

고점성 오일동반 3상 혼합물 분리장치의 성능평가를 위한 수치해석적 연구

신홍철* · 황인주* · 장희라* · 서현석*†

Numerical Assessment of Separator Performance for Three-Phase Mixture with High-Viscosity Oil

Hong-Cheol Shin*, Inju Hwang*, Hee-La Jang*, Hyeonseok Seo*†

Key Words : Multi-phase flow(다상유동), Horizontal gravity separator(수평형 중력 분리장치), Computational fluid dynamics(전산유체 역학), Separation efficiency(분리효율)

ABSTRACT

Horizontal gravity separators are widely used to separate gas, oil, and water phases based on their density differences. While conventional design methods primarily focus on geometric sizing using droplet settling theory, actual separation performance is significantly influenced by inlet flow conditions and internal configurations. This study aims to numerically investigate the effects of inlet flow rate and geometry on the phase behavior and separation efficiency of a three-phase horizontal gravity separator handling a high-viscosity oil mixture. A three-dimensional CFD simulation was performed using an Eulerian multiphase model and an interfacial area concentration for a horizontal separator equipped with a reversed-pipe inlet diverter and a weir. Five cases were analyzed by varying the inlet flow rate, vessel length, and the presence of a perforated baffle. Volume fraction distributions, flow streamlines, and pressure fields were evaluated to understand the underlying separation mechanisms. The results showed that increased inlet flow rates lead to stronger momentum, delaying oil pad formation and allowing water to pass over the weir into the oil outlet, thereby reducing separation efficiency. The addition of a perforated baffle helped suppress flow disturbances and improved water drainage, resulting in a thicker oil pad and higher separation efficiency. In contrast, shortening the vessel slightly improved performance, but may not satisfy slenderness ratio guidelines or handle transient flow effectively. This study highlights the importance of considering operational and internal structural factors to improve the performance of horizontal gravity separators. The findings provide valuable insights for optimizing separator design in compact or constrained field applications.

1. 서론

수평형 중력 분리장치(horizontal gravity separator)는 입구를 통해 유입된 혼합물을 이를 구성하는 유체 또는 고체 간 비중의 차이를 이용하여 분리하여 배출하는 장치이다. 중력을 이용하기 때문에 충분한 분리시간을 확보하기 위해 수평방향으로 긴 형태의 용기를 갖는 것이 일반적이다.

수평형 중력 분리장치의 내부는 크게 4개의 구역으로 구

분되며, 이는 각각 입구 영역, 중력 안정 영역, 액체 수집 영역 그리고 기체 출구 영역이다. 입구 영역은 입구로 들어오는 혼합물의 운동량을 적절히 감소시키고, 그 흐름 방향을 변화시키는 역할을 한다. 이를 위해 inlet diverter가 이용된다. Inlet diverter에는 수직형 판형, 역 파이프형, 베인(vane) 형, 싸이클론 형, 접시(dished) 형 등이 있으며, 혼합물의 유형과 유량에 따라 선택하게 된다.⁽¹⁾ 중력 안정

* 한국건설기술연구원 환경연구본부(Department of Environmental Research, Korea Institute of Civil Engineering and Building Technology)

† 교신저자, E-mail : bbashya_hseo@kict.re.kr

영역은 유체의 흐름 속도를 줄이고, 유체 간 분리가 본격적으로 발생한다. 이 영역을 지나면서 액체 속에 있는 기포는 상부 기체로 빠져나가고, 기체 속에 동반된 액적은 하부 액체로 낙하한다. 액체 수집 영역은 모든 유체가 잠시 동안 고여 있는 영역으로, 각 상이 분리될 수 있도록 체류 시간 (retention time)을 제공하며, 슬러그 유동이나 서징 등에 따른 입구 혼합물의 간헐적인 변동에 대응할 수 있는 체적을 확보하도록 한다. 마지막으로 기체 출구 영역은 중력 안정 영역에서 분리되지 못한 작은 액적을 mist extractor로 제거한다.

수평형 중력 분리장치의 설계는 그 크기를 결정하는 문제로 귀결된다. 이를 결정하기 위해 주요하게 사용되는 방법은 droplet settling theory이다.⁽¹⁻⁵⁾ 이는 분리장치 하부의 액체에 존재하는 기포 또는 분리장치 상부의 기체에 동반되는 액적이 분리되는 최악의 시나리오를 가정한다. 액적의 경우, 입구 영역의 분리장치 최상단에서 발생하여 중력 안정 영역 동안 낙하하여 분리장치 하단의 액체에 도달하는 상황을 고려한다. 낙하하는 액적에는 이를 아래로 끌어당기는 중력과 운동 방향에 반대되는 저항력이 작용한다. 두 힘이 균형을 이루게 되면 중단속도에 도달하게 되며, 액적의 낙하가 중단 속도로 발생한다고 가정한다. 이에 따라 분리장치 최상단에서 기체와 액체 간 계면까지 도달하기 위한 필요 시간과 거리가 정해진다. 반대로 기포의 경우에는 분리장치 최하단부터 상승하여 기체와 액체 간 계면까지 중단속도로 상승하는데에 필요한 시간과 거리가 정해진다. 이후, 분리장치의 크기는 액적과 기포의 분리에 필요한 시간과 거리 중 더 큰 값을 선택하여 결정된다.

중력 분리장치는 상 간 부력 차를 이용하기 때문에 유체의 체류시간이 길수록, 즉 용기의 체적이 클수록 분리가 잘 되기 때문에 좋은 성능이 향상될 것으로 기대할 수 있다. 그러나, 분리장치의 크기는 제조비용, 운송, 그리고 공간적 제약과 연결된다. 크기가 증가할수록 소모 자재가 증가할 뿐만 아니라, 제작 기간의 증가에 따른 인건비가 증가하게 된다. 또한, 크기가 증가하면 무게도 함께 증가하기 때문에 운송이 불가능한 경우가 발생할 수 있다. 공간적 제약은 확보가능한 부지에 따라 발생한다. 분리장치가 많은 공간을 차지할수록 다른 설비가 사용가능한 공간이 줄어들게 되기 때문이다.

따라서, 분리장치의 크기를 증가시키지 않으면서도 목적인 분리성능을 확보하기 위해 상 간 분리를 가속하기 위한 다양한 방안들이 고안되어 왔다. 이러한 방안 중 대표적인 것이 내부 구조를 추가하는 것이다. 수평형 중력 분리장치의 경우, 대표적인 내부 구조로 배플(baffle), coalescer, foam breaker 등이 있으며, 3상 분리의 경우 위어(weir)가 있으며, 혼합물의 특성에 따라 oil bucket이나 water boot 등이 사용될 수 있다.

내부 구조가 분리성능에 미치는 영향은 경험적 계수로 치

환되어, 분리장치의 설계에 반영될 수 있다.⁽³⁾ 그러나, 유입되는 혼합물의 특성과 다상유동의 복잡한 거동 그리고 다양한 내부구조의 형상과 조합으로 인해 내부 구조가 분리성능에 미치는 영향을 일반화하기는 어렵다. 따라서, 많은 연구들이 여러 조건에서 다양한 분리장치 형상에서 분리성능을 확인하기 위한 노력을 기울여 왔다. 또한, 분리장치와 관련된 대부분의 연구는 다상유동의 복잡성과 실험적 접근의 한계로 수치해석을 통해 수행되어 왔다.

Laleh 등⁽⁶⁾은 CFD 시뮬레이션을 통해 기존의 분리장치 설계 방법을 개선하기 위한 연구를 수행했다. 그들은 volume-of-fluid(VOF)와 discrete phase model을 결합한 다상유동 모델과 실제 오일 필드의 유체물성을 이용하여 기체-액체, 액체-액체 간 분리를 수치해석하고, 두 상 간의 분리속도, residence time, efficient diameter를 정량화하였다. 또한, 이를 바탕으로 efficient diameter에 대한 예측상관식을 구축하고, 액체-액체 간 분리에서는 Abraham의 항력 계수를 사용할 것을 제안하였다. 그 후 두 가지 형상의 분리장치에 대한 수치해석을 수행하고, 액체 상 간의 재동반(re-entrainment)가 발생하지 않는 물 상의 속도 한계에 대한 상관식도 제안하였다.

Ahmed 등⁽⁷⁾은 Stewart와 Arnold⁽⁵⁾와 Monnery와 Svrcek⁽²⁾의 두 가지 설계 방법의 적절성을 CFD로 비교하였다. 그들은 수치해석에 앞서 두 설계 방법에 의해 결정된 분리장치의 크기가 입구 유량 조건에 대해 상이한 결과를 도출함을 확인하였다. 이후, 그들은 VOF와 Eulerian 모델 중 VOF를 사용하였을 때, CFD 결과가 실제 시험 결과에 더 잘 일치함을 확인하였다. 마지막으로 그들은 CFD 모델을 사용하여 두 설계법 간의 유체 분포, 유동장, 출구의 물 및 오일 비율을 제시하였으며, 결과적으로 Arnold & Stewart의 설계 방식으로 결정된 분리장치가 더 우수한 성능을 보임을 확인하였다.

Ghaffarkhah 등⁽⁸⁾은 Eulerian-Lagrangian 방법에 기반하여 3상 분리장치를 수치해석하였다. 수치해석 기법에 VOF와 discrete particle method를 채택하였으며, particle의 turbulence dispersion을 해석하기 위해 discrete random walk model을 사용하였다. 그들은 Monnery와 Svrcek⁽²⁾와 Stewart와 Arnold⁽⁵⁾의 설계 방법에 의해 결정된 2개의 분리장치(각 1.17 m 직경과 4.88 m 길이와 1.52 m 직경과 4.88 m 길이)를 대상으로 시뮬레이션 하였다. 이후, 그들은 두 분리장치의 입구에서 출구까지 흐름 방향으로 상부 gas rich 영역 내 오일과 물의 질량 분율과 각 상의 액적의 난류 에너지를 정량화하였다. 결과적으로, Stewart와 Arnold⁽⁵⁾에 따라 설계된 분리장치에서 더 낮은 액체 상의 질량 분율과 낮은 액적의 난류 에너지를 보여, 더 우수한 분리성능을 가짐이 확인되었다.

