반응 전후에 물질보존 법칙을 적용하여 나타내었다. 또한 세정액의 유량을 결정하기 위해서 가스와 세정액의 물질전달 과정에서 물질수지를 세워 나타내었다. 연소 시 필요한 이론산소량(O_o)은 다음의 식을 통해 구해진다.

$$O_o (Nm^3 kg^{-1}) = 1.867 C + 5.6 H + 0.7 S - 0.7 O \quad (1)$$

여기서 C, H, S, O는 연료에 함유되어 있는 탄소, 수소, 황, 산소의 양이다. 표준 건조공기 중 산소의 부피비가 21%라고 할 때, 이론공기량(A_o)은 이론산소량을 기준으로 나타낸다.

$$A_o (Nm^3 kg^{-1}) = \frac{1}{0.21} O_o \quad (2)$$

연료가 이론공기량으로 완전히 연소하였을 때, 발생되는 연소가스량을 이론연소가스량이라 한다. 이론가스량은 이론공기 중의 질소량과 연소생성물의 합으로 나타낼 수 있으며, 다음과 같이 나타낸다.

$$G_{ow} (Nm^3 kg^{-1}) = (1 - 0.21) A_o + 1.867 C + 11.2 H + 0.7 S + 0.8 N + 1.244 W \quad (3)$$

일반적으로 연소할 때 이론공기량으로만 완전 연소시키기 어렵기 때문에 실제 이론공기량보다 많은 공기량을 투입한다. 따라서 실제가스량(G_w)은 이론가스량과 과잉공기량의 합으로 나타낼 수 있고, 다음과 같이 나타낸다.

$$G_w (Nm^3 kg^{-1}) = G_{ow} + (m - 1) A_o \quad (4)$$

Table 2. Fuel oil sulphur limits recorded and corresponding emissions values

Fuel oil sulphur content (% m m ⁻¹)	Ratio emission SO ₂ (ppm)/CO ₂ (% v v ⁻¹)
4.50	195.0
3.50	151.7
1.50	65.0
1.00	43.3
0.50	21.7
0.10	4.3

여기서 m 은 공기비이다. 해석에서 사용되는 증유의 조성과 발열량은 Martinez (2007)에 의해 정해졌다. 이에 따라 Equation (1)-(4)의 계산을 통해 스크러버의 입구에서 배출가스의 유량이 결정될 수 있다.

배기가스 중 황산화물의 발생량은 해양환경보호위원회(marine environmental protection committee, MEPC)에서 나타낸 연료 내 황 함량에 따른 이산화탄소와 이산화황의 배출비를 따랐다[3,4]. 이는 Table 2에 나타내었으며, 이산화탄소의 농도(%) 계산은 다음과 같이 계산할 수 있다.

$$X_{CO_2} = \frac{CO_2}{G_w} \times 100 \quad (5)$$

세정액의 유량은 Figure 5와 같이 스크러버의 개략도를 나타내어 가스와 세정액과의 물질수지를 세워 계산된다. G_c 는 이산화황을 제외한 가스의 유량, $G_{w,1}$ 과 $G_{w,2}$ 는 각 위치에서의 이산화황의 유량, L_s 는 액체의 유량, $L_{w,1}$ 과 $L_{w,2}$ 는 각 위

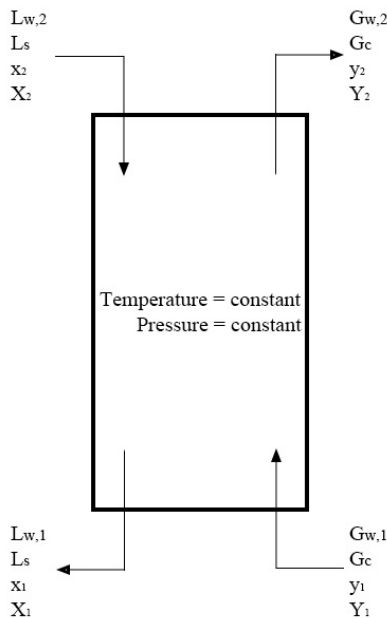


Figure 5. Notation of scrubber.

치에서의 이산화황의 유량, x 는 액체상에서 이산화황의 몰분율, y 는 기체상에서 이산화황의 몰분율이다. 이를 바탕으로 물질수지 식을 나타내면 다음과 같다.

$$G_{w,1} y_1 + L_{w,2} x_2 = G_{w,2} y_2 + L_{w,1} x_1 \quad (6)$$

이 식을 정리하면 다음과 같은 최소 기액비를 얻을 수 있다.

$$\frac{L_s}{G_c} = \frac{Y_2 - Y_1}{X_2 - X_1} \quad (7)$$

여기서 G_c 는 $G_w(1-y)$ 이며, X 와 Y 는 각각 $x/(1-x)$ 와 $y/(1-y)$ 이다. 이때, 초기 세정액에 황산화물이 없다고 가정하고($X_2 = 0$), 출구에서 나오는 세정액에 포함된 황산화물의 몰분율(X_2)을 계산하기 위해 Andreasen과 Mayer [11]가 나타낸 해수와 황산화물의 Henry 상수를 사용하여 나타내었다. Equation (7)을 이용하여 액체의 유량은 다음과 같이 결정된다.

$$L_s = k G_c \left(\frac{Y_2 - Y_1}{X_2 - X_1} \right) \quad (8)$$

k 는 실제 물의 유량은 최소 기액비보다 많은 양을 공급하기 때문에 나타낸 계수이다. Equation (6)-(8)을 통해 세정액의 유량이 계산된다. 이를 통해 결정되는 배출가스의 유량과 세정액의 유량으로 계산을 진행하였다.

계산을 통해 결정된 경계조건을 Figure 6에 나타내었다. 입구에서 배출가스의 질량 유량은 4.96 kg sec⁻¹이며, 온도는 160 °C, 이산화황은 433 ppm이다. 이때 배출가스의 온도는 Morocco와 Inzoli [12]가 나타낸 실험값을 사용하였다. 세정액은 1.12 kg sec⁻¹의 질량 유량으로 유입되고 세정액의 액적 직경은 단분산 액적으로 300 μm이며, 노즐의 분사 각도는 120°이다.

- (1) Inlet
 - Mass Flow Rate 4.96 kg/sec
 - Inlet Temperature 160 °C
 - SO₂ content 433 ppm(v/v)
- (2) Outlet
 - Relative Pressure 0 Pa
- (3) Spray
 - Mass Flow Rate 1.12 kg/sec
 - Inlet Temperature 25 °C
 - Number of Nozzle 12
 - Nozzle Angle 120 °
- (4) Water Outlet
 - Relative Pressure 0 Pa

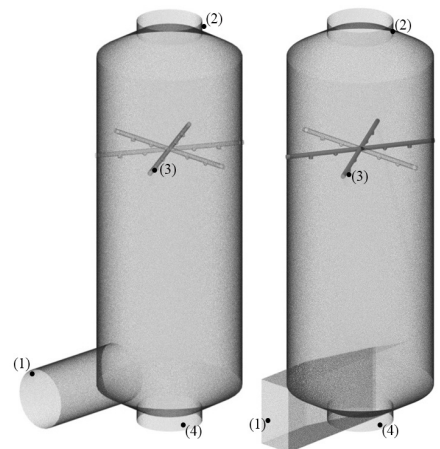


Figure 6. Boundary conditions.

2.3. 다상 해석기법

스크리버 내에서 기체와 액체의 다상 유동을 나타내기 위해, Eulerian-Eulerian 다상 해석기법을 사용하였다. Eulerian-Eulerian 다상 해석기법은 기체는 연속상으로 액체는 분산상으로 가정한다. 이때 이 모델은 균질모델(homogeneous model)과 비균질모델(inhomogeneous model)로 나뉘며, 균질모델은 2상에 대해서 하나의 지배 방정식을 해석하고 비균질모델은 각 상에 대한 지배 방정식을 푸는 것이다. 계산 시간의 측면에서 균질모델이 우세하지만, 2상의 유동 방향이 서로 다른 경우에는 비균질모델을 사용하여 분석하는 것이 더 정확하기 때문에 비균질모델을 사용하여 계산하였다[13,14].

