

수평 원관 내 공기-오일 플러그 유동의 역학 모델 개발

김형근* · 김성민**†

Development of a Mechanistic Model for Air-Oil Plug Flow in Horizontal Circular Pipe

Hyeong-Geun Kim*, Sung-Min Kim**†

Key Words : Two-phase flow(이상 유동), Plug flow(플러그 유동), Mechanistic model(역학모델), Pressure drop(압력강하)

ABSTRACT

This study provides a new mechanistic model for air-oil plug flow for predicting two-phase pressure drop in horizontal circular pipes. Experiments were conducted with a two-phase air-oil mixture in a horizontal circular pipe with an inner diameter of 40 mm by varying the air and oil superficial velocities within ranges of 0.04-0.27 m/s and 0.20-0.94 m/s, respectively. Closer empirical correlations were developed for the bubble body velocity, bubble body length, bubble tail length, and liquid film thickness based on the flow visualization data. The new model shows good agreement with experimental pressure drop data, evidenced by an overall mean absolute error value of 5.66%.

1. 서 론

하나의 관내에 두 가지 이상의 유체를 동시에 흘려보내는 다상 유동은 원유 수송 파이프나 발전소의 스팀 파이프 등 다양한 산업 현장에서 흔히 사용되고 있는 유체 운반 방식이다. 이러한 다상 유동 현상은 관내를 흐르는 유체의 조건에 따라 다양한 유동 특성들을 가지는데 물리적, 형태적 특징에 따라 기포 유동(Bubbly flow), 플러그 유동(Plug flow), 슬러그 유동(Slug flow), 환상 유동(Annular flow), 파형 유동(Wavy flow), 성층 유동(Stratified flow) 등으로 분류한다. 이러한 유동 양식은 각 상의 속도와 물성치뿐만 아니라 관내 압력 조건, 기울기, 내경, 주변 온도 조건 등 여러 인자들의 영향을 받는다.

다상 유동은 그 유동 양식에 따라 물질 및 운동량 전달량이 크게 변하므로 이에 따른 파이프 손상 및 유체 전달량 감소 등 산업 전반에 걸쳐 경제적인 영향이 지대하다. 따라서 이러한 유동을 정확하게 예측하고 파이프라인을 설계하는 것은 매우 중요한 연구 주제이다.

공기-오일을 이용한 이상 유동 실험은 주로 기포의 속도,

길이, 빈도수, 기포 분율(void fraction), 액체부피비(liquid holdup) 등을 측정하고 이를 이전 실험 결과들과 비교하거나 상관식을 개발하는 연구들이 진행되어 왔다. Foletti 등⁽¹⁾은 내경 22 mm의 수평관에서 공기-오일을 이용한 이상 유동 실험을 수행하였고 기포와 오일의 겹보기 속도에 따른 유동 양식 맵과 기포의 길이, 기포 속도 등을 측정하여 제시하였다. Abdulkadir 등⁽²⁾은 내경 67 mm의 수평관에서 이상 유동 실험을 수행하고 기포의 속도, 길이, 빈도수, 기포 분율, 압력강하를 측정하여 이전 상관식들과 비교하였으며 더하여 기체의 겹보기 속도와 플러그 유동의 다양한 물리량(압력강하, 기포 분율, 기포 길이, 기포 빈도수)들의 관계를 분석하였다.

실험뿐만 아니라 역학모델 개발을 통해 이상 유동의 유동 특성을 파악하려는 연구도 진행되었다. Netto 등⁽³⁾은 플러그 유동이나 슬러그 유동같은 간헐적 유동(Intermittent flow)의 기포 형상을 관 내경, 액체 필름의 속도, 기포 속도와 기포 부피를 이용하여 예측하는 기포 형상 예측 모델을 개발하였고 실험값을 잘 예측함을 확인하였다. Cook과 Behnia⁽⁴⁾는 간헐적 유동(Intermittent flow)에 대하여 기포의 전단

* 성균관대학교 대학원 기계공학과(Graduate School of Mechanical Engineering, Sungkyunkwan University)