Carvalho 등^(9,10)은 직경이 0.91 m이고 총 길이가 3.66 m인 3상 분리장치에서 오일 물성과 입구 유동조건에 따른 유동특

성을 수치적으로 조사하였다. Eulerian-Eulerian model과 $k-\epsilon$ 모델이 채택되었으며, 분리장치는 vertical plate의 inlet diverter를 갖는다. 그들은 검토된 조건 중에서 오일의 밀도와 점성이 가장 낮은 가질 때, 오일 출구에서의 오일 분율 안정화에 더 많은 시간이 소요되나, 안정화 이후에는 높은 분리 성능을 유지함을 보였다. 또한, 그들은 오일의 밀도와 점성이 가장 높을 때는 시간이 경과함에 따라 분리 성능이 감소함을 확인하였다. 한편, 입구 유속이 증가할수록 분리 효율은 감소하였다. 특히, 그들은 가장 높은 유속에서는 1000 초 이후에 분리 효율이 급감하는 경향을 확인하고, 그 원인으로 계면파에 의해 위어 후단의 오일 영역으로 물이 넘어가기 때문이라고 지적하였다.

Archarya와 Potter⁽¹¹⁾는 2차원 CFD를 통해 물-오일 분리 장치에서 유입되는 워터컷(water-cut)에 따른 평균 체류 시간을 분석하였다. 그들은 타공 배플의 개수(1 또는 2)와 입구 영역 형상(일반형, slanted type)에 따라 3개의 서로 다른 세 개의 분리장치에서의 유동을 모사하였으며, 모두 0.6 m의 직경과 2.5 m 길이의 gravity separation zone을 갖는다. 우선 그들은 일반형 입구를 갖는 두 분리장치에서는 평균 체류시간이 워터컷이 증가함에 따라 증가하는 경향을 갖고, 배플의 개수에 따른 영향이 미미함을 확인하였다. 한편 slanted type의 입구를 갖는 분리장치는 가장 낮은 워터컷에서 가장 높은 평균 체류시간을 보였다.

Baghi와 Karimi⁽¹²⁾은 물과 오일이 유입되는 분리장치에서 inlet diverter에 따른 mean residence time(MRT)을 수치적으로 조사하였다. 그들의 분리장치는 직경과 길이가 각각 0.6 m와 2.5 m이고, inlet diverter, 타공성 배플, 그리고 위어를 갖는다. 그들이 조사한 inlet diverter는 각도가 105, 120, 135도인 기울어진 판형 diverter와 반구형의 diverter를 포함한다. 판형 diverter의 경우, 기울임 각도가 작을수록 MRT가 증가하였으며, 반구형 diverter는 가장 작은 각도의 판형 diverter와 유사한 MRT를 보였다.

앞서 서술한 것과 같이 분리장치의 설계 기준이 존재하지만, 그 성능은 혼합물의 특성, 다상유동의 복잡성, 다양한 내부구조의 형상 및 조합으로 인해 반드시 사전에 실험적 또는 수치해석적 방법으로 평가되어야 한다. 본 연구는 고점성 오일을 동반하는 3상의 기체-오일-물 혼합물이 유입되는 수평형 중력 분리장치의 성능을 입구 유량 조건과 내부 형상 조건에 따라 수치해석을 통해 조사하기 위해 수행된다. 수평형 분리장치는 직경이 1.30 m이며, 길이는 3.55 m이다. 또한, 내부 구조로 역 파이프 형의 inlet diverter와 위어가 있으며, 가스, 오일, 물을 분리하여 배출한다. 입구 유량, 분리기 길이, 배플의 유무에 따라 총 5개의 경우를 선정하였으며, 각 경우에서 체적 분율 분포, 유선, 압력 분포 등을 확인하고 분리 성능에 미치는 영향에 대해 논의한다.

2. 수치해석 방법

2.1 지배 방정식과 수치해석 기법

본 연구는 3차원 수치해석을 수행하기 위해 상용프로그램인 ANSYS Fluent 2023을 사용하였다. 다상 모델로는 오일러 모델(Eulerian model)을 선택하였다. 오일러 모델은 연속상과 분산상을 선택하여 상 간의 침입을 허용하는 장점이 있어, 에멀전(emulsion) 층의 존재를 고려할 수 있기 때문이다. 한편 VOF 방법은 상 간의 침입을 허가하지 않고 상 간의 계면을 추적하는 방식으로, 에멀전 층의 모사에는 한계가 있다. 상 간의 물질전달이 없다면, 정상상태의 질량 및 운동량 보존 방정식은 다음과 같다.⁽¹³⁾

$$\frac{1}{\rho_{r,q}} [\nabla \cdot (\alpha_q \rho_q \vec{v}_q)] = 0 \quad (1)$$

$$\begin{aligned} \nabla \cdot (\alpha_q \rho_q \vec{v}_q) = \\ -\alpha_q \nabla p + \nabla \cdot \vec{\tau}_q + \alpha_q \rho_q \vec{g} + \sum_{p=1}^n [K_{pq} (\vec{v}_p - \vec{v}_q)] + \vec{F}_q + \vec{F}_{ifl,q} \end{aligned} \quad (2)$$

여기서 α_q , ρ_q , \vec{v}_q 그리고 $\rho_{r,q}$ 는 각각 q번째 상의 체적 비율, 밀도, 속도 글고 체적 평균 밀도를 나타낸다. 또한, \vec{g} , p 그리고 $\vec{\tau}$ 는 각각 중력 가속도, 압력 그리고 응력-변형률 텐서를 나타낸다. K_{pq} 는 q번째 연속상과 p번째 분산상 간의 운동량 교환을 나타내는 계수이며, 다음과 같이 정의된다.

$$K_{pq} = \frac{\alpha_q \alpha_p \rho_p f}{\tau_p} \quad (3)$$

이때, τ_p 와 f 는 particulate relaxation time과 항력 함수이다. τ_p 의 정의는 다음과 같다.

$$\tau_p = \frac{\rho_p d_p^2}{18\mu_p} \quad (4)$$

여기서, d_p 는 p번째 분산상의 기포 또는 액적의 직경이다. 항력 함수는 항력 계수인 C_D 를 포함하며, 이는 선택하는 모델에 따라 달라진다. 본 연구에서는 Tomiyama 모델⁽¹⁵⁾을 사용하였으며, 항력 함수와 계수의 정의는 다음과 같다.

$$f = \frac{C_D Re}{24} \quad (5)$$

$$C_D = \max \left(\min \left(\frac{24}{Re} (1 + 0.15 Re^{0.687}), \frac{72}{Re} \right), \frac{8 Eo}{3(Eo + 4)} \right) \quad (6)$$

$$Re = \frac{\rho_q |\vec{v}_p - \vec{v}_q| d_p}{\mu_q} \quad (7)$$

$$Eo = \frac{g(\rho_q - \rho_p) d_p^2}{\sigma} \quad (8)$$

여기서 σ 는 p 번째 상과 q 번째 상 간의 표면장력이다. 식 (2)에서 $\vec{F}_{lift,q}$ 는 q 번째 연속상의 속도구배에 의해 p 번째 분산상에 작용하는 양력을 의미하며, 다음과 같이 정의된다.

$$\vec{F}_{lift,q} = -C_{lift} \rho_q \alpha_p (\vec{v}_q - \vec{v}_p) \times (\nabla \times \vec{v}_q) \quad (9)$$

여기서 C_{lift} 는 양력 계수로 본 연구에서는 Tomiyama 양력 모델^(15,16)을 채택하여 다음과 같이 나타내어진다.

$$C_{lift} = \min[0.288 \tanh(0.121 Re_p), f(Eo')] \text{ for } Eo' \leq 4 \quad (10)$$

$$C_{lift} = f(Eo') \text{ for } 4 < Eo' \leq 10 \quad (11)$$

$$C_{lift} = -0.27 \text{ for } Eo' > 10 \quad (12)$$

$$f(Eo') = 0.00105 Eo'^3 - 0.0159 Eo'^2 - 0.0204 Eo' + 0.474 \quad (13)$$

$$Eo' = \frac{g(\rho_q - \rho_p) d_n^2}{\sigma} \quad (14)$$

본 연구는 난류계산을 위해 분리기에 대한 기존 연구⁽⁶⁻¹²⁾를 참고하여 표준 $k-\epsilon$ 모델과 표준 벽함수를 선택하였다. k 와 ϵ 은 각각 난류 운동 에너지와 난류 운동에너지의 소산율을 나타낸다. q 번째 연속상에서 l 번째 분산상에 대한 k 와 ϵ 의 지배방정식은 다음과 같다.

$$\nabla \cdot (\alpha_q \rho_q \vec{U}_q k_q) = \nabla \cdot \left(\alpha_q \left(\mu_q + \frac{\mu_{t,q}}{\sigma_k} \right) \nabla k_q \right) + (\alpha_q G_{k,q} - \alpha_q \rho_q \epsilon_q) + F \quad (15)$$

$$\nabla \cdot (\alpha_q \rho_q \vec{U}_q \epsilon_q) = \nabla \cdot \left(\alpha_q \frac{\mu_{t,q}}{\sigma_\epsilon} \nabla \epsilon_q \right) + \frac{\epsilon_q}{k_q} [C_{1,\epsilon} \alpha_q G_{k,q} - C_{2,\epsilon} \alpha_q \rho_q \epsilon_q + C_{3,\epsilon} F] \quad (16)$$

$$F = \sum_{i=1}^N K_{lq} (C_{lq} k_l - C_q k_q) - \sum_{i=1}^N K_{lq} (\vec{U}_l - \vec{U}_q) \cdot \frac{\mu_{t,l}}{\alpha_l \sigma_l} \nabla \alpha_l + \sum_{i=1}^N K_{lq} (\vec{U}_l - \vec{U}_q) \cdot \frac{\mu_{t,q}}{\alpha_q \sigma_q} \nabla \alpha_q \quad (17)$$

$$C_{lq} = 2 \quad (18)$$

$$C_{ql} = \frac{2\eta_{lq}}{1 + \eta_{lq}} \quad (19)$$

여기서 \vec{U}_q 는 q 번째 상의 phase-weighted 속도이다. 또한, η_{lq} 는 q 번째 연속상과 l 번째 분산상에서 난류 에디의 특성 시간의 비율을 나타내고 다음과 같이 정의된다.