2.3.1. 운동량 방정식

비균질모델에 대한 운동량 방정식은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t}(r_\alpha \rho_\alpha \overline{U_\alpha}) + \nabla \cdot (r_\alpha (\rho_\alpha \overline{U_\alpha} \otimes \overline{U_\alpha})) \\ &= -r_\alpha \nabla p_\alpha + \nabla \cdot (r_\alpha \mu_\alpha (\nabla \overline{U_\alpha} + (\nabla \overline{U_\alpha})^T)) \\ &+ \sum_{\beta=1}^{N_p} (\Gamma_{\alpha\beta}^+ \overline{U_\beta} - \Gamma_{\beta\alpha}^+ \overline{U_\alpha}) + \overline{S_{M\alpha}} + \overline{M_\alpha} \end{aligned} \quad (9)$$

여기서 $\overline{S_{M\alpha}}$ 는 운동량 생성항, $\overline{M_\alpha}$ 는 상간 운동량 전달이며 $\Gamma_{\alpha\beta}^+ \overline{U_\beta} - \Gamma_{\beta\alpha}^+ \overline{U_\alpha}$ 는 상간 물질전달이다. 상간 운동량 전달은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\overline{M_\alpha} = \sum_{\beta \neq \alpha} \overline{M_{\alpha\beta}} \quad (10)$$

이는 연속 상 α 와 분산 상 β 의 상간 계면에서 일어나는 힘으로 몇몇 독립적인 힘으로 다시 나타낼 수 있다.

$$\overline{M_{\alpha\beta}} = \overline{M_{\alpha\beta}^D} + \overline{M_{\alpha\beta}^L} + \overline{M_{\alpha\beta}^{VM}} + \overline{M_{\alpha\beta}^{TD}} + \dots \quad (11)$$

위의 힘은 각각 항력(drag force), 양력(lift force), 가상 질량력(virtual mass force)과 난류 소산력(turbulence dissipation force)이다. 본 연구에서는 상간 운동량 전달은 항력만을 고려하였다. 따라서 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\overline{M_{\alpha\beta}} = \overline{M_{\alpha\beta}^D} = c_{\alpha\beta}^{(d)} (\overline{U_\beta} - \overline{U_\alpha}) \quad (12)$$

$c_{\alpha\beta}^{(d)}$ 는 무차원 항력 계수로 이를 나타내는 방법은 여러 연구자 [14]에 의해 나타내졌다. 구형 입자의 경우, 연속상에 하나의 입자에 의해 가해지는 항력은 다음과 같다.

$$\overline{M_p^D} = \frac{1}{2} C_D \rho_\alpha A_p [\overline{U_\beta} - \overline{U_\alpha}] \quad (13)$$

여기서 C_D 는 항력 계수, A_p 는 입자의 투영 면적($\pi d^2/4$)이다.

이를 모든 입자의 수 n_p 에 따라 나타내면 다음과 같다.

$$\overline{M_{\alpha\beta}^D} = \overline{M_p^D} n_p = \frac{3}{4} \frac{C_D}{d} r_\beta \rho_\alpha [\overline{U_\beta} - \overline{U_\alpha}] (\overline{U_\beta} - \overline{U_\alpha}) \quad (14)$$

여기서 n_p 는 r_β/V_p 로 r_β 는 β 상의 부피 분율이며 V_p 는 입자 한 개의 부피($\pi d^3/6$)이다. 항력 계수 C_D 는 Ishii-Zuber 항력 모델을 이용하여 나타내었다[14]. 이 모델은 고밀도 입자를 고려하였으며, 액적을 모델링하는데 효과적이다. Ishii-Zuber가 나타낸 항력 계수 C_D 는 다음과 같다.

$$C_D(\text{spherical}) = \frac{24}{Re_m} (1 + 0.15 Re_m^{0.687}) \quad (15)$$

$$Re_m = \frac{\rho_c [\overline{U_\beta} - \overline{U_\alpha}] d_p}{\mu_m} \quad (16)$$

$$\frac{\mu_m}{\mu_c} = \left(1 - \frac{r_d}{r_{dm}}\right)^{-2.5 r_{dm} \mu_*} \quad (17)$$

$$\mu_* = \frac{\mu_d + 0.4 \mu_c}{\mu_d + \mu_c} \quad (18)$$

따라서 r_{dm} 은 최대 팩킹 값이다.

2.3.2. 에너지 방정식

비균질 모델에 대한 에너지 방정식은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t}(r_\alpha \rho_\alpha h_{\alpha,tot}) - r_\alpha \frac{\partial p}{\partial t} + \nabla \cdot (r_\alpha \rho_\alpha h_{\alpha,tot}) \\ &= \nabla \cdot (r_\alpha \lambda_\alpha \nabla T_\alpha) + r_\alpha \nabla \cdot (\overline{U_\alpha} \cdot \tau_\alpha) \\ &+ S_{E\alpha} + Q_\alpha + \sum_{\beta=1}^{N_p} (\Gamma_{\alpha\beta}^+ h_{\beta s,tot} - \Gamma_{\alpha\beta}^+ h_{\alpha s,tot}) \end{aligned} \quad (19)$$

여기서 h_α 는 상 α 의 정적 엔탈피, T_α 는 상 α 의 온도, λ_α 는 상 α 의 열전도도이다. $S_{E\alpha}$ 는 외부 열 생성, Q_α 는 상 α 와 다른 상의 계면에서 상간 열전달을 나타낸다. ($\Gamma_{\alpha\beta}^+ h_{\beta s} - \Gamma_{\beta\alpha}^+ h_{\alpha s}$)는 상간 물질전달에 의한 열전달이다. 상간 열전달 Q_α 는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$Q_\alpha = \sum_{\beta \neq \alpha} Q_{\alpha\beta} \quad (20)$$

이는 총괄 열전달 계수 $h_{\alpha\beta}$ 를 이용하여 다시 나타낼 수 있다.

$$Q_{\alpha\beta} = h_{\alpha\beta} A_{\alpha\beta} (T_\beta - T_\alpha) \quad (21)$$

이것은 운동량 전달과 유사한 형태로 나타낼 수 있다.

$$Q_{\alpha\beta} = c_{\alpha\beta}^{(h)} (T_\beta - T_\alpha) \quad (22)$$

여기서 총괄 열전달 계수는 유체와 고체 표면 사이에 열을 주고받는 비율을 나타낸 Nusselt 수 Nu 를 이용하여 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$h_{\alpha\beta} = \frac{\lambda_\alpha Nu_{\alpha\beta}}{d_\beta} \quad (23)$$

구형 입자 주변의 이론적 분석에 의한 Nusselt 수는 2이다[14].

2.3.3. 연속 방정식

비균질모델에 대한 연속 방정식은 다음과 같다.

$$\frac{\partial}{\partial t}(r_\alpha \rho_\alpha) + \nabla \cdot (r_\alpha \rho_\alpha \vec{U}_\alpha) = \vec{S}_{MS\alpha} + \sum_{\beta=1}^{N_p} \Gamma_{\alpha\beta} \quad (24)$$

여기서 $\vec{S}_{MS\alpha}$ 는 질량 생성이며 $\Gamma_{\alpha\beta}$ 는 상간 물질전달이다.