** 성균관대학교 기계공학부(School of Mechanical Engineering, Sungkyunkwan University)

† 교신저자, E-mail : smkim@skku.edu

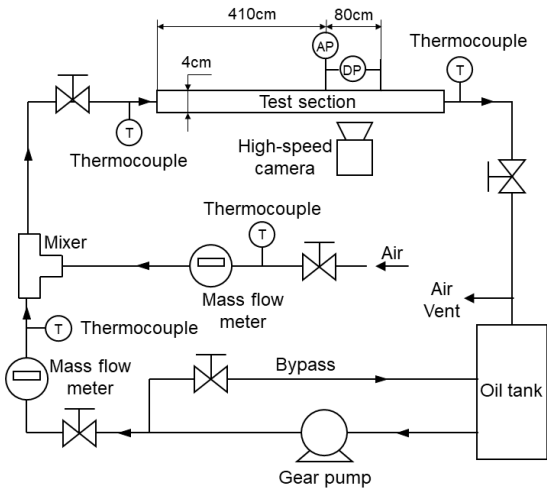


Fig. 1 Schematic of the current experimental apparatus and test section

(Nose)과 꼬리(Tail)의 속도 비를 측정하고 두 속도 사이의 상관식을 개발하였으며 이를 이용하여 기포 길이를 예측하는 모델을 제시하였다. Zhang 등⁽⁵⁾은 슬러그 유동, 성층 유동, 기포 유동에 대한 압력강하 모델을 각각의 유동 특성들을 고려하여 개발하였다. 또한 각 유체 유동에서의 천이 조건의 기준을 정리하고 기체-액체 경계에서의 전단 응력 및 액체부피비의 관계식을 제시하였다.

본 연구에서는 플러그 유동의 유동 특성을 분석하여 플러그 유동의 압력강하를 예측할 수 있는 역학 모델을 개발하였다. 동시에 내경 40 mm의 원형 수평관을 이용하여 공기-오일을 이용한 플러그 이상 유동 실험을 수행하였다. 실험으로 측정된 데이터들을 이용하여 공기와 오일의 겹보기 속도에 따른 기포 속도와 기포 몸체(Body) 길이, 기포 꼬리(Tail) 길이 그리고 액체 필름의 높이(h)에 관한 상관식을 만들었고 이를 플러그 유동 압력강하 역학 모델에 적용하여 압력강하를 예측하고 실험으로 측정된 압력강하 데이터와 비교하여 모델을 검증하였다.

2. 실험 장치 및 방법

본 연구는 내경 40 mm의 투명 아크릴 파이프를 이용하여 공기-오일 이상유동 실험을 수행하였다. Fig. 1은 본 연구에서 사용한 이상유동 실험 장치의 개략도를 나타낸다. 일정한 유량의 공기와 오일이 믹서(Mixer)에서 섞여 아크릴 파이프로 들어가게 되고 150 D 길이의 시험부를 지나 공기는 대기중으로 분리되고 오일은 탱크로 회수하는 시스템이다. 시험부 입구로부터 100 D 길이만큼 떨어진 위치에 압력계를 설치하여 압력강하를 실시간으로 측정하였다. 또한 초고속 카메라를 이용하여 가시화 데이터를 수집하고 공기-오일 유량 조건별 유동 양식의 변화 및 특징을 관찰하였다. 실험은 상

Table 1 Properties of oil and air at 20°C and 1 atm

Oil		Air	
μ_{oil} (Pa·s)	0.0481	μ_{air} (Pa·s)	1.84e-5
ρ_{oil} (kg/m ³)	878	ρ_{air} (kg/m ³)	1.225

온(20°C)에서 수행하였으며 Table 1은 실험에서 사용한 유체의 물성치 값을 나타낸다.

본 실험에서 사용한 공기와 오일의 겹보기 속도는 각각 0.04 ~ 0.27 m/s와 0.20 ~ 0.94 m/s이다. 공기와 오일 유량계의 측정 유량 오차값은 각각 0.3%, 0.5%이고 압력계의 측정오차는 0.08%이다. 실험의 상세한 방법은 Kim 등⁽⁶⁾에 의해 수행된 연구에 설명되어 있다.