$$\eta_{lq} = \frac{\tau_{l,lq}}{\tau_{F,lq}} \quad (20)$$

$$\tau_{l,lq} = \frac{\tau_{l,q}}{\sqrt{1 + C_\beta \xi^2}} \quad (21)$$

$$\tau_{F,lq} = \frac{\alpha_l \rho_l}{K_{lq}} \left(\frac{\rho_l}{\rho_q} + C_v \right) \quad (22)$$

$$\xi = \frac{|\vec{v}_{lq}| \tau_{l,q}}{L_{l,q}} \quad (23)$$

$$C_\beta = 1.8 - 1.35 \cos^2 \theta \quad (24)$$

여기서 θ 는 평균 속도와 l 번째 분산상의 기포 또는 액적의 평균 상대속도 간 각도를 의미한다. $L_{l,q}$ 는 난류 에디의 길이 크기를 나타내며, 다음과 같다.

$$L_{l,q} = \sqrt{\frac{3}{2}} C_\mu \frac{k_q^{3/2}}{\epsilon_q} \quad (25)$$

$\mu_{t,q}$ 와 $G_{k,q}$ 는 각각 q 번째 상의 난류 점성과 난류 운동에너지 생성을 의미하며, 다음과 같다.

$$\mu_{t,q} = \rho_q C_\mu \frac{k_q^2}{\epsilon_q} \quad (26)$$

$$G_{k,q} = \mu_{t,q} (\nabla \vec{v}_q + (\nabla \vec{v}_q)^T) : \nabla \vec{v}_q \quad (27)$$

위 식에서 C_V , $C_{1,\epsilon}$, $C_{2,\epsilon}$, $C_{3,\epsilon}$, C_μ , σ_k 그리고 σ_ϵ 은 각각 0.5, 1.44, 1.92, 1.3, 0.09, 1.0, 1.3이다.

본 연구에서는 오일과 물 상의 질량, 운동량 및 에너지 교환을 더 정확히 모사하기 위해 계면 면적 농도(Interfacial area concentration, κ)를 Hibiki-Ishii 모델⁽¹⁷⁾과 함께 적용하였다. q 번째 연속상과 p 번째 분산상에서 κ 는 다음과 같이 계산된다.

$$\nabla \cdot (\rho_p v_p \kappa_k) = \frac{Drho_p}{3D_l} \kappa_p + \rho_p (S_{RC} + S_{TI}) \quad (28)$$

$$S_{RC} = -\frac{\Gamma_C}{\psi^{11/3}} \frac{\epsilon^{1/3} \alpha_p^{1/3} \kappa^{5/3}}{(\alpha_{p,max} - \alpha_p)} \exp\left[-\frac{K_C \psi^{5/6} \rho_f^{1/2} \epsilon^{1/3}}{\sigma^{1/2}} \left(\frac{\alpha_p}{\kappa_p}\right)^{5/6}\right] \quad (29)$$

$$S_{TI} = -\frac{\Gamma_B}{\psi^{11/3}} \frac{\epsilon^{1/3} (1 - \alpha_p) \kappa^{5/3}}{\alpha_p^{2/3} (\alpha_{p,max} - \alpha_p)} \exp\left[-\frac{K_B \sigma}{\psi^{5/3} \rho_q \epsilon^{2/3}} \left(\frac{\kappa_p}{\alpha_p}\right)^{5/3}\right] \quad (30)$$

여기서, Γ_C , K_C , Γ_B , K_B 그리고 ψ 는 각각 0.188, 0.129, 0.264, 1.37 그리고 $1/36\pi$ 이다.

본 연구에서는 0.1~1 mm의 Sauter 평균 직경을 오일 액적에 적용하였으며, 기포에는 2 mm의 직경을 설정하였다. Oshinowo 등⁽¹⁸⁾에 따르면 분리기 입구의 초기 액적의 최대 및 최소 직경은 다음과 같다.

$$d_{max} = \frac{0.725}{(\rho_q/\sigma)^{0.6} \epsilon_{mean}^{0.4}} \quad (31)$$

$$d_{min} = \frac{8\sigma}{9\rho_q v_q^2} \quad (32)$$

이때, v_q 와 ϵ_{mean} 은 각각 q 번째 연속상의 속도와 단위 질량 당 평균 난류에너지 소산율을 의미하며, 상세 내용은 Oshinowo 등⁽¹⁸⁾을 참고하라. 식 (31)과 (32)으로부터 본 연구의 분리장치 입구에서의 오일 액적의 최대 및 최소 직경은 1.46 mm와 0.58 mm이다. 본 연구에서는 이를 참고하여 보수적으로 액적의 크기를 설정하였다. 지배방정식을 연립 계산하기 위해 COUPLED 기법을 사용하였다. 구배, 압력, 운동량 및 체적 분율을 이산화하기 위해 각각 Least Squares Cell Based on gradient, pressure staggering option(PRESTO!), second-order upwind, quadratic upstream interpolation for convective kinematics(QUICK)을 채택하였다. 또한, 난류 운동 에너지, 난류 소산율, 계면 면적 농도는 first-order upwind로 이산화하였다. 계산은 모든 변수의 잔차가 10^{-3} 이하가 될 때까지 수행하였다. 또한, 계산의 수렴성을 판단하기 위해 잔차와 함께 물 출구에서의 오일 비율과 분리효율(식 (33))을 확인하였으며, 14,000회 이상의 iteration에서 그 값이 수렴됨을 확인하였다.

2.2 수평형 중력 분리장치의 구조 및 운전 시나리오

Fig. 1(a)는 본 연구에서 조사하고자 하는 수평형 중력 분리장치의 구조를 보여준다. 분리장치의 직경은 1.3 m이고 이음매 간 길이(seam-to-seam length)는 3.55 m이다. 유 입구는 왼쪽 이음매에서 260 mm 떨어진 위치에 있으며, 직경이 101.6 mm이다. 또한, inlet diverter는 역 파이프 형태이다. 물과 오일의 배출구는 직경이 76.2 mm이고, 분리장치의 바닥에 위치하며, 서로 995 mm 떨어져 있다. 가스 배

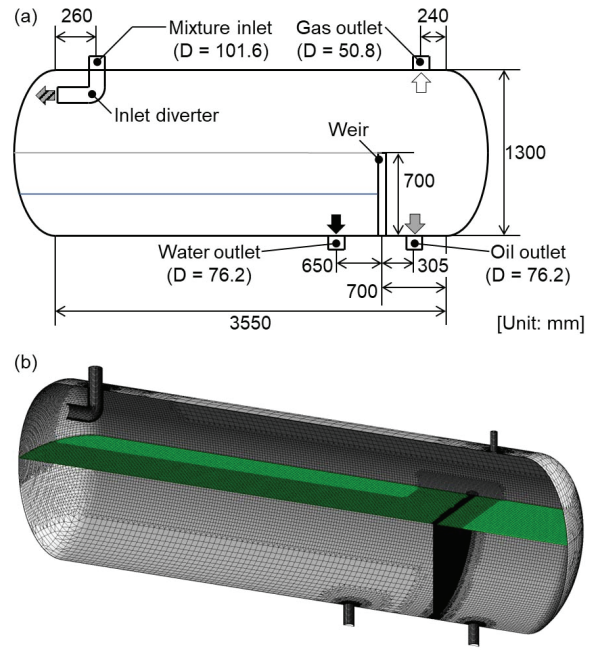


Fig. 1 (a) Schematic of three-phase horizontal gravity separator, and (b) three-dimensional model with grid system comprising 1,080,000 cells

출구는 50.8 mm의 직경을 갖고, 상단에 위치하며 오른쪽 이음매에서 240 mm 떨어진 위치에 있다. 높이 700 mm인 위어가 물과 오일 배출구 사이에 위치하며, 오른쪽 이음매에서 700 mm 떨어진 거리에 있다.

Fig. 1(b)는 분리장치의 3차원 모델링 형상과 격자시스템을 보여준다. 분리장치의 기하학적 구조는 용기의 중심축을 통과하는 수직면에 대해 대칭이므로 분리기의 절반만 모델링되고, 수직면에는 symmetry 조건을 적용하였다. 혼합물 입구와 각 상의 배출구에는 velocity-inlet 조건과 pressure-outlet 조건을 적용하였다. 또한, 중력은 상단에서 하단으로 작용한다.

Table 1은 본 연구의 세 가지 작동 유체의 열물리적 특성을 요약한 것이다. 본 연구의 분리는 3상 분리장치로 입구를 통해 기체-오일-물 혼합물이 유입된다. 기체 상과 물 상의 특성은 1기압, 20°C에서 공기 및 물과 다르다. 기체 상의 밀도는 7.43 kg/m^3 이고 점도는 $0.2 \text{ mPa} \cdot \text{s}$ 이다. 또한 물의

Table 1 Thermophysical properties of working fluids

Phase	Density [kg/m ³]	Viscosity [mPa · s]	Surface tension [mN/m]
Gas	7.43	0.2	-
Oil	874.6	31.04	-
Water	903.9	1.8	-
Gas-Oil	-	-	20.58
Gas-Water	-	-	48.74
Oil-Water	-	-	3.25

밀도와 점도는 각각 903.9 kg/m^3 와 $1.8 \text{ mPa} \cdot \text{s}$ 이다. 오일 상의 밀도는 874.6 kg/m^3 이고 점도는 $31.04 \text{ mPa} \cdot \text{s}$ 이다. 특히, 오일의 점성은 물의 것에 비해 30배 이상 높다. 표면장력은 상 간에 따라 달라지며, Table 1에 함께 정리되어 있다.