2.4. 모델

2.4.1. 난류 모델

점성 유체의 유동은 층류 흐름(laminar flow)과 난류 흐름(turbulence flow)으로 나타낸다. 관 내의 흐름이 층류 흐름인지 난류 흐름인지 판정은 무차원 수인 Reynolds 수에 따라 결정된다. 먼저, Reynolds 수는 다음과 같다.

$$Re = \frac{\rho U D}{\mu} \quad (25)$$

여기서 μ 는 유체의 점성, ρ 는 유체의 밀도, U 는 유체의 속도, D 은 유체가 흐르는 관의 직경이다. 사각 관일 때는 수력학적 직경(hydraulic diameter)을 이용하여 나타낸다. 또한 내부 유동인 경우, Reynolds 수가 4,400 이상일 경우 흐름이 난류가 된다. 본 논문에서는 입구 속도를 기준으로 Reynolds 수가 404,310을 가짐으로 해석 대상의 흐름은 난류로 판단되어 스크러버 내부의 유동을 해석하기 위해서 난류 모델이 필요하다.

난류 흐름을 묘사하는 대표적인 모델로 $k-\omega$ 와 $k-\varepsilon$ 이 있다. $k-\omega$ 모델은 외부(external) 난류 유동에 알맞은 모델이므로 본 작업에 관련된 내부 유동은 $k-\varepsilon$ 모델로 해석하는 것이 적절하다. k 는 난류운동에너지로 속도의 변동에 차이로 정의되며 차원은 $L^2 T^{-2}$ 이다. ε 은 난류에디슨실(turbulence eddy dissipation)로 차원은 $L^2 T^{-3}$ 이다. $k-\varepsilon$ 모델은 방정식에 두 개의 새로운 변수를 가지며 연속방정식은 다음과 같다.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho U_j) = 0 \quad (26)$$

운동량 방정식은 다음과 같다.

$$\begin{aligned} & \frac{\partial \rho U_i}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho U_i U_j) \\ &= -\frac{\partial p'}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\mu_{eff} \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) \right] + S_M \end{aligned} \quad (27)$$

S_M 은 체적력의 합, μ_{eff} 는 난류에 대한 유효점성도이고 p' 는 변형된 압력으로 다음과 같이 정의된다.

$$p' = p + \frac{2}{3} \rho k + \frac{2}{3} \mu_{eff} \frac{\partial U_k}{\partial x_k} \quad (28)$$

μ_{eff} 는 다음과 같이 정의된다.

$$\mu_{eff} = \mu + \mu_t \quad (29)$$

μ_t 는 난류 점성이다. $k-\varepsilon$ 모델에서는 난류 점성이 난류 운동에너지와 소산과 관계를 가진다고 가정하였다.

$$\mu_t = C_\mu \rho \frac{k^2}{\varepsilon} \quad (30)$$

C_μ 는 상수이다. k 와 ε 의 값은 난류 운동 에너지와 난류 소산율에 대한 미분 수송 방정식으로 직접 나타내었다.

$$\begin{aligned} & \frac{\partial (\rho k)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho U_j k) \\ &= \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_j} \right] + P_k - \rho \varepsilon + P_{kb} \end{aligned} \quad (31)$$

$$\begin{aligned} & \frac{\partial (\rho \varepsilon)}{\partial t} + \frac{\partial}{\partial x_j} (\rho U_j \varepsilon) \\ &= \frac{\partial}{\partial x_j} \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\varepsilon} \right) \frac{\partial \varepsilon}{\partial x_j} \right] + \frac{\varepsilon}{k} (C_{\varepsilon 1} P_k - C_{\varepsilon 2} \rho \varepsilon + C_{\varepsilon 1} P_{\varepsilon b}) \end{aligned} \quad (32)$$

$C_{\varepsilon 1}$, $C_{\varepsilon 2}$, σ_k 와 σ_ε 은 상수이다. P_{kb} 와 $P_{\varepsilon b}$ 는 부력의 영향을 나타낸다. P_k 는 점성력에 의한 난류 증가로 다음과 같이 나타낸다.

$$P_k = \mu_t \left(\frac{\partial U_i}{\partial x_j} + \frac{\partial U_j}{\partial x_i} \right) \frac{\partial U_i}{\partial x_j} - \frac{2}{3} \frac{\partial U_k}{\partial x_j} \left(3 \mu_t \frac{\partial U_k}{\partial x_k} + \rho k \right) \quad (33)$$

모델상수는 실험적인 값으로 가장 널리 사용되는 아래의 값을 적용하여 해석하였다[14].

$$C_\mu = 0.09, C_{\varepsilon 1} = 1.44, C_{\varepsilon 2} = 1.92, \sigma_k = 1.0, \sigma_\varepsilon = 1.3$$

2.4.2. 상간 물질전달 모델

스크리버에서는 배출가스에 포함된 황산화물의 흡수와 같은 상간 물질전달 과정을 포함하고 있다. 상간 물질전달을 설명하기 위해 Whitman [15]이 제안한 이중 저항이론(two film theory)을 이용하였다. 또한 상간 물질전달에 관련된 계수는 Green and Perry [16]가 나타낸 값을 사용하였다.

먼저, 성분 A의 기체상에서 액체상으로 전달되는 단위 면적당, 시간당 몰수는 다음과 같이 나타낸다.

$$N_A = k_G(p_{A,G} - p_{A,i}) = k_L(c_{A,i} - c_{A,L}) \quad (34)$$

k_G 는 기체상에서의 물질전달계수, $p_{A,G}$ 는 벌크 기체상에서 분압이고 $p_{A,i}$ 는 기체상 계면에서의 분압이다. 또한 k_L 은 액체상에서 물질전달계수, $c_{A,i}$ 는 액체상 계면에서 A 물질의 농도이고 $c_{A,L}$ 은 벌크 액체상에서 A 물질의 농도이다. 이것은 각각 분압차로 인해 A 물질이 벌크 기체상으로부터 두 개의 상이 분리되는 상 계면까지 전달되는 힘과 농도차로 인해 A 물질이 상 계면에서 벌크 액체상까지 전달되는 힘이다.

물질전달 속도 N_A 를 구하기 위해 상 계면에서의 분압과 농도는 측정을 통해 얻어진다. 하지만 이 측정은 측정 데이터 간에 오차가 크다는 문제점을 가지고 있다. 따라서 이중저항 이론을 도입한다. 이 이론에서 물질전달 속도 N_A 는 다음과 같이 나타낸다.

$$N_A = K_G(p_{A,G} - p_A^*) = K_L(c_A^* - c_{A,L}) \quad (35)$$

여기서 K_G 와 K_L 은 두 상간의 저항을 포함하는 총괄 물질전달계수(overall mass transfer coefficient)이다. p_A^* 는 벌크 액체상에서 농도 $c_{A,L}$ 과 평형인 분압이며, c_A^* 는 벌크 기체상에서 분압 $p_{A,G}$ 와 평형인 A 물질의 농도이다. 평형상태일 때 $p_{A,i}$ 와 $c_{A,i}$ 는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$p_{A,i} = e c_{A,i} \quad (36)$$

e 는 평형선의 기울기로 헨리 상수와 같으며, Equation (18)은 Henry의 법칙을 적용 가능할 때만 만족한다. 이러한 관계를 이용하여 Equation (17)은 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\frac{1}{K_G} = \frac{p_{A,G} - p_A^*}{N_{A,z}} \quad (37)$$

이를 정리하면 다음을 얻을 수 있다.

$$\frac{1}{K_G} = \frac{1}{k_G} + \frac{e}{k_L} \quad (38)$$

같은 방법으로 액체상에서 총괄 물질전달 계수 K_L 을 나타내면 다음과 같다.

$$\frac{1}{K_L} = \frac{1}{e k_G} + \frac{1}{k_L} \quad (39)$$

총괄 물질전달 계수는 평형선의 기울기가 직선이 아닐 경우, 농도에 따라 변한다. 따라서 총괄 물질전달 계수는 평형선의 기울기가 직선이 아닐 경우, 측정된 농도 조건에서만 적용된다.