3. 실험 결과

유체 유량별 가시화 데이터를 이용하여 각 상별 겹보기 속도에 따른 기포 속도와 액체 필름의 높이를 측정하였다. 기포 속도는 기포의 전단(Bubble nose)을 기준으로 측정하였고 이를 이용하여 기포의 몸체 길이와 기포의 꼬리 길이를 계산하였다. 액체 필름의 높이는 기포 전단과 기포 꼬리의 중간지점에서 측정하였다. 하나의 유량 조건마다 평균 6~9개의 플러그 단위 셀을 조사하여 유량 조건별 기포 속도, 길이 등에 대해 평균값을 구하였다.

Fig. 2는 실험에서 측정된 이상 유동 데이터를 겹보기 속도에 따라 Mandhane 등⁽⁷⁾의 유동 양식 지도에 표현한 그림이다. 공기의 겹보기 속도가 일정하고 오일의 겹보기 속도가 줄어드는 경우 그리고 오일의 겹보기 속도가 일정하고 공기의 겹보기 속도가 줄어드는 경우 모두 기포 꼬리의 길이가 길어지는 것을 확인할 수 있었다.

4. 역학 모델 개발

4.1 플러그 단위 셀의 압력강하

Zhang 등⁽⁵⁾과 Gomez 등⁽⁸⁾은 슬러그 유동을 기포 영역과 액체 슬러그 영역, 두 가지로 구분지어 각각의 영역에 대해 압력강하를 계산하고, 이를 이용해 전체 슬러그 유동의 압력강하 예측을 위한 역학 모델을 개발하였다. 본 연구에서 목표로 하는 플러그 유동은 슬러그 유동과는 달리 기포의 꼬리가 길게 형성되므로 세 가지 영역으로 구분하였으며 이는 각각 기포의 꼬리(Bubble tail) 영역, 기포의 몸체(Bubble body) 영역, 액체 플러그(Liquid plug) 영역이다. 플러그 유동은 이러한 세 가지 영역이 연속적으로 지나가는 형태를 가진 유동이기에 때문에 각 영역의 압력강하를 계산하여 전체 플러그 유동의 압력강하를 예측하는 역학 모델을 개발하였다.

Fig. 3은 플러그 유동을 세 가지 영역으로 구분하여 나타

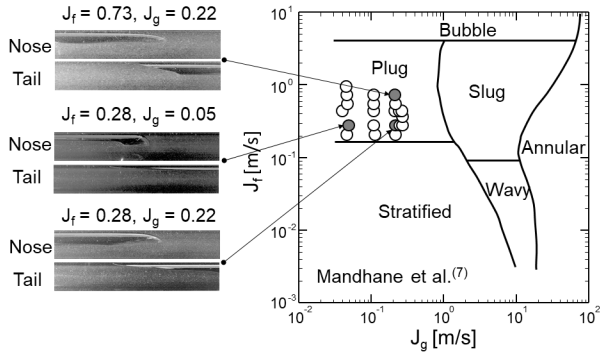


Fig. 2 Representative air-oil plug flow patterns, and comparison of experimental data with flow regime map of Mandhane et al. (7)

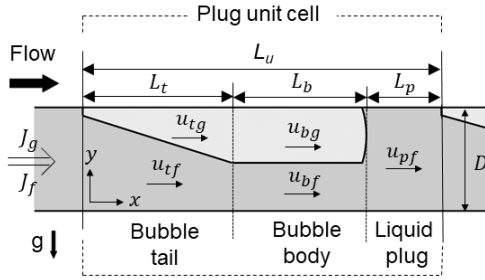


Fig. 3 Schematic of plug unit cell

낸 개념도이며 영역별 길이와 각 상의 속도를 표시하였다. 다음은 본 연구의 플러그 유동 압력강하 역학 모델의 주요 가정들이다.