Table 2 Summary for five cases with key information about inflow flow rates and geometries

Case	Inflow rate [m^3/d]			Seam-to-seam length [mm] (Slenderness ratio)	Internal geometry
	Gas	Oil	Water		
Case 1	447.9	50.24	123.2	3,550 (2.73)	Inlet diverter (reversed pipe), weir
Case 2	447.9	50.24	369.6	3,550 (2.73)	Inlet diverter (reversed pipe), weir
Case 3	1343.5	50.24	123.2	3,550 (2.73)	Inlet diverter (reversed pipe), weir
Case 4	447.9	50.24	123.2	2,015 (1.55)	Inlet diverter (reversed pipe), weir
Case 5	447.9	50.24	123.2	3,550 (2.73)	Inlet diverter (reversed pipe), weir, perforated baffle

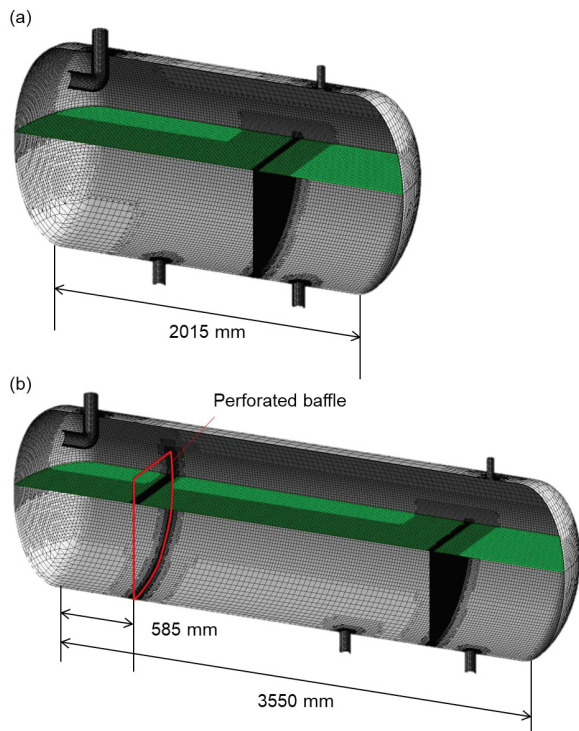


Fig. 2 Three-dimensional models (a) for case 4 with reduced seam-to-seam length and (b) for case 5 with perforated baffle in inlet section

Table 2는 본 연구에서 고려하는 5가지 경우에 대한 주요 정보를 요약한 것이다. Case 1은 기준이 되는 조건으로, 기체, 오일, 물 유입 유량이 각각 $447.9, 50.24, 123.2 \text{ m}^3/\text{d}$ 이다. Case 2와 case 3은 물과 기체의 유입 유량이 각각 3배 증가된 경우로, 입구 유량이 분리성능에 미치는 영향을 확인하기 위해 선택되었다. Case 4와 case 5는 분리기 형상의 영향을 확인하기 위해 구성되었다. Case 4에서는 분리기의 이음매 간 길이가 $2,015 \text{ mm}$ 로 짧아진 경우이다. Case 5는 타공 배플이 추가된 경우로, 상류 이음매로부터 585 mm 떨어진 위치에 있다. Fig. 2(a)와 (b)는 각각 case 4와 case 5의 분리기 구성을 보여준다.

2.3 격자 독립성 시험 및 수치해석 기법 검증

본 연구에서는 Ahmed 등⁽¹⁹⁾의 실험 연구를 채택하여, 수치 결과의 격자 시스템에 대한 독립성을 테스트하고 수치 방법을 검증하였다. Fig. 3(a)는 Ahmed 등의 분리장치 구조를 나타낸다. 그들의 분리장치는 300 mm 의 직경과 900 mm 의 길이를 갖는다. 분리기 내부에는 높이 120 mm 의 판형 inlet diverter와 높이 150 mm 의 위어가 설치되어 있다. 그들이 사용한 기체, 물, 오일의 물성은 Table 3에 정리되어 있다.

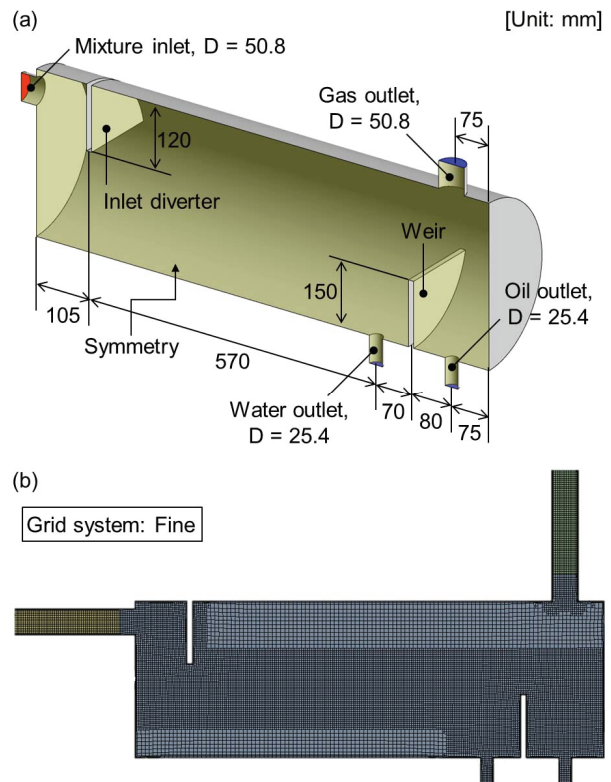


Fig. 3 (a) Schematic of three-phase separator used by Ahmed et al.⁽¹⁹⁾ and (b) grids on symmetry plane of fine grid system (472,536 cells) generated by cut-cell method

Table 3 Thermophysical properties of working fluids used by Ahmed et al.⁽¹⁹⁾

Phase	Density [kg/m ³]	Viscosity [mPa · s]	Surface tension [mN/m]
Gas	1.225	1.789×10 ⁻²	-
Oil	850	161.5	-
Water	1000	1.0	-
Gas-Oil	-	-	30.4
Gas-Water	-	-	72.0
Oil-Water	-	-	4.8

Fig. 3(b)는 Ahmed 등⁽¹⁹⁾의 분리장치에 대해 구성한 4개의 격자 시스템 중 하나인 fine 격자 시스템을 대칭면에 대해 나타낸 것이다. 격자는 대부분의 격자 시스템을 직육면체 셀로 구성하기 위해 cut-cell 방법을 사용하여 생성되었다. 입구 및 출구, inlet diverter, 위어 근처와 같은 내부 기하 구조 근처와 벽 부근에 더 작은 격자를 배치하였다. 또한 상 간 계면이 예상되는 영역에도 조밀하게 격자를 구성하였다.

수치해석 결과의 격자 시스템 독립성은 Fig. 3(b)의 fine 격자 시스템을 포함하여, coarse, medium, fine, finer의 총 4개의 격자 시스템을 이용하여 확인하였다. 각 격자 시스템은 순서대로 61,246개, 209,381개, 472,536개, 1,023,790개의 셀을 갖는다. Fig. 4는 입구 유량이 기체, 물, 오일에 대해 각각 100, 17.6, 13.2 LPM인 조건에서 얻어진 오일 출구에서의 물 분율과 분리효율(η_{sep})을 셀의 개수에 따라 나타낸 것이다. 이 때, 분리효율은 다음과 같이 정의된다.

$$\eta_{sep} = \frac{Q_{water,inlet} - Q_{water,oiloutlet}}{Q_{water,inlet}} \times 100[\%] \quad (33)$$

셀의 개수가 증가함에 따라 두 지표는 점차 감소하는 경향을 보인다. 그러나, fine와 finer 격자 시스템 사이에서는 그 변화가 매우 적다. 따라서, 본 연구에서는 네 가지 격자 시스템 중 fine 격자 시스템을 수치 결과의 수렴성과 계산 비용

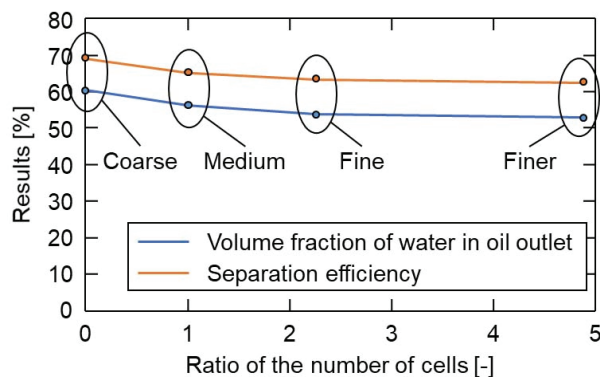


Fig. 4 Volume fraction of water in oil outlet and separation efficiency for four grid systems

측면을 고려하여 선택하였다.