2.4.3. 증발 모델

ANSYS [13,14]에서는 액적의 증발과 같은 상변화를 상간 열전달 이론을 통해 설명하였다. 먼저 상 α 에서 계면에서 단위시간당 단위면적을 통하여 들어오거나 나가는 현열 플럭스(sensible heat flux)를 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$q_\alpha = h_\alpha(T_s - T_\alpha) \quad (40)$$

상 β 의 경우도 마찬가지로 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$q_\beta = h_\beta(T_s - T_\beta) \quad (41)$$

여기서, T_s 는 포화 온도(saturation temperature)이며, h_α 와 h_β 는 상 α 와 상 β 는 열전달 계수이다. 상 α 에 대한 총 열 플럭스(total heat flux)는 다음과 같다.

$$Q_\alpha = q_\alpha + \dot{m}_{\alpha\beta} H_{\alpha s} \quad (42)$$

상 β 의 경우도 마찬가지로 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$Q_\beta = q_\beta - \dot{m}_{\alpha\beta} H_{\beta s} \quad (43)$$

여기서 $\dot{m}_{\alpha\beta}$ 는 상 β 로부터 상 α 로 질량 플럭스를 나타내고, $H_{\alpha s}$ 와 $H_{\beta s}$ 는 상변화로 인한 계면으로 이동하는 엔탈피이다. $Q_\alpha + Q_\beta = 0$ 이며, Equation (42)와 Equation (43)을 통해 $\dot{m}_{\alpha\beta}$ 는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\dot{m}_{\alpha\beta} = \frac{q_{\alpha\beta} + q_{\beta\alpha}}{H_{\beta s} - H_{\alpha s}} \quad (44)$$

위의 식을 통해, 액적의 증발을 계산하였다.

2.5. 전산유체역학의 신뢰성 평가

전산유체역학의 결과는 실험 결과와 비교하여 해석의 신뢰성 확보가 필요하다. 본 연구에서 설계한 스크리버에 대하여 직접 실험을 통하여 나타낸 결과와 비교하는 것이 가장 바람직한 방법이지만, 시간과 비용 측면에 제한이 있기 때문에 선행 연구자들을 통해 스크리버 전산 해석에 신뢰성을 확보하고자 하였다.

Table 3. Some literature using computational fluid dynamics

Reference	Numerical model			Comparison with experiments
	CFD Code	Multiphase approach	Turbulence model	
Dudek et al. (1999)	CFX	Eulerian-Eulerian	k-Omega	No
Bautsch and Fahlenkamp (2006)	CFX	Eulerian-Lagrangian	k-Epsilon	No
Gomez et al. (2007)	PHOENICS	Eulerian-Eulerian	k-Epsilon	Yes (Figure 7)
Marocco and Inzoli (2009)	CFX	Eulerian-Lagrangian	k-Epsilon	Yes (Figure 8)

스크러버 내부 유동에 관하여 전산유체역학을 이용하여 나타난 선행 연구는 Dudek et al. [17], Bautsch와 Fahlenkamp [18], Gomez et al. [19]과 Marocco와 Inzoli [12]에 의해서 진행되었다. 각 연구에 대한 간략한 정보를 Table 3에 나타내었다.

먼저, Dudek et al. [17]은 CFX를 사용하여 2D와 3D 스크러버 형상에 gas와 액적의 2상 흐름 Eulerian-Eulerian 해석기법을 이용하여 예측하고 형상에 따른 압력 강하를 비교하였다. 다른 연구와 차이는 난류 모델을 $k-\omega$ 를 사용하였다는 점이다. Bautsch와 Fahlenkamp [18]는 CFX를 사용하여 3D 스크러버 형상에 gas와 액적의 2상 흐름을 Eulerian-Lagrangian 해석기법을 이용하여 예측하고, 액적의 충돌을 고려하였다. Gomez et al. [19]은 다른 연구와 달리 PHOENICS를 사용하여 3D 스크러버 형상에 gas와 액적의 2상 흐름을 Eulerian-Eulerian 해석기법을 이용하여 예측하였으며, 효율을 나타내기 위해 상간 물질전달을 포함하였다. 또한 황산화물 제거효율에 대한 전산해석 결과와 실제 실험 결과를 비교하였으며, 이를 Figure 7에 나타내었다.

4개의 스크러버 형상에 대해서 비교하였으며, 약 5%의 오차가 나타났다. 이 결과를 통해, 전산해석을 통한 탈황 효율 예측이 잘 일치함을 알 수 있다. Marocco와 Inzoli [12]는 CFX를 이용하여 3D 스크러버 형상에 gas와 액적의 2상 흐름을 Eulerian-Lagrangian 해석기법을 이용하여 예측하였으며, 액적의 증발과

이산화황의 흡수를 포함하여 계산하였다. 이 연구에서는 Gomez et al. [19]과 달리 탈황효율 뿐만 아니라 압력 강하와 온도의 실험 결과와 비교하였다. 결과는 스크러버의 특정 측정 지점 3 곳에서 압력 강하, 온도와 이산화황 탈황효율에 대해서 비교하였고 이를 Figure 8에 나타내었다. 탈황 효율과 온도를 비교한 결과는 오차가 5% 미만이었으며, 압력 강하는 조금의 차이를 가졌지만 신뢰할 수 있는 결과를 나타내었다. 이 결과를 통해 전산 해석 결과와 실험 결과의 오차가 매우 적었으며, 탈황 효율뿐만 아니라 온도와 압력 강하의 값도 잘 일치함을 알

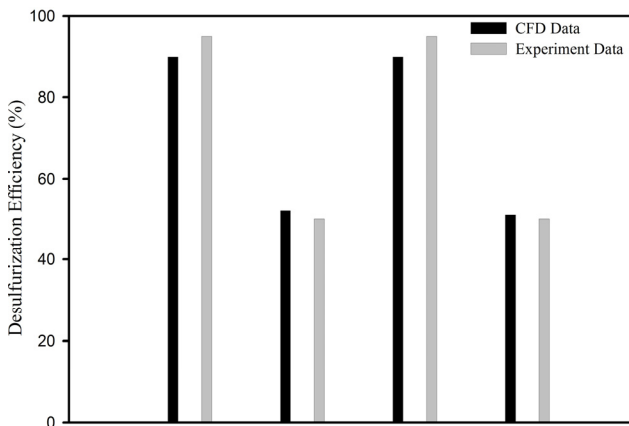


Figure 7. Comparison of CFD data and experimental data [19].

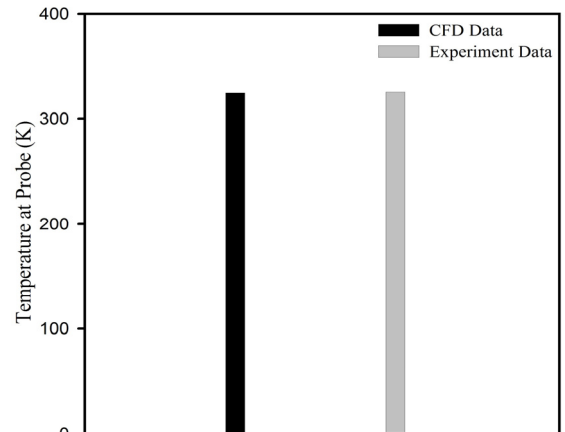
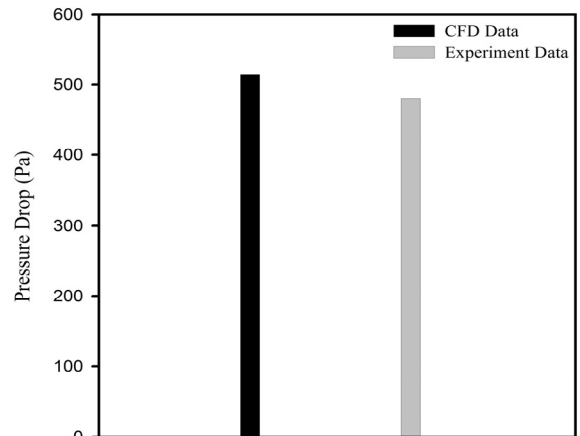
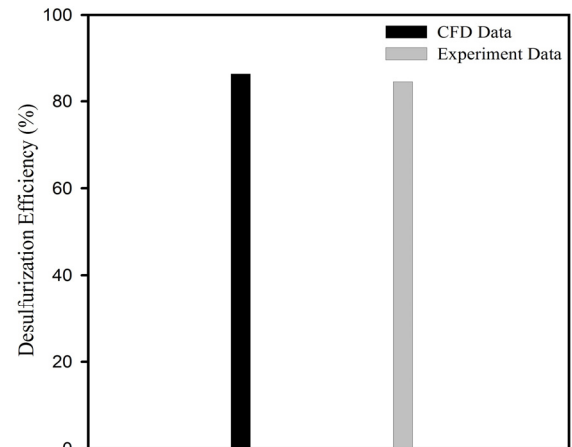


Figure 8. Comparison of CFD data and experimental data [12].