- ① 플러그 이상 유동은 정상상태, 비압축성, 완전 발달 유동이다.
- ② 관의 벽면은 단열이다.
- ③ 액체 플러그 영역의 기포 분율은 0이다.
- ④ 기포 몸체 영역에서 액체 필름의 높이는 일정하며 기포 꼬리 영역에서는 수력도약현상이 없고 액체 필름의 높이가 선형적으로 변한다.
- ⑤ 기포 꼬리의 최소 두께는 1 mm이다.
- ⑥ 기포 꼬리 속도 u_{tg} 는 기포 몸체 속도 u_{bg} 와 같다.
- ⑦ 플러그 유동의 각 영역별 기체상, 액체상의 유체 속도는 일정하다.

초기에 투입되는 기체상과 액체상의 걸보기 속도(J_g, J_f)에 따라 플러그 유동의 기포 꼬리 길이(L_t), 기포 몸체 길이(L_b) 및 액체 플러그의 길이(L_p)가 달라지므로 하나의 플러그 단위 셀(Plug unit cell)의 압력강하는 다음과 같이 계산된다.

$$\left(\frac{dp}{dx}\right)_{unit} = \left(\frac{dp}{dx}\right)_{tail} \left(\frac{L_t}{L_u}\right) + \left(\frac{dp}{dx}\right)_{body} \left(\frac{L_b}{L_u}\right) + \left(\frac{dp}{dx}\right)_{plug} \left(\frac{L_p}{L_u}\right) \quad (1)$$

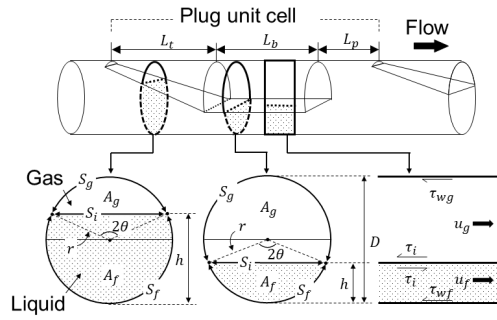


Fig. 4 Schematic of mechanistic model with wall and interfacial shear stress components

Fig. 4는 원형 파이프 내부 플러그 유동의 3D 형상과 액체 필름의 높이 h 가 관의 반지름 r 보다 큰 경우의 단면도 그리고 작은 경우의 단면도 및 측면도이며 각 상별 접수길이 S (Wetted perimeter)와 유동 단면적 A 그리고 전단 응력 τ (Shear stress)를 표시하였다. 이를 이용하면 플러그 유동의 각 영역별 압력강하는 식 (2)와 같이 나타낼 수 있다.

$$-\left(\frac{dp}{dx}\right)_k = \frac{\tau_{kf} S_{kf}}{A_{kf}} + \frac{\tau_{kg} S_{kg}}{A_{kg}} \quad (2)$$

여기서 하첨자 f 는 액체, g 는 기체 그리고 k 는 플러그 유동의 각 영역을 의미한다.

액체 필름 높이 h 와 관 반지름 r 의 관계에 따라 각 상별 주변 길이 S 와 유동 단면적 A 를 다음과 같이 계산할 수 있다.

$$i) h \geq r$$

$$S_g = 2r \cos^{-1} \left(\frac{h-r}{r} \right) \quad (3)$$

$$S_f = 2r\pi - 2r \cos^{-1} \left(\frac{h-r}{r} \right) \quad (4)$$

$$A_g = r^2 \cos^{-1} \left(\frac{h-r}{r} \right) - (h-r)^2 \tan \left(\cos^{-1} \left(\frac{h-r}{r} \right) \right) \quad (5)$$

ii) $h < r$

$$S_g = 2r\pi - 2r \cos^{-1} \left(\frac{r-h}{r} \right) \quad (6)$$

$$S_f = 2r \cos^{-1} \left(\frac{r-h}{r} \right) \quad (7)$$

$$A_g = r^2 \pi - r^2 \cos^{-1} \left(\frac{r-h}{r} \right) + (r-h)^2 \tan \left(\cos^{-1} \left(\frac{r-h}{r} \right) \right) \quad (8)$$

한편, 관의 단면에서 전체 면적당 각 상별 면적비(기체상은 기포 분율(Void fraction), 액체상은 액체부피비(Liquid holdup)를 α 로 두면 다음 식이 만족된다.