이후, 본 연구의 수치해석 방법의 타당성을 확인하기 위해 본 연구의 수치 결과와 Ahmed 등⁽¹⁹⁾의 실험 결과를 오일 출구에서의 물 분율에 대해 비교하였다. 2가지 입구 유량 조건을 수치해석 기법 검증을 위해 선택하였다. 기체, 오일, 물의 유입 유량은 첫 번째 경우에서 각 30, 9.1, 9.1 LPM이고, 두 번째 경우에는 각 30, 22.7, 22.7 LPM이다. 두 경우 간에는 기체 유입 유량은 동일하고 오일과 물의 유입 유량에만 차이가 있다. Table 4는 본 연구의 수치해석과 Ahmed 등⁽¹⁹⁾의 실험에서 얻어진 오일 출구에서의 물 분율을 비교한 것이다. 두 입구 조건 모두에서 수치해석의 결과에서 얻어진 분율이 실험에서의 결과보다 더 낮은 물 분율이 확인된다. 그러나, 입구 유량이 증가함에 따라 물 분율이 증가하는 추세는 동일하다. 이러한 차이는 출구 조건의 영향에서 기인할 수 있다. Ahmed 등⁽¹⁹⁾은 분리장치의 각 배출구에 있는 밸브를 조정하여 물과 오일의 계면 높이를 조절하였다고 언급하였으나, 더 상세하게는 설명하지 않았다. 특히 물 밸브의 조건은 오일 층의 두께에 영향을 주기 때문에 같은 입구 유량 조건에서도 분리 성능이 크게 달라질 수 있다.⁽²⁰⁾ 즉, Ahmed 등의 실험 조건을 완벽히 구현할 수 없는 한계가 있으므로, 입구 유량에 따른 유동장 변화를 함께 확인할 필요가 있다.

Fig. 5는 두 가지 입구 유량에 대한 수치해석 결과를 대칭면에서 각 상의 체적 분율에 대해 나타낸 것이다. 입구 유량이 증가함에 따라 오일 상이 물 상의 내부로 더 깊고 넓게 침투하고 있으며, 그에 따라 입구 영역이 증가한 것이 확인된다. 또한, 계면의 변동도 더 크게 나타난다. 입구 영역 이후

Table 4 Comparison of resultant water fraction at oil outlet between present numerical simulations and experiments of Ahmed et al.⁽¹⁹⁾

Case	Water fraction at oil outlet	
	Present simulation	Ahmed et al.(2021)
Validation case 1	11.0%	23.5%
Validation case 2	30.0%	52.0%

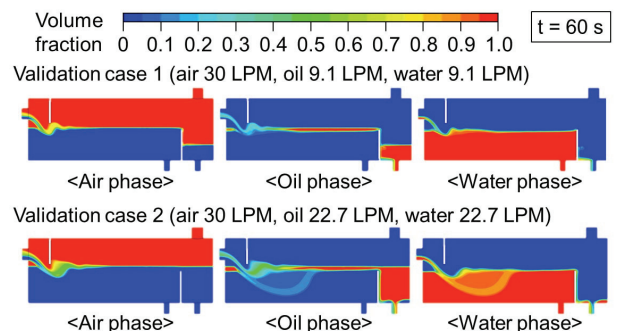


Fig. 5 Volume fraction contours for three phases in two validation cases at t = 60 s

에는 오일이 물 상의 위에 층을 형성하고, 위어를 넘어 오일 출구로 빠져나가는 모습이 관찰된다. 따라서, 분리성능에 대한 출구 조건의 영향성과 그림 5의 정성적 비교로부터 본 연구의 수치해석 기법은 분리성능의 추세를 파악하기에 적절한 것으로 판단하였다.

3. 분리장치 성능평가 결과

3.1 입구 유량의 영향

Fig. 6은 case 1~3에서 입구 유량에 따른 물과 오일 상의 체적 분율 분포를 나타낸 것이다. 체적 분율의 분포를 효과적으로 가시화하기 위해 최댓값을 0.1로 설정하였다. 세 경우 모두 입구를 통해 들어온 혼합물은 용기의 상류 끝에 부

딛힌 뒤 곡면을 따라 하강한다. 이후 혼합물은 중력 안정 영역을 따라 하류로 흐르면서 3개의 층으로 분리된다. 밀도에 따라 분리장치의 최상단에는 기체가 흐르고, 최하단에는 물이 흐른다. 그리고 기체와 물 사이에는 오일 층이 형성된다. 위어 상류 체적의 대부분은 물이 차지하고 있다.

Fig. 6은 또한 입구 유량에 따른 입구 영역, 오일 층, 위어 하류의 유동의 차이를 보여준다. Case 1에서는 입구 영역이 매우 짧으며, 오일 층이 거의 최상류 지점부터 얇게 형성된다. 또한, 위어를 넘어서 위어 벽면을 따라 낙하하여 결국에 오일 출구에 도달하는 물 상의 유동이 확인된다. Case 2에서는 입구 영역이 넓어진 모습이 확인된다. 혼합물이 입구 diverter에서 낙하한 뒤에 물과 오일이 혼재하는 영역이 상대적으로 넓게 존재한다. 또한, 오일층의 경우 case 2에서는 case 1보다는 하류의 영역에서 시작하나, 더 두꺼워진 것이

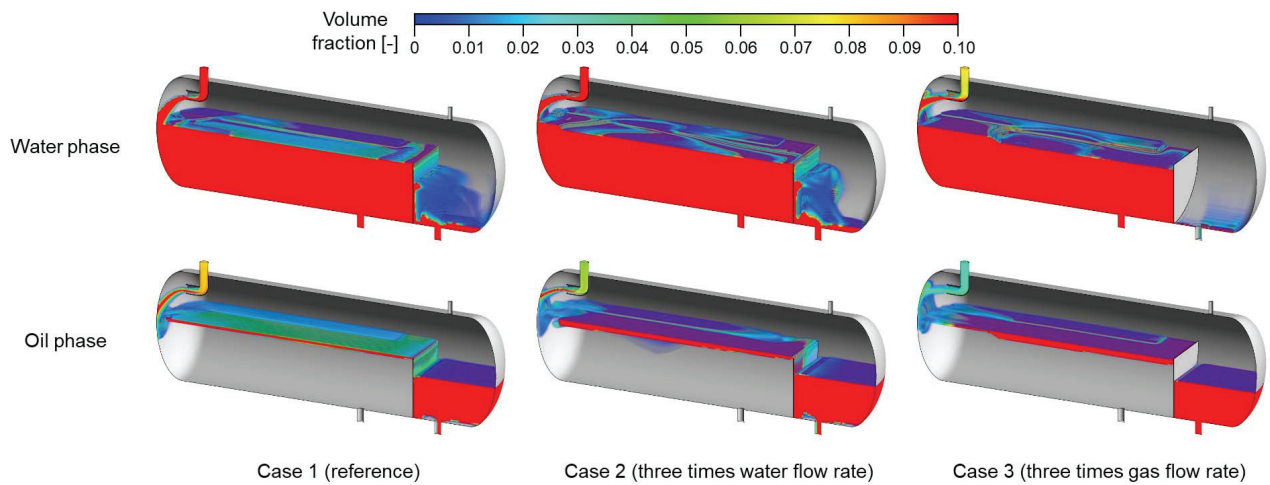


Fig. 6 Comparison of volume fraction distributions for water and oil phases across cases 1~3 under varying inlet flow rates

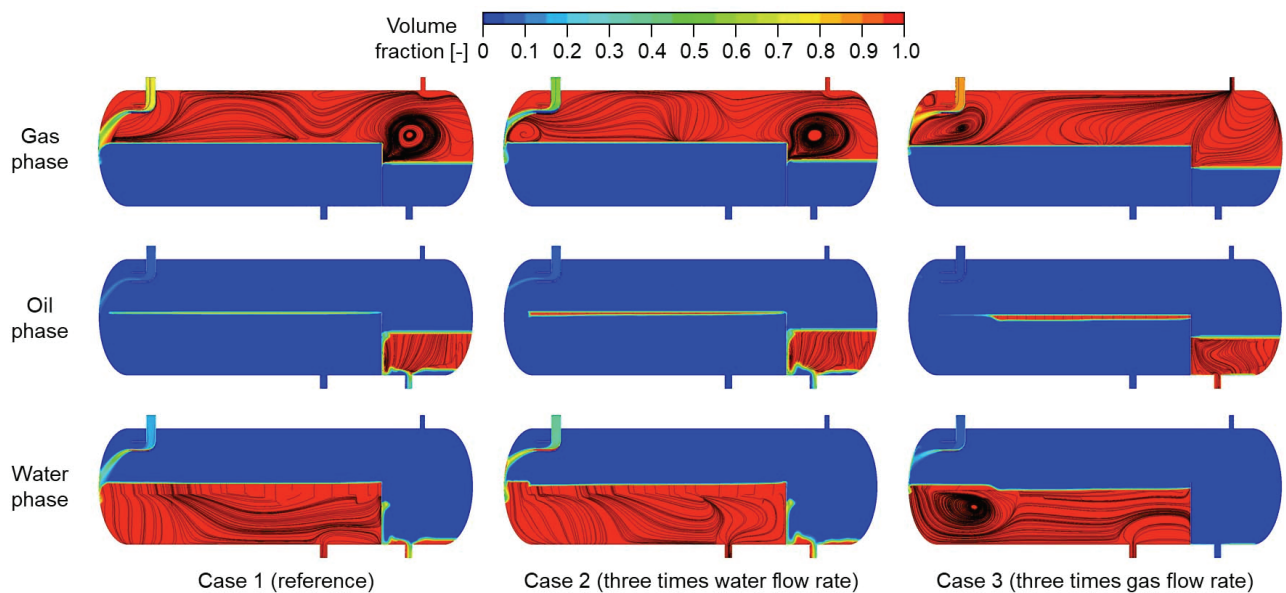


Fig. 7 Volume fraction distributions and streamlines on the symmetry plane for cases 1~3 at different inlet flow rates

확인된다. 특히, 용기 중반에는 물 상의 내부에 오일이 침입한 구역이 관찰된다. 그러나 위어를 넘어 오일 배출구로 도달하는 물 상의 거동은 case 1과 유사하다. Case 3에서는 유입된 혼합물이 더 강하게 용기 상부 벽에 충돌하고 있으며, 그에 따라 입구 영역이 더 확장되고, 오일층의 형성이 더 지연되는 것이 관찰된다. 하지만, 앞선 두 경우와 다르게 위어를 넘는 물 상이 거의 없는 것이 특징적이다. Case 1~3 간의 입구 영역과 오일층의 형성에서 나타나는 변화는 입구 유량의 증가함에 따라 운동량이 증가하였기 때문으로 볼 수 있다.