수 있었다. 따라서 적절한 가정과 정확한 경계조건에 따른 전산유체역학의 결과에 대한 신뢰성이 확보되었다고 판단된다.

3. 결과 및 고찰

본 연구에서 해석은 총 3 단계로 진행되었다. 첫 번째는 각 스크러버에 대하여 배출가스만의 유동을 나타내고 분석하였으며, 두 번째는 액적이 분사될 때 스크러버에서 배출가스와 액적의 흡수 모델을 통한 탈황 효율을 평가하였다. 마지막으로 배출가스와 액적간의 열전달을 고려해주고, 그에 따른 증발을 고려하여 계산하였다. 각 계산 결과는 Figure 9와 Figure 10에 나타난 평면(plane)에 가스 속도 등의 분포를 나타내었으며, 정량적인 비교를 위해 Figure 11과 Figure 12에서 나타난 선(line)에서의 결과 값을 비교하였다.

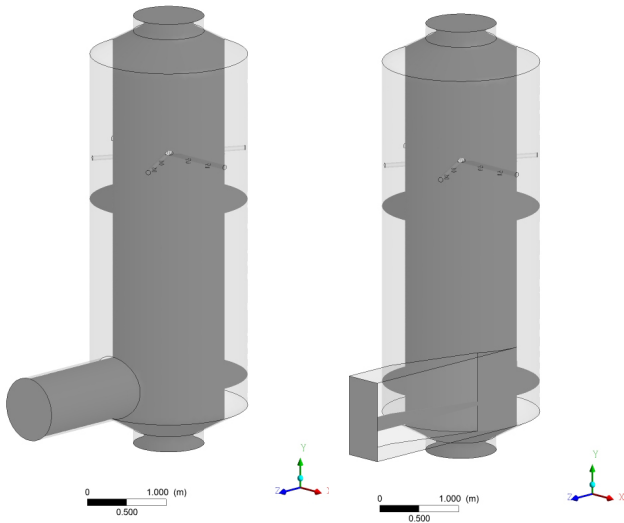


Figure 9. Results plane of counterflow scrubber.

Figure 10. Results plane of cyclone scrubber.

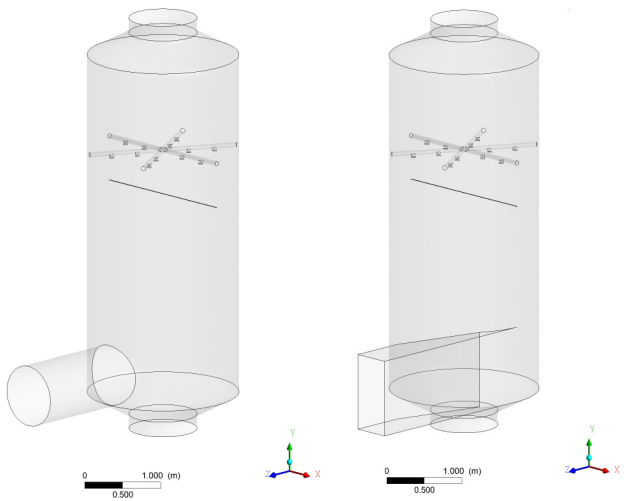


Figure 11. Results line of counterflow scrubber.

Figure 12. Results line of cyclone scrubber.

3.1. 배출가스 유동 해석 결과

스크러버에서 배출가스의 유동을 평가하여, 사이클론 스크러버가 이론적인 흐름을 갖는지 확인하고 노즐에 의해서 변화하는 유동 패턴을 확인하고자 하였다. 또한 재순환 영역이 생기는지 확인하고 이 영역이 이후의 계산에서 어떠한 영향을 가지는지 판단하고자 하였다. 대항류형 스크러버의 배출가스 속도 분포를 Figure 13에 나타내었으며, 배출가스의 흐름에 따라 선으로 나타낸 유선(streamline)을 Figure 14에 나타내었다.

배출가스 속도 분포는 입구에서 빠른 속도로 유입되고 이후에 상승하는 속도는 비교적 낮은 속도를 나타내었다. 이는 Figure 14에 나타낸 결과를 통해, 유입되는 가스가 반대쪽 벽을 치고 올라가는 것을 확인할 수 있다. 이러한 결과로 상승하는 속도가 저하되고 스크러버의 하단 부분과 중앙 부분에 재순환 영역이 생기는 등 배플(baffle)을 통한 유동 균일화가 필요한 것으로 판단된다. 사이클론 스크러버의 배출가스 속

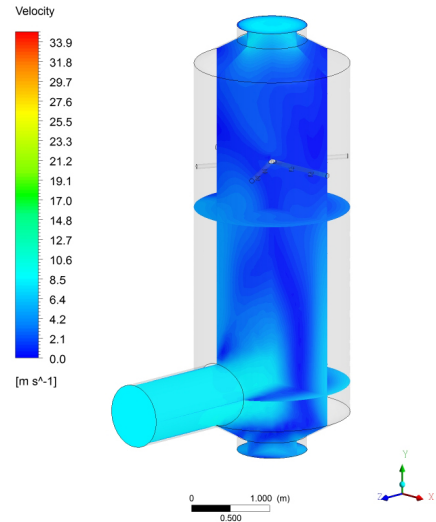


Figure 13. Velocity distribution of counterflow scrubber.

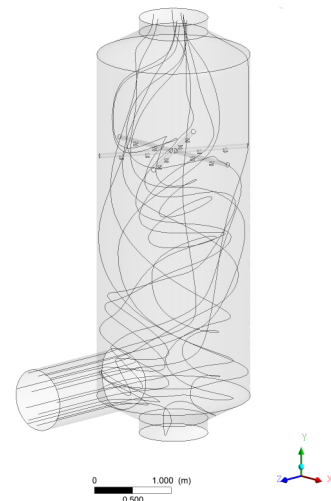


Figure 14. Gas streamlines of counterflow scrubber.

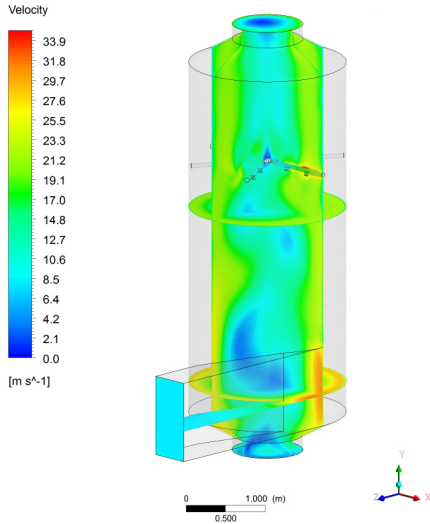


Figure 15. Velocity distribution of cyclone scrubber.

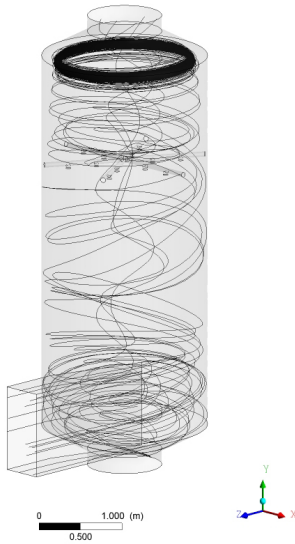


Figure 16. Gas streamlines of cyclone scrubber.