$$J_f = u_{tf} \alpha_{tf} \frac{L_t}{L_u} + u_{bf} \alpha_{bf} \frac{L_b}{L_u} + u_{pf} \alpha_{pf} \frac{L_p}{L_u} \quad (9)$$

$$J_g = u_{tg} \alpha_{tg} \frac{L_t}{L_u} + u_{bg} \alpha_{bg} \frac{L_b}{L_u} + u_{pg} \alpha_{pg} \frac{L_p}{L_u} \quad (10)$$

여기서 하첨자 t, b, p 는 각각 기포의 꼬리 영역, 기포의 몸체 영역, 그리고 액체 플러그 부분을 의미한다. 또한 기체 상과 액체상의 겉보기 속도(J_g, J_f)는 식 (11)의 관계를 만족한다.

$$u_m = J_f + J_g \quad (11)$$

여기서 u_m 은 혼합 유체속도(Mixture velocity)이며 가정 ①에 의해 다음 식이 만족한다.

$$u_m = \alpha_{tg} u_{tg} + \alpha_{tf} u_{tf} = \alpha_{bg} u_{bg} + \alpha_{bf} u_{bf} = \alpha_{pg} u_{pg} + \alpha_{pf} u_{pf} \quad (12)$$

$$\alpha_{tg} + \alpha_{tf} = \alpha_{bg} + \alpha_{bf} = \alpha_{pg} + \alpha_{pf} = 1 \quad (13)$$

식 (2)를 이용하여 플러그 유동의 각 영역별 압력강하를 구하면 다음과 같다.

$$-\left(\frac{dp}{dx}\right)_t = \frac{\tau_{tf} S_{tf}}{A_{tf}} + \frac{\tau_{tg} S_{tg}}{A_{tg}} \quad (14)$$

$$-\left(\frac{dp}{dx}\right)_b = \frac{\tau_{bf} S_{bf}}{A_{bf}} + \frac{\tau_{bg} S_{bg}}{A_{bg}} \quad (15)$$

$$-\left(\frac{dp}{dx}\right)_p = \frac{\tau_{pf} S_{pf}}{A_{pf}} \quad (16)$$

가정 ③으로 인해 액체 플러그 영역에서의 압력강하 식 (16)은 벽과 액체상의 마찰압력강하식으로만 계산된다. 벽과의 마찰 전단 응력은 Bhatti와 Shah⁽⁹⁾가 제안한 방식을 사용하였으며 다음과 같다.

$$\tau_k = \frac{1}{2} f_k \rho_k u_k^2 \quad (17)$$

$$f_k = C_1 + \frac{C_2}{Re_k^{1/C_3}} = C_1 + \frac{C_2}{\left(\frac{\rho_k u_k D_k}{\mu_k}\right)^{1/C_3}} \quad (18)$$

여기서 f_k 는 마찰 계수(friction factor)이고 상수 C_1, C_2, C_3 는 각각 층류 조건($Re \leq 2100$)에서 $C_1 = 0, C_2 = 16, C_3 = 1$, 천이 조건($2100 < Re \leq 4000$)에서 $C_1 = 0.0054, C_2 = 2.3 \times 10^{-8}, C_3 = -2/3$, 난류 조건($Re > 4000$)에서 $C_1 = 0.00128, C_2 = 0.1143, C_3 = 3.2154$ 이다.

각 상에 대한 수력 직경은 다음 식으로 계산하였다.

$$D_k = \frac{4A_k}{S_k} \quad (19)$$

측정된 실험값들을 바탕으로 플러그 유동에서 공기와 오일의 겉보기 속도(J_g, J_f)에 따른 기포 몸체 속도(u_{bg})와 기포 몸체 길이(L_b), 기포 꼬리 길이(L_t) 그리고 액체 필름의 높이(h)에 관한 상관식을 구하였다.