Fig. 7은 대칭면에서의 각 상의 체적 분율의 분포와 유선을 나타낸 것이다. 이 그림에서 체적 분율을 전체 범위인 0~1에 대해 나타내었다. 기체 상은 낙하된 이후 액체 상으로부터 분리되어 용기 상부로 먼저 상승한다. Case 1과 case 2에서는 이후 다시 하강과 상승을 반복하며, 위어 하류에 영역에 강한 와류 영역을 형성한다. 반면, Case 3에서는 위어 하류 영역에 와류 영역이 관찰되지 않는다. 한편, Fig. 7에서 입구 유량의 체적이 증가할수록 입구 부근에서의 기체 상의 와류가 크게 발생하는 것이 확인된다.

기체 상의 유동은 분리장치 하부의 액체 상의 유동에 영향을 주어, 오일 층의 형성과 위어 이후의 유체 양에도 영향을 줄 수 있다. 우선 앞서 언급한 입구 영역의 기체 상의 와류는 오일 층의 형성을 방해하는 요소로 작용할 수 있다. 기체 상의 와류를 따라 하부의 액체 상 내부에도 와류가 형성된다. 이는 특히 case 3에서 두드러지게 관찰되며, 결과적으로 오일 층은 와류 영역 이후에 형성됨을 알 수 있다. 또한, 위어 부근의 기체 거동은 오일 층의 두께와 위어 하류 영역에 물 상의 도달 여부에 영향을 준다. 두 상의 계면에는 두 상 간의 속도 차에 비례하여 계면 전단 응력이 작용한다. 오일 층의 경우, 전단 응력이 증가할수록 두께가 얇아지게 된다. Case 1과 case 2에서는 분리장치 상부에 부딪힌 뒤 하강하는 거동

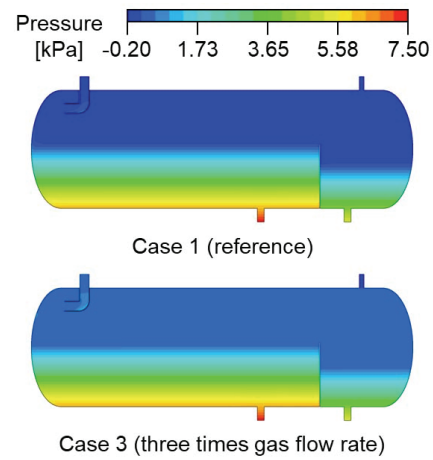


Fig. 8 Pressure distributions on the symmetry plane for cases 1 and 3 at different gas inflow rates

과 위어 부근에서 발생하는 와류로 인하여 오일 층의 두께는 위어로 다가갈수록 얇아지게 된다. 오일 층이 얇아지게 되면 위어를 넘어가는 물의 운동량을 제어하지 못하고, 결과적으로 위어 하류 영역에 물이 도달하게 된다. 반면, case 3에서는 분리장치 중반부터 기체가 기체 배출구를 향해 상승하고 있기 때문에, 앞선 경우들보다 오일 층의 두께가 얇아지는 현상이 약하게 발생한다. 결과적으로 위어를 넘는 물의 양이 감소하게 된다.

추가로, case 3에서 오일 층의 두께 증가와 위어 하류 영역에 물의 양을 감소시키는 또 다른 요인은 기체 상의 압력에 있다. Fig. 8은 case 1과 case 3의 분리장치 내 압력 분포를 대칭면에서 나타낸 것이다. 기체 배출구의 pressure-outlet 조건이 동일한 상태에서 case 3은 기체의 유량이 3배로 증가하였기 때문에 분리장치 내 압력은 상승하게 된다. 이러한 압력 상승은 계면을 아래 방향으로 더 강하게 누르게 되어, 결과적으로 오일 층의 두께가 두꺼워지는 데에 기여한다.

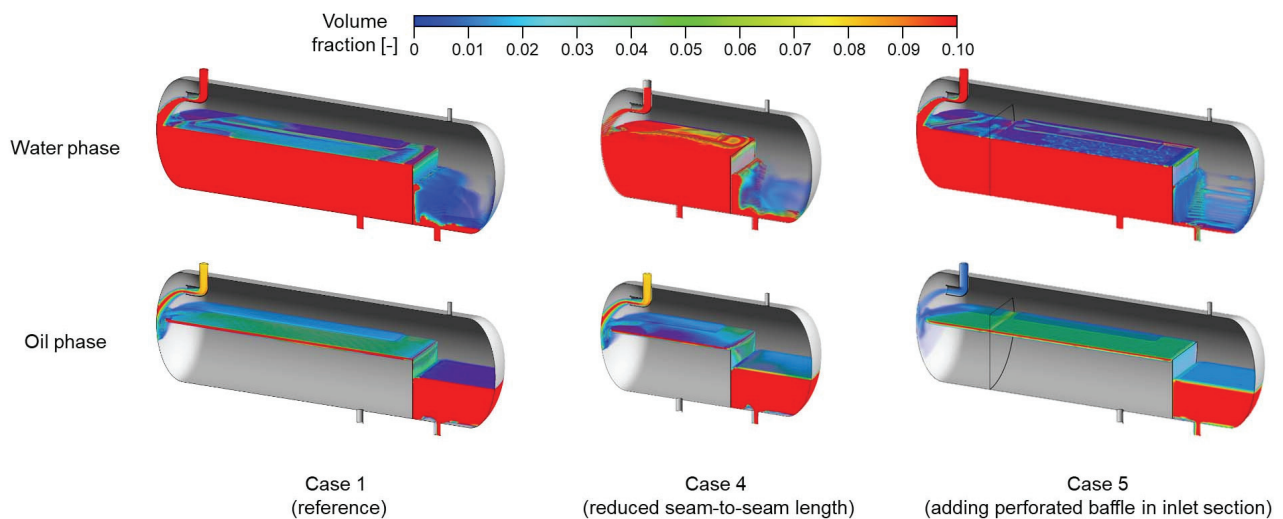


Fig. 9 Comparison of volume fraction distributions for water and oil phases across cases 1, 4, and 5 under varying geometries

3.2 내부 형상의 영향

Fig. 9는 case 1과 case 4, case 5의 물과 오일 상의 체적 분율 분포를 나타낸 것으로, 동일한 입구 유량 조건에서 분리장치 형상에 따른 유체 거동의 차이를 보여준다. 본 그림에서도 체적 분율의 분포를 효과적으로 가시화하기 위해 최대값을 0.1로 설정하였다. 세 경우 모두 입구 영역에서 혼합물이 낙하되는 양상은 유사하나, 그 이후의 거동은 내부 구조에 따라 달라진다. 짧아진 분리장치 길이가 짧아진 case 4에서는 위어 높이에서 오일 상의 체적 분율이 감소함과 동시에 물 상의 체적 분율이 증가하였으며, case 1과 같이 물 상이 위어 하류 영역에 상당히 분포해 있음을 알 수 있다. 반면 타공성 배플이 설치된 case 5에서는 위어 높이에서의 오일 상의 체적 분율이 감소하였으며, 위어 하류에서 관찰되는 물 상의 체적도 감소함이 확인된다.

Fig. 10은 case 1, case 4 그리고 case 5에서 각 상의 체적 분율 분포와 유선을 대칭면에 대해 나타낸 것이다. Case 4에서 case 1과 같이 기체상의 와류가 위어 하류에 있음이 관찰된다. 그러나 짧아진 분리장치의 길이로 인해 기체 상은 case 1과 같이 위어 도달 전에 하강하지 못하고 기체 배출구로 바로 향하고 있다. Case 5에서 기체 상은 배플에 의해 입구 영역 이후의 상승이 지연되었으며, 위어 하류의 와류는 크기가 작아짐과 동시에 위어에서 다소 떨어진 위치에 형성된다. 또한, 배플은 분리장치 하단에 있는 물 상의 거동이 더 빠르게 안정화되도록 돕는다. 배플이 없는 case 1에서는 유입된 혼합물의 하강하는 운동량에 의해 물 상이 물 배출구로 바로 향하지 못하고 위어까지 흘러가게 된다. 반면 case 5

에서는 배플이 유입 혼합물의 운동량이 하류로 전파되는 것을 억제하기 때문에 물 상이 물 배출구로 더 쉽게 향할 수 있게 된다. 결과적으로 배플에 의해 변경된 기체 상과 물 상의 유동장은 동일한 유입조건에서 case 1보다 더 두꺼운 오일 층을 형성할 수 있게 하고, 위어 하류 영역에는 더 적은 물 상이 도달하도록 한다.

3.3 분리 성능

Fig. 11은 5가지의 유입 유량 및 내부 형상 조건에서 수행한 수치해석에서 얻어진 오일 출구에서의 물 분율과 분리 효율을 비교한 것이다. 이때 분리효율은 식 (33)으로 계산된다. Fig. 11로부터 분리효율은 전반적으로 오일 출구에서의 물 분율이 감소할수록 상승함을 확인할 수 있다.

특이하게, case 2는 case 1에 비해 오일 출구에서의 물 분율이 감소하였음에도 분리 효율도 감소한 것으로 확인된다. 이는 오일 출구로 빠져나가는 물 분율은 줄었으나, 입구 유량 대비 오일 출구로 배출되는 물 유량의 비율이 증가하였음을 의미한다. 반면, case 3에서는 Fig. 6에서 확인한 것과 같이 99.9%의 분리효율을 보여, 오일과 물 간의 분리가 잘 이뤄진다. 이로부터 동일 형상의 분리장치에서는 기체 유량의 증가보다는 물 유량의 증가에 유의해야 함을 알 수 있다.

Case 5의 경우, 앞서 서술한 바와 배플의 영향으로 유동장이 상 분리에 유리하게 조정되면서, case 1에서 46.2%였던 분리효율이 case 5에서는 78.6%로 크게 증가하였다. 위의 결과로부터 타공 배플이 분리장치 성능 향상에 기여할 있음을 알 수 있다.