도 분포는 Figure 15에 나타내었음, 유선은 Figure 16에 나타내었다. 배출가스 속도 분포는 스크리버 벽에서 빠른 속도를 가지고 있기 때문에, 회전하는 유동을 가지는 것을 확인할 수 있다. 또한, 입구의 면적을 좁혀 주었기 때문에 대향류형 스크리버에 비해서 더 빠른 속도로 유입되는 것을 확인할 수 있었다. 속도 분포로 회전하는 유동을 예상했던 것과 마찬가지로 Figure 16에서 유선이 회전하면서 상승하는 것을 확인할 수 있었으며, 노즐에 의해서 회전하는 유동의 변화가 적음을 알 수 있다. 또한, 대향류형 스크리버와 같은 개수의 유선을 나타내었을 때, 사이클론 스크리버의 유선의 길이가 더 긴 것을 알 수 있다.

3.2. 흡수를 고려한 해석 결과

탈황 효율에 따라 스크리버의 성능 평가가 이루어진다. 따라

서 배출가스에서 이산화황과 세정액 간의 흡수 과정을 흡수 모델을 통해 계산하여, 각 스크리버에 대한 탈황 효율을 평가하였다.

대향류형 스크리버의 배출가스 속도 분포를 Figure 17에 액적 속도 분포를 Figure 18에 SO₂ 질량 분율 분포를 Figure 19에 각각 나타내었다. 배출가스의 속도 분포 중 스크리버 중간 영역에서의 속도 분포가 액적 분사에 의해 영향을 받는 것으로 확인된다. 액적의 속도 분포는 노즐에서 빠른 속도를 보이고, 그 이후에는 상승하는 배출가스로 인해서 점점 속도가 저하되고 있다. SO₂ 질량 분율 분포는 입구에서 433 ppm으로 유입된 후에 액적과 접촉하여 질량 분율이 점점 낮아지는 것으로 알 수 있다.

사이클론 스크리버의 배출가스 속도 분포를 Figure 20, 액적

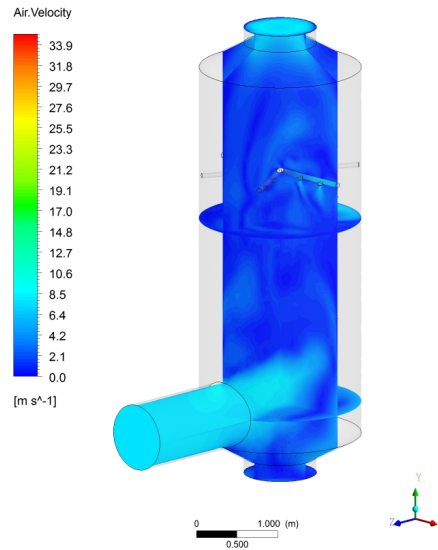


Figure 17. Gas velocity distribution of counterflow scrubber.

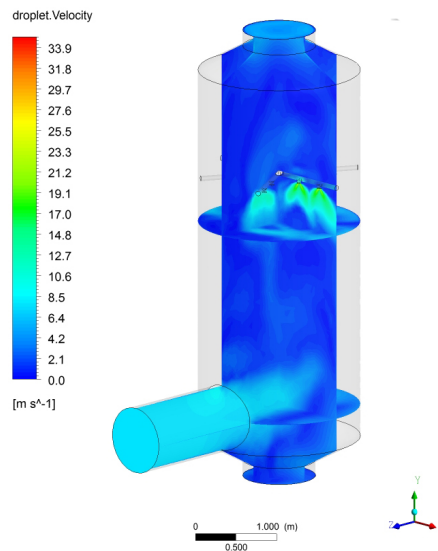


Figure 18. Droplet velocity distribution of counterflow scrubber.

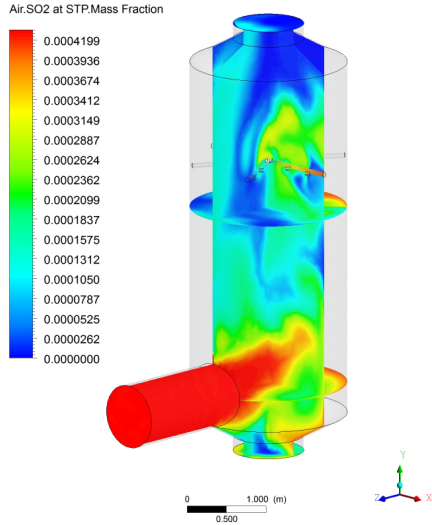


Figure 19. SO₂ mass fraction distribution of counterflow scrubber.

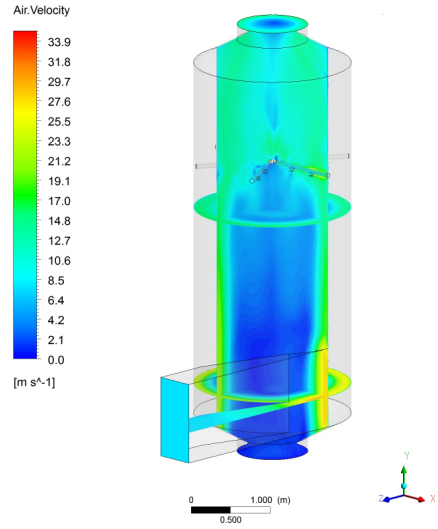


Figure 20. Gas velocity distribution of cyclone scrubber.

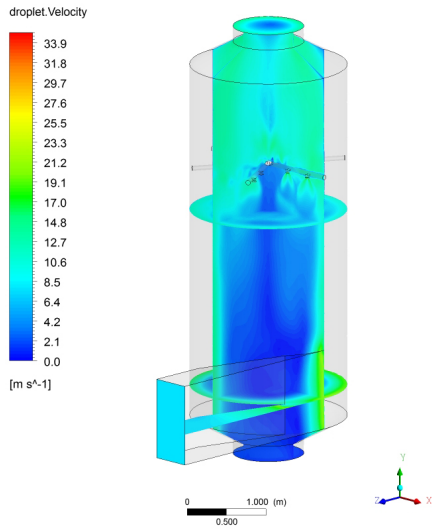


Figure 21. Droplet velocity distribution of cyclone scrubber.

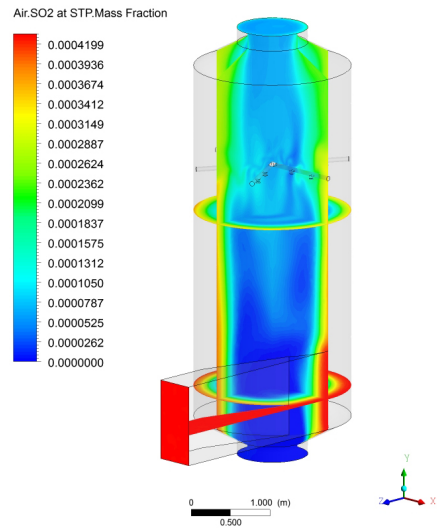


Figure 22. SO₂ mass fraction distribution of cyclone scrubber.

속도 분포를 Figure 21, SO₂ 질량 분율 분포를 Figure 22에 나타내었다. 사이클론 스크리버의 배출가스 속도는 액적이 분사됨으로써 벽에서의 속도가 빠르게 나타나고 노즐 아래 영역에서는 느린 속도를 가지는 것을 확인할 수 있다. 이는 배출가스 유동을 나타낸 결과와 비교해볼 때, 경계가 매우 뚜렷해진 것을 확인할 수 있다. 액적의 속도 분포는 대향류형 스크리버와 마찬가지로 노즐에서 빠른 속도를 가지고 있음을 확인할 수 있다. SO₂ 질량 분율 분포는 회전하면서 상승하는 배출가스에 따라 액적에 의해 흡수되어 점점 낮아지는 것을 알 수 있다.