4.2 기포 몸체 속도(u_{bg})

간헐적 유동 영역에서 기포의 속도는 Nicklin 등⁽¹¹⁾이 제안한 액체 플러그/슬러그 속도를 이용한 상관식 (20)을 이용하여 예측이 가능하다.

$$u_B = C_0 u_L + u_d \quad (20)$$

식 (20)은 수직관에서의 기포의 상승 속도 u_B 에 관한 식인데 액체 플러그/슬러그 부분의 속도 u_L 과 실험 상수 C_0 , 그리고 중력과 관계있는 드리프트 속도(Drift velocity) u_d 로 이루어져 있다.

Foletti 등⁽¹⁾은 내경 22 mm의 수평관과 공기-오일을 이용하여 플러그/슬러그 이상 유동 실험을 수행하였고 식 (20)에서 C_0 가 2.14, u_d 가 0일 때 간헐적 유동의 기포 속도를 잘 예측한다고 주장하였다. Nicholson 등⁽¹²⁾은 내경 51.2 mm 수평관에서 간헐적 유동에 대한 실험을 수행하였고 수평관 일지라도 중력의 영향이 있을 거라 가정하여 C_0 는 1.128, u_d 는 0.28인 상관식을 제시하였다. 또한 Cook과 Behnia⁽¹³⁾는 공기-물을 이용한 슬러그 이상 유동 실험을 수행하고 C_0 가 1.2, u_d 가 0일 때 기포 속도를 잘 예측함을 보여주었다. 본 연구에서는 내경 40 mm의 수평관에서 공기와 오일을 이용한 플러그 이상 유동만을 대상으로 실험을 수행하였고 측정된 기포 속도가 이전 상관식들로 예측한 기포 속도와 큰 차이가 있음을 확인하여 새로운 상관식을 구하였다.

본 연구에서 u_L 에 해당하는 액체 플러그 속도 u_{pf} 는 가정 ③으로 인해 식 (12), (13)에서 혼합 유체속도 u_m 과 같다는 것을 알 수 있다. 수평관에서의 기포 속도는 중력과 관련있는 드리프트 속도를 무시할 수 있으므로 u_d 를 0으로 두면 실험 상수 C_0 이 1.713일 때 즉, 식 (21)이 실험에서 측정된 기포 몸체의 속도를 잘 예측한다는 것을 확인하였다.

$$u_{bg} = 1.713 \times u_m \quad (21)$$

Fig. 5는 실험에서 측정된 기포 몸체 속도를 본 연구에서 제안한 상관식 및 이전 상관식들로 예측한 값들과 비교한 그래프를 나타낸다.

4.3 기포 몸체 길이(L_b), 기포 꼬리 길이(L_t)

실험에서 측정된 기포 몸체 속도를 이용하여 기포 몸체 길이와 기포 꼬리 길이를 계산하였다. 공기의 겉보기 속도가 증가할 때 기포 몸체 길이는 증가하였고 반대로 기포꼬리 길

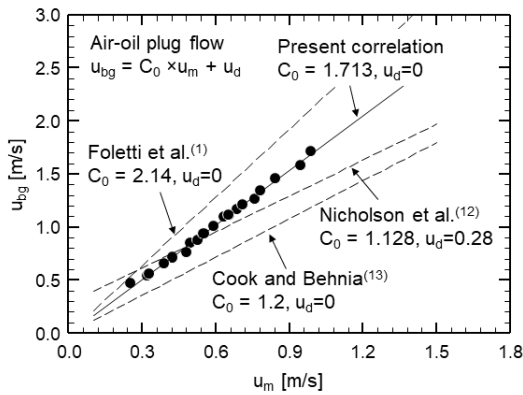


Fig. 5 Measured bubble body velocity relative to mixture velocity, and comparisons with previous bubble body velocity correlations

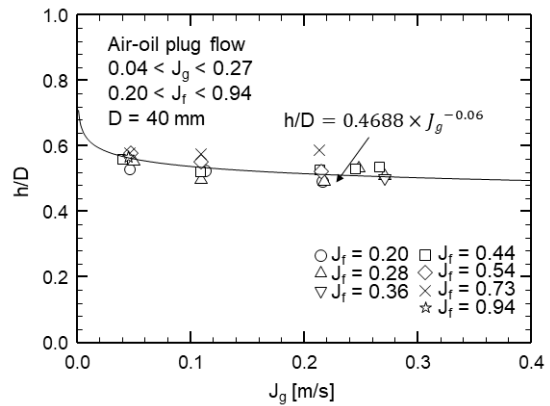


Fig. 7 Measured dimensionless film thickness relative to gas superficial velocity