한편, case 4의 경우에는 case 1보다 분리장치의 길이가

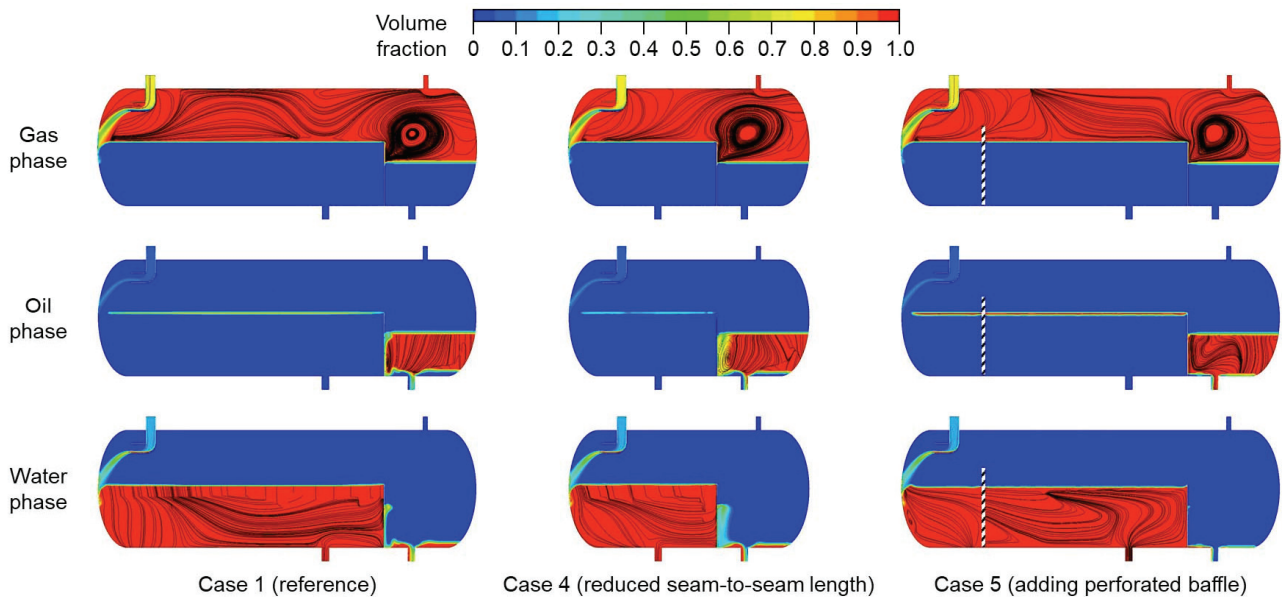


Fig. 10 Volume fraction distributions and streamlines on the symmetry plane for cases 1, 4, and 5 at different geometries

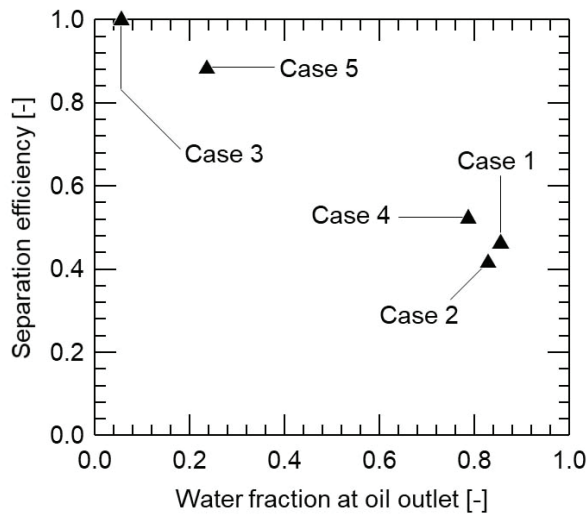


Fig. 11 Water fraction at oil outlet and separation efficiency for five cases

짧아졌음에도 분리성능이 소폭 향상된 결과가 나타났다. 이는 Fig. 10에서 설명한 바와 같이 짧은 분리장치 길이로 기체 상이 재하강 없이 기체 배출구로 바로 향하기 때문으로 볼 수 있다. 또한, 물 배출구의 위치가 입구 영역에 가까워지면서 case 1에 비해 물 상이 낙하 후 배출구로 바로 향하기 쉬운 환경인 것도 원인으로 보인다.

그러나, case 4와 같이 분리장치의 길이를 감소시키는 것은 보다 면밀한 검토가 필요해 보인다. 일반적으로 동일 직경에서 분리장치의 길이가 길어지면 유체의 체류 시간이 증가하면서 분리성능이 향상된다. 또한, 기존 문헌에서 추천하는 분리장치의 적정 slenderness ratio(분리장치 직경에 대한 seam-to-seam 길이의 비율) 범위도 고려할 필요가 있다. Slenderness ratio에 대해 Monnery와 Svrcek⁽²⁾는 1.5~6.0을 추천하며, Stewart와 Arnold⁽⁵⁾는 3.0~5.0을 추천한다. Case 4의 slenderness ratio는 1.55이므로, 기존 문헌의 추천 범위와 비교하면 작은 편에 속한다. 또한, 서론에서 언급한 바와 같이 분리장치의 부피가 줄어들면 서징이나 슬러그 유동과 같은 간헐적이 입구 유량 변동에 취약할 수 있다.

3.4 Liquid carryover와 gas carryunder

Liquid carryover와 gas carryunder는 분리장치의 성능에 영향을 주는 중요한 현상이다. 전자는 입구영역에서 발생한 액적이 분리장치 출구 영역에 도달하였음에도 하부의 액체로 합류하지 못하거나, 기체 흐름의 전단에 의해 계면에서 액적 분리가 발생하여 기체 출구까지 액적이 동반되는 경우를 의미한다. 후자는 입구영역에서 액체상 내로 유입된 기포가 분리장치 출구 영역에 도달하기 전에 부유하지 못하고 물 또는 오일 배출구로 함께 배출되는 경우이다.

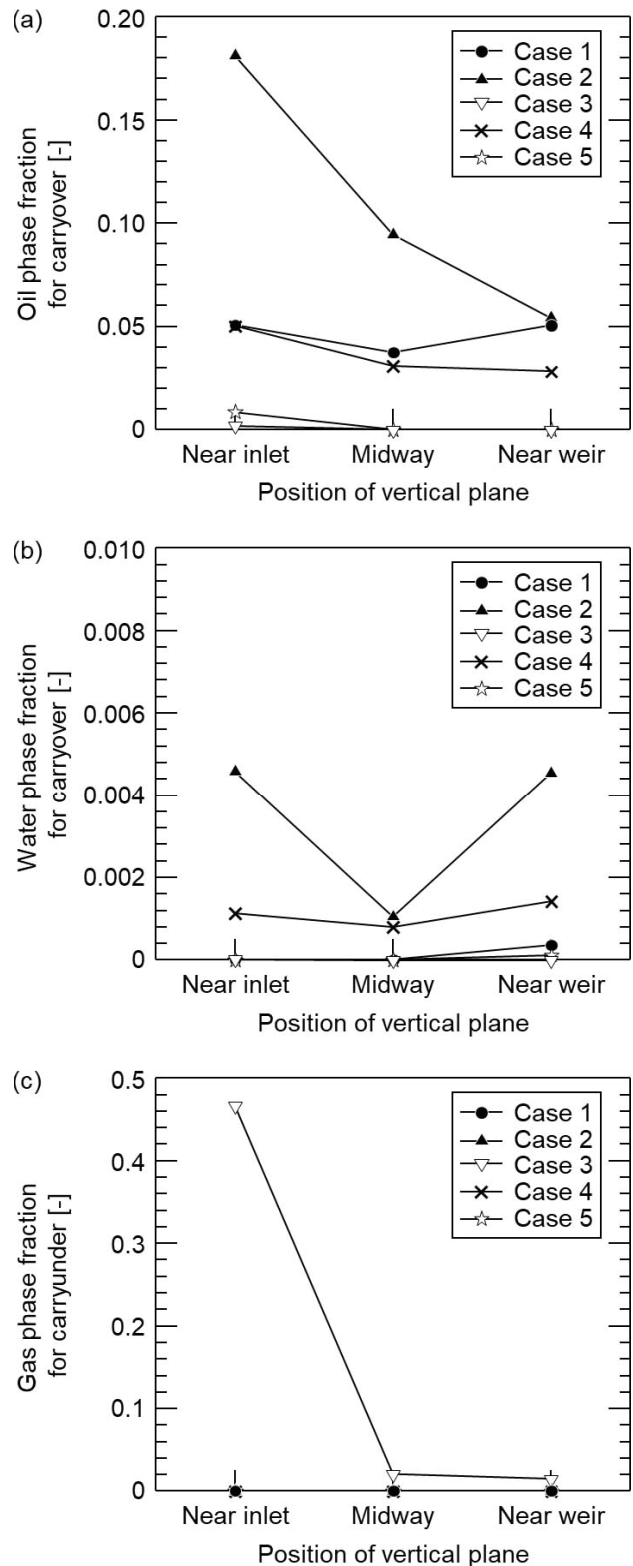


Fig. 12 Fractions of (a) oil phase carryover, (b) water phase carryover, and (c) gas phase carryunder at three positions

Fig. 12는 본 연구의 5개의 해석 조건에서 3가지 다른 위치에서 확인한 liquid carryover와 gas carryunder를 나타

낸다. Liquid carryover는 보다 상세하게 오일 상과 물 상에 대한 것으로 구분된다. Liquid carryover 또는 gas carryunder 분율은 분리장치의 단면적에서 carryover 또는 carryunder 된 각 상의 질량유량을 해당 상의 입구 질량유량과 비교하여 계산한 것이다. 입구 부근(near inlet)과 위어 부근(near weir)은 각각 상류 seam에서 330 mm, 위어로부터 상류 방향으로 50 mm 떨어진 지점이다. 또한, 중간 지점(midway)은 두 지점의 중간에 해당한다. 특히, liquid carryover는 기체상의 국부 분율이 0.7 이상인 단면적을, gas carryunder는 위어 높이 700 mm보다 낮은 단면적에서 산정된다.