3.3. 증발을 고려한 해석 결과

실제 배출가스는 온도가 매우 높은 상태로 유입되어, 분사되는 액적을 증발시켜 스크리버의 성능에 영향을 준다. 그렇기 때문에 스크리버의 계산은 열전달을 포함하고 증발을 포

함하여 계산하였다.

대향류형 스크리버의 배출가스 속도 분포를 Figure 23에 액적 속도 분포를 Figure 24에 온도 분포를 Figure 25에 각각 나타내었다.

배출가스의 속도가 열부력 효과로 인해서 이전의 계산 결과보다 더 빠른 속도로 상승하는 것을 확인할 수 있다. 액적의 속도 분포 또한 이전의 해석보다 더 빠른 속도 분포를 가지는 것으로 확인되며 더 많은 영역에 대해서 상대적으로 높은 값의 속도가 분포해 있는 것을 확인할 수 있다. 마지막으로 온도의 분포 결과는 스크리버 하단 영역에서 온도는 유입된 배출가스의 온도와 같으며, 하강하는 액적에 의해서 온도가 낮아지는 것을 확인할 수 있다. 사이클로 스크리버의 배출가스 속도 분포를 Figure 26에 액적 속도 분포를 Figure 27에 온도 분포를 Figure 28에 각각 나타내었다.

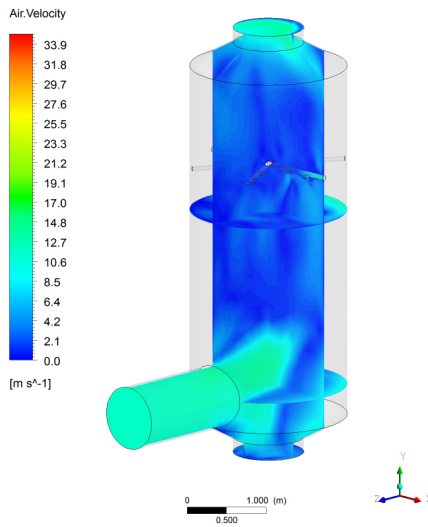


Figure 23. Gas velocity distribution of counterflow scrubber.

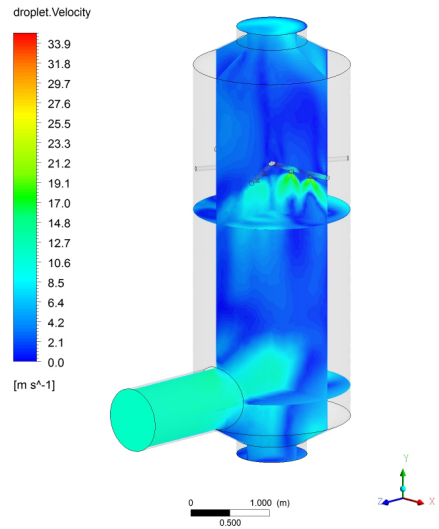


Figure 24. Droplet velocity distribution of counterflow scrubber.

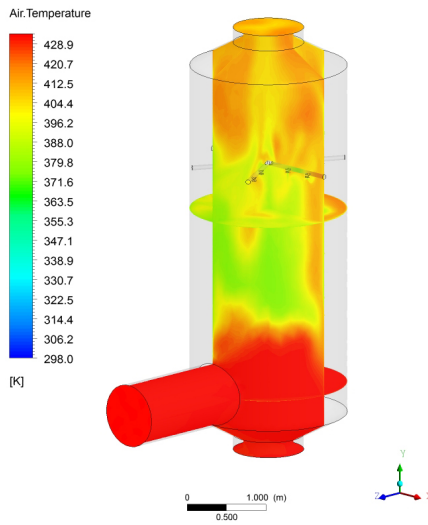


Figure 25. Temperature distribution of counterflow scrubber.

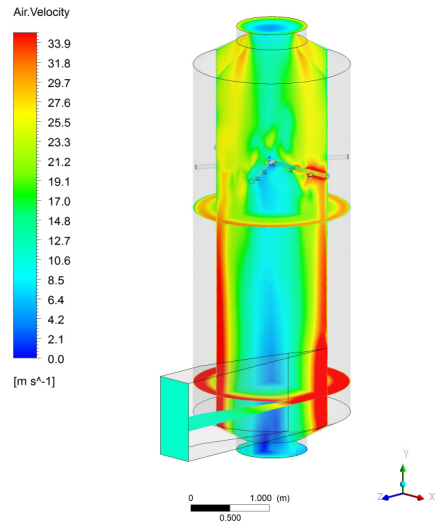


Figure 26. Gas velocity distribution of cyclone scrubber.

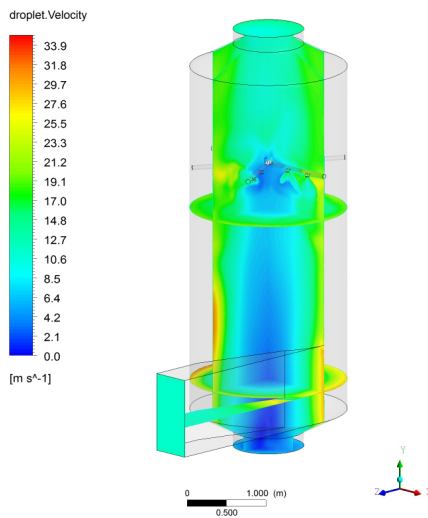


Figure 27. Droplet velocity distribution of cyclone scrubber.

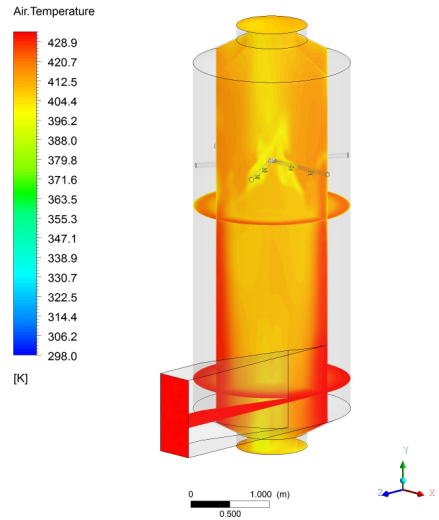


Figure 28. Temperature distribution of cyclone scrubber.

배출가스 속도 분포가 대향류형 스크러버보다 이전의 계산 결과와 더 큰 차이를 나타내었다. 이와 같이 온도를 고려함으로써 더 빠른 속도를 나타내는 것을 확인할 수 있었으며, 액적의 속도 분포도 배출가스의 속도 분포와 마찬가지로 분사된 액적이 gas와 함께 회전하는 영역에서 빠른 속도를 가지고 있다. 이전의 계산 결과와 비교했을 때, 벽 쪽에서 빠른 속도가 차지하는 영역이 더 넓게 나타난 것을 확인할 수 있다. 다음으로 온도 분포는 대향류형 스크러버에서 중간 영역의 온도가 낮았던 것에 비해, 사이클론 스크러버의 결과는 벽 쪽에서는 온도가 높으며 가운데 영역에서는 상대적으로 온도가 낮지만, 대향류형 스크러버에 비해 낮아지지는 않는 것으로 확인되었다.

3.4. 액적의 크기에 따른 해석 결과

스크러버에서 액적의 직경을 결정하는 것은 매우 중요하다. 액적의 크기가 작을수록 gas와 접촉하는 표면적이 넓기 때문에, 효율이 더 좋을 것이라 예측되지만, 액적의 크기가 작을수록 액적의 증발이 더 많이 일어나서 효율이 낮아진다. 따라서 특정 크기의 액적이 분사되는 시스템의 계산을 실시하여 탈황 효율과 증발되는 양의 비교를 통해 액적의 크기를 결정하고자 하였다. 액적의 직경은 100 μm, 300 μm, 500 μm, 700 μm일 때의 결과를 비교하였다. 먼저, 흡수를 고려한 해석을 통해 각 액적 직경에 따른 스크러버의 탈황 효율을 Table 4에 나타내었다.