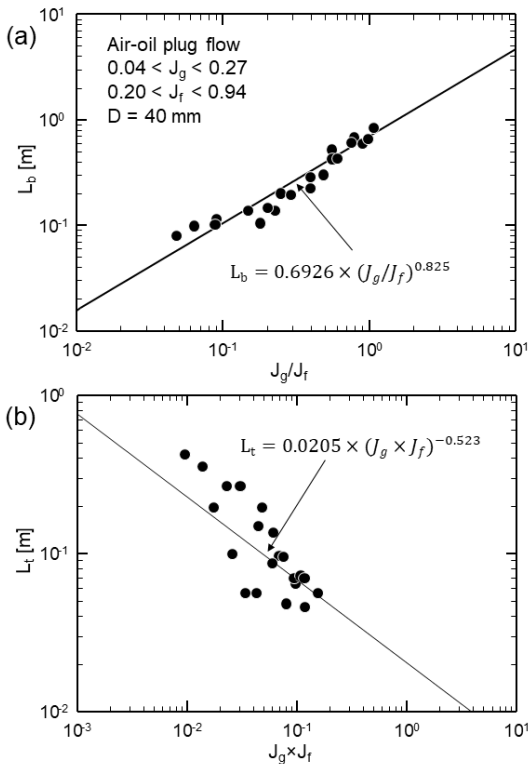


Fig. 6 Measured (a) length of bubble body and (b) length of bubble tail relative to a combination of superficial gas and liquid velocities

이는 감소하였다. 하지만 오일의 겉보기 속도가 증가할 때는 기포 몸체 길이와 기포 꼬리 길이 모두 감소하였다. Fig. 6(a)와 (b)는 유체의 겉보기 속도에 따른 기포 몸체 길이 및 기포 꼬리 길이의 실험 결과를 나타내며, 각각 다음과 같은 상관식 (22), (23)으로 나타낼 수 있다.

$$L_b = 0.6926 \times (J_g/J_f)^{0.825} \quad (22)$$

$$L_t = 0.0205 \times (J_g \times J_f)^{-0.523} \quad (23)$$

4.4 액체 필름 높이(h)

액체 필름의 높이는 기포 몸체의 중간 지점에서 측정하였다. 액체 필름의 높이는 공기의 겉보기 속도가 커질수록 작아졌고 각 상의 겉보기 속도에 따라 19 ~ 25 mm 사이로 측정되었다. Fig. 7은 공기 겉보기 속도에 따른 액체 필름 높이와 관 내경 비(h/D)의 실험 결과를 나타낸다. 공기의 겉보기 속도가 커질수록 기포 몸체 영역 한 단면에서의 기포 분율도 커지고 무차원 필름 높이(h/D)는 조금씩 감소하게 되어 전체적으로는 식 (24)에 근사한 값을 갖는다.

$$h/D = 0.4688 \times (J_g)^{-0.06} \quad (24)$$

4.5 역학 모델 계산 순서 및 예측 결과

실험으로 구한 상관식들을 이용하여 플러그 유동의 압력강하를 예측할 수 있는데 그 계산 순서는 아래와 같다.

1) 식 (24)와 가정 ④를 이용하여 기포 몸체 영역의 기포 분율 α_{bg} 와 기포 꼬리 영역의 기포 분율 α_{tg} 를 계산할 수 있고 이를 이용하여 기포 몸체 영역과 기포 꼬리 영역의 액체 부피비 α_{bf} , α_{tf} 를 계산한다.

2) 기포 분율 α_{bg} , α_{tg} 와 식 (21)을 이용하여 식 (12)에서 기포 꼬리 영역의 액체 속도 u_{tf} 와 기포 몸체 영역의 액체 속도 u_{bf} 를 계산한다.