Fig. 12(a)는 대부분의 케이스에 대해 오일 상의 carryover가 하류로 갈수록 감소한다. 이는 오일 층이 점진적으로 형성되고 있음을 나타낸다. 물의 유입유량이 3배로 증가하는 case 2에서는 carryover 분율이 입구영역에서 0.18로 비교적 높았으나, 위어 부근에 다다르면서 0.05로 감소하여 case 1과 유사한 수준이 된다. Fig. 12(b)는 물 상의 carryover 분율이 모든 경우에서 0.01 미만으로 무시할 수 있는 수준임을 보여주며, 오일 상의 경우와 대조적이다. 이는 입구영역 직후부터 성장한 오일 층에 의해 물 상과 기체 상이 공간적으로 분리되기 때문으로 보인다. Fig. 12(c)에서 기체 상의 carryunder 분율은 대부분의 경우에서 0.01 미만이다. 기체 유입 유량이 3배 증가된 case 3의 carryunder 분율은 입구영역에서는 약 0.47이나, 중간지점까지 빠르게 감소하여 위어 부근에서는 0.015로 낮아진다.

Fig. 11과 Fig. 12 간 비교로부터 오일 상의 carryover 분율이 증가할수록 분리효율이 감소하는 경향이 확인된다. 이는 오일 상 carryover의 증가는 오일 층이 충분한 두께로 형성되지 않아 위어를 넘어가는 물의 흐름을 제어하지 못하였음을 시사한다. 따라서, 분리장치의 오일 상의 carryover는 3상 수평형 중력 분리장치의 운전 상태를 평가하는 핵심 지표로 판단된다.

4. 결 론

본 연구는 공기-오일-물 혼합물이 유입되는 3상 수평형 중력 분리장치의 성능평가를 위한 수치해석을 수행하였다. 분리장치는 1.3 m의 직경과 3.55 m의 길이를 가지며, inlet diverter와 위어를 내부 구조로 포함한다. 입구 유량과 분리장치의 형상이 분리성능에 미치는 영향을 확인하기 위해 5개의 시나리오를 선정하였다. 분리장치 수치해석에는 다상 모델로 오일러 모델과 난류 모델로 $k-\epsilon$ 모델을 사용하였으며, 보다 정확한 모사를 위해 계면 면적 농도를 함께 적용하였다. 본 연구로부터 도출된 주요 결과는 다음과 같다.

1) 분리장치의 유입 유량이 증가하면 혼합물의 운동량이 커지고, 이에 따라 기체 상의 와류가 강해지며 오일 층의 형

성이 지연된다. 이러한 유동 구조는 위어 근처에서 오일 층을 얇아지게 만들어 물 상이 오일 출구로 동반 유출되어 분리 효율이 저하된다. 그러나 기체 유량이 충분히 증가한 경우, 내부 압력 상승과 유동 안정화가 오일 층 두께 증가에 기여하여 높은 분리 효율을 달성할 수 있었다.

2) 내부 형상의 변화도 분리 성능에 큰 영향을 주었다. 특히 타공 배플이 설치된 경우에는 유동장이 효과적으로 안정화되어, 혼합물의 운동량이 하류로 전달되는 것을 억제하고, 물 상이 곧바로 물 출구로 유도되었다. 이로 인해 기준 조건에 비해 분리 효율이 크게 향상되었다. 한편, 분리장치의 길이를 줄인 경우에도 일정 수준의 성능 향상이 나타났으나, 이는 문헌에서 제안하는 적정 slenderness ratio 범위에서 벗어날 가능성이 있으며, 서징이나 슬러그 유동과 같은 비정상 유동에 대한 취약성이 존재할 수 있어, 보다 면밀한 검토가 요구된다.

3) 분리장치의 성능은 오일 상의 carryover는 강한 상관관계를 보인다. 이는 오일 층의 형성 여부가 분리성능을 좌우하는 핵심 지표임을 시사한다. 반면, 물과 기체 상의 carryover 및 carryunder는 대부분의 조건에서 매우 낮은 수준으로 나타나, 분리성능 저하에 미치는 영향은 제한적인 것으로 판단된다.

결론적으로, 수평형 중력 분리장치의 분리 성능은 단순한 체류시간 확보만으로는 보장되지 않으며, 출구 경계 조건, 입구 운동량, 내부형상 등 다양한 요인에 대해 복합적인 최적화가 필요하다. 또한, 우수한 분리성능의 확보를 위해서는 오일 층이 발달할 수 있는 조건이 요구된다. 향후 연구에서 다양한 유량 조건과 분리장치 구조에 대해 평가하여, 최적화된 분리장치 형상을 도출할 계획이다.

후 기

This work was supported by the Korea Agency for Infrastructure Technology Advancement (KAIA) grant funded by the Ministry of Land, Infrastructure and Transport(Grant RS-2022-00143541)

References

- (1) Bothamley, M. and Campbell, J. M., 2013, "Gas/Liquid Separators: Quantifying Separation Performance - Part 1," Oil and Gas Facilities, Vol. 2, No. 4, pp. 21~29.
- (2) Monnery, W. D. and Svrcek, W. Y., 1994, "Successfully Specify Three-Phase Separators," Chemical Engineering

- Progress, Vol. 90, pp. 29~40.
- (3) Bothamley, M. and Campbell, J. M., 2013, "Gas/Liquid Separators: Quantifying Separation Performance - Part 2," Oil and Gas Facilities, Vol. 2, No. 5, pp. 35~47.
 - (4) Bothamley, M. and Campbell, J. M., 2013, "Gas/Liquid Separators: Quantifying Separation Performance - Part 3," Oil and Gas Facilities, Vol. 2, No. 6, pp. 34~47.
 - (5) Stewart, M. and Arnold, K., 2008, Gas-Liquid and Liquid-Liquid Separators, Gulf Professional.
 - (6) Laleh, A. P., Svrcek, W. Y., and Monnery, W. D., 2012, "Design Criteria for Oilfield Separators Improved by Computational Fluid Dynamics," Chemical Engineering and Technology, Vol. 35, No. 2, pp. 323~333.
 - (7) Ahmed, T., Hamad, F., and Russell, A., "The Use of CFD Simulations to Compare and Evaluate Different Sizing Algorithms for Three-Phase Separators," Offshore Technology Conference, Rio de Janeiro, Brazil, OTC-28066-MS.
 - (8) Ghaffarkhah, A., Shahrabi, M. A., Moraveji, M. K., and Eslami, H., 2017, "Application of CFD for Designing Conventional Three Phase Oilfield Separator," Egyptian Journal of Petroleum, Vol. 26, No. 2, pp. 413~420.
 - (9) Carvalho, A. J. G., Galindo, D. C., Tenorio, M. S. C., and Marinho, J. L. G., 2020, "Modeling and Simulation of a Horizontal Three-Phase Separator: Influence of Inlet Flow," Brazilian Journal of Petroleum and Gas, Vol. 14, No. 3, pp. 137~155.
 - (10) Carvalho, A. J. G., Galindo, D. C., Tenorio, M. S. C., and Marinho, J. L. G., 2020, "Modeling and Simulation of a Horizontal Three-Phase Separator: Influence of Physicochemical Properties of Oil," Brazilian Journal of Petroleum and Gas, Vol. 14, No. 4, pp. 205~220.
 - (11) Archarya, T. and Potter, T., 2021, "A CFD Study on Hydrocarbon Mean Residence Time in a Horizontal Oil-Water Separator," SN Applied Science, Vol. 3, No. 4, Article No. 492.
 - (12) Baghi, M. D. Y. and Karimi, M., 2023, "Investigating the Mean Residence Time in a Two-Phase Oil-Water Separator Using Volume Of Fluid Multiphase Theory in Computational Fluid Dynamics Simulation," SPE Production & Operations, Vol. 38, No. 3, pp. 527~536.
 - (13) ANSYS Inc., 2019, ANSYS & Fluent, T. Guide, release 19.1.
 - (14) Takamasa, T. and Tomiyama, A., 1999, "Three-Dimensional Gas-Liquid Two-Phase Bubbly Flow in a C-Shaped Tube," Ninth International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics, San Francisco, CA, USA, pp. 3~8.
 - (15) Tomiyama, A., 1998, "Struggle with Computational Bubble Dynamics," Multiphase Science and Technology, Vol. 10, No. 4, pp. 369~405.
 - (16) Frank, T., Shi, J. M., and Burns, A. D., 2004, "Validation of Eulerian Multiphase Flow Models for Nuclear Safety Applications," Third International Symposium on Two-Phase Flow Modeling and Experimentation, Pisa, Italy, pp. 22~25.
 - (17) Hibiki, T. and Ishii, M., 2000, "One-Group Interfacial Area Transport of Bubbly Flows in Vertical Round Tubes," International Journal of Heat and Mass Transfer, Vol. 43, No. 15, pp. 2711~2726.
 - (18) Oshinowo, L., Elsaadawy, E., and Vilagines, R., 2014, "CFD Modeling of Oil-Water Separation Efficiency in Three-Phase Separators," 10th International Conference on CFD in Oil & Gas, Metallurgical and Process Industries, Trondheim, Norway, pp. 207~216.
 - (19) Ahmed, T. G., Russell, P. A., Makwashi, N., Hamad, F., and Gooneratne, S., 2021, "The Effects of Inlet Flow Rates and Slenderness Ratio on the Separation Performance of a Horizontal Three-Phase Separator," SPE Production & Operations, Vol. 36, No. 4, pp. 962~975.
 - (20) Shin, H. C., Jang, H. L., Hwang, I., and Seo, H., 2025, "Numerical Study on the Effect of Water Outlet Pressure on the Performance of a Horizontal Gravity Separator for Three-Phase Mixtures," Turbulence, Heat and Mass Transfer 11, Tokyo, Japan, MP-4-05.