Table 4에 나타난 것과 같이, 대향류형 스크러버가 사이클론 스크러버보다 더 높은 탈황 효율을 갖는 것을 확인할 수 있다. 이는 현재 스크러버에서 노즐의 배치가 대향류형 스크러버에 보다 적합했다고 판단되며, 따라서 사이클론 스크러버의 노즐 배치는 벽면 쪽으로 배치하는 것이 보다 높은 탈황 효율을 나타낼 것이라 예측된다. 또한, 대향류형 스크러버의 경우 액적의 크기가 증가함에 따라 500 μm까지는 탈황 효율이 증가하고 700 μm은 탈황 효율은 500 μm의 탈황 효율보다 0.4% 정도 감소한 것을 확인할 수 있다. 이는 작은 액적의 경우, gas와 접촉하는 표면적은 넓지만, gas의 빠른 상승 속도로 인해서, 액적과 gas의 상대 속도가 0이 되는 지점인 정지거리가 짧기 때문에 나타난 결과로 판단된다. 사이클론 스

Table 4. Comparison of desulfurization efficiency of each scrubber

	Droplet diameter	Desulfurization efficiency
Counterflow scrubber	100 μm	91.2%
	300 μm	92.3%
	500 μm	96.9%
	700 μm	96.5%
Cyclone scrubber	100 μm	83.3%
	300 μm	81.1%
	500 μm	87.3%
	700 μm	91.4%

Table 5. Comparison of interphase mass transfer rate of each scrubber

	Droplet diameter	Interphase mass transfer rate [kg m ⁻³ sec ⁻¹]
Counterflow scrubber	100 μm	0.0015
	300 μm	0.0010
	500 μm	0.0006
	700 μm	0.0004
Cyclone scrubber	100 μm	0.0010
	300 μm	0.0005
	500 μm	0.0003
	700 μm	0.0002

크러버의 경우도 마찬가지로 액적의 크기가 증가함에 따라 더 좋은 탈황 효율을 나타내고 있다. 다음으로 증발을 고려한 해석을 통해 각 액적 직경에 따른 스크러버에서 액적의 증발되는 양을 Table 5에 나타내었다.

Table 5는 전체 도메인에서의 증발에 의한 상간 물질 전달율(interphase mass transfer rate)을 나타낸 것이다. Table 5에서 나타난 것과 같이, 대향류형 스크러버가 사이클론 스크러버보다 더 많은 양이 증발되고 있는 것을 확인할 수 있으며, 이는 대향류형 스크러버의 액적이 gas와 접촉하는 표면적이 넓어서 효율이 높은 것과 같이 증발도 많이 일어난 것이라고 판단된다. 또한 액적의 직경이 작을 때, 많은 양이 증발되는 것을 확인할 수 있다. 이러한 결과를 통해서 본 논문의 스크러버의 경우, 액적의 직경이 500 μm와 700 μm일 때 최적의 성능을 나타낼 것이라고 판단된다.

4. 결론

본 연구에서는 전산유체역학을 통하여 스크러버 내에서 gas와 액적의 유동을 분석하고, 흡수 모델과 증발 모델을 사용하여 스크러버의 성능을 평가하였다. 또한, 스크러버의 가장 중요한 설계 변수인 액적의 직경에 따른 탈황 효율과 증발되는 양을 평가하여 액적의 크기를 결정하고자 하였다. 실제 선박에서 사용되는 크기의 대향류형 스크러버와 사이클론 스크러버를 설계하고 이론적인 계산을 통해 gas 입구와 세정액의 질량 유량을 결정하였다. 계산 결과, 대향류형 스크러버가 사이클론 스크러버보다 더 높은 탈황 효율을 가지는 것을 확인할 수 있었으며, 이것은 형상 설계 변수인 노즐의 배치가 대향류형 스크러버에 더 알맞게 설계되어 나타난 결과로 판단된다. 또한, 각 액적의 크기에 따라 탈황 효율과 액적이 증발되는 양을 나타내었을 때 액적의 크기가 500 μm와 700 μm일 경우에 높은 탈황 효율과 적은 증발 양을 나타내었다. 스크러버 분석을 통해, 스크러버의 설계 변수인 액적의 크기에 따른 효율을 판단할 수 있었고 형상 설계 변수인 노즐의 배치 및 분사 방향에 따라 배출gas가 액적과의 접촉 시간이 길고 스크러버 내에서 체류 시간이 긴 사이클론 스크러버가 더 낮

은 효율을 나타낸 것을 확인하여 개선이 필요함을 나타내었다. 따라서 전산유체역학을 이용하여 스크러버를 분석함으로써 스크러버 설계의 문제점을 지적, 개선을 통해 보다 효율적으로 최적화된 스크러버 설계가 가능할 것이라 판단된다.

References

1. WHO (World Health Organization), Air Quality Guidelines for Particulate Matter, Ozone, Nitrogen Dioxide and Sulfur Dioxide, World Health Organization (2006).
2. Winkler, J. P., One Ship Pollutes as much as 50 Million Cars, DK Group Report (2008).
3. IMO (International Maritime Organization), MARPOL (Marine Pollution Treaty) Annex VI, Prevention of Air Pollution from Ship (2008).
4. IMO (International Maritime Organization), MEPC (Marine Environment Protect Committee), MEPC 59/24/Add.1. (2009).
5. EU (European Union), Directive 1999/32/EC (1999).
6. EU (European Union), Directive 2005/33/EC (2005).
7. EU (European Union), Directive 2009/30/EC.10 (2009).
8. Raitt, D., FABOS Fuel Oil Bunker Analysis and Advisory Services, LR Report (2006).
9. Jong, G. D., Environmental Impact of Shipping Regulatory Context and BV Services, BV Benelux Committee (2008).
10. ABS (American Bureau of Shipping), Exhaust Gas Scrubber Systems (2013).
11. Andreasen, A., and Mayer, S., "Use of Seawater Scrubbing for SO₂ Removal from Marine Engine Exhaust Gas," *Energy Fuels*, **21**(6), 3274-3279 (2007).
12. Marocco, L., and Inzoli, F., "Multiphase Euler-Lagrange CFD Simulation Applied to Wet Flue Gas Desulphurisation Technology," *Inter. J. Multiphase Flow*, **35**, 185-194 (2009).
13. ANSYS, ANSYS 15.0 CFX-Solver Modeling Guide, ANSYS Inc. (2013).
14. ANSYS, ANSYS 15.0 CFX-Theory Guide, ANSYS Inc. (2013).
15. Whitman, W. G., "The Two Film Theory of Gas Absorption," *Inter. J. Heat and Mass Transfer*, **5**(5), 429-433 (1923).
16. Green, D. W., and Perry, R. H., Perry's Chemical Engineer's Handbook, 8th Edition, New York, McGraw-Hill (2007).
17. Dudek, S. A., Rogers, J. A., and Gohara W. F., "Computational Fluid Dynamics (CFD) Model for Predicting Two Phase Flow in a Flue-Gas Desulfurization Wet Scrubber," EPRI-DOE-EPA Combined Utility Air Pollutant Control Symposium, August 16-20, Atlanta, Georgia, USA, 1-6 (1999).
18. Bautsch, C., and Fahlenkamp, H., "Detailed Simulation of Wet Flue-Gas-Desulphurisation Scrubbers with CFD," Proceedings of the International Conference on Liquid Atomization Spray Systems, Kyoto, Japan, ICLASS06-238 (2006).
19. Gomez, A., Fueyo, N., and Tomas, A., "Detailed Modelling of a Flue-Gas Desulfurisation Plant," *Computers and Chem. Eng.*, **31**, 1419-1431 (2007).
20. Wark, K., Warner, C. F., and Davis, W. T., Air Pollution: Its Origin and Control, 3rd Edition, Prentice Hall (1998).