3) 식 (22), (23)을 이용하여 식 (10)에서 액체 플러그 영역의 길이 L_p 를 계산한다.

4) 식 (24)와 식 (3) ~ (8)을 이용하여 각 상별 주변 길이 S와 유동 단면적 A를 구하고 식 (17) ~ (19)를 이용하여 각 상과 벽과의 전단 응력을 계산한다. 이후 식 (14) ~ (16)을 이용해 플러그 단위 셀을 구성하는 세 가지 영역의 압력강하를 구하면 하나의 플러그 단위 셀에 대한 압력강하를 식 (1)에 의해 계산할 수 있다.

Fig. 8은 본 연구에서 개발한 플러그 유동 역학 모델로 계산한 압력강하 값을 실험에서 측정된 압력강하 값과 비교한

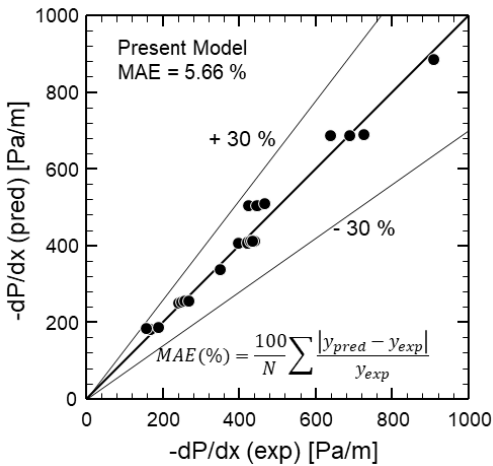


Fig. 8 Comparison of experimental pressure drop data with predictions of new mechanistic model

결과를 나타낸다. 역학 모델로 예측한 압력강하 값은 실험값과 비교하여 평균절대오차(MAE)가 5.66%로 압력강하 값을 잘 예측함을 알 수 있다.

Fig. 9(a)와 (b)는 공기와 오일의 겉보기 속도에 따라 플러그 유동 영역별 단위 길이 당 압력강하에 각 영역별 길이 비를 곱한 값을 비교한 그래프이다. 대부분의 유동 조건에서 액체 플러그 영역의 압력강하가 가장 크고 기포 몸체 영역의 압력강하가 그 다음으로 크며 기포 꼬리 영역의 압력강하는 가장 작은 값을 가졌다. 그 원인은 액체 부분의 벽과의 전단응력이 기체 부분의 벽과의 전단응력보다 크고 액체 플러그 영역과 기포 몸체 영역의 길이가 기포 꼬리 영역의 길이보다 길기 때문이다.

Fig. 9(a)를 보면 공기의 겉보기 속도가 일정하고 오일의 겉보기 속도가 증가할 때 기포 몸체와 기포 꼬리 영역에서의 압력강하는 큰 변화가 없지만 액체 플러그 영역의 압력강하는 크게 증가하여 전체 압력강하가 증가하는 것을 알 수 있다. 액체 플러그 영역의 압력강하가 증가한 원인은 오일의 겉보기 속도가 증가함에 따라 액체 속도 u_{pl} 가 빨라지고 이로 인해 오일과 벽과의 마찰 전단응력이 크게 증가하였기 때문이다. 기포 몸체 영역 역시 액체 속도 u_{br} 가 빨라지고 이로 인해 오일과 벽과의 전단응력이 커졌으나 기포 몸체 영역의 길이가 감소하여 기포 몸체 영역의 압력강하는 증가하지 않았다. 액체 속도 u_{it} 도 증가하지만 기포 꼬리의 길이가 매우 짧아 기포 꼬리 영역의 압력강하는 매우 작다.

Fig. 9(b)에서 오일의 겉보기 속도가 일정하고 공기의 겉보기 속도가 증가할 때 액체 플러그 영역의 압력강하는 감소하고 기포 몸체 영역의 압력강하는 증가하였으며 기포 꼬리 영역의 압력강하는 큰 변화가 없었다. 액체 플러그 영역의 압력강하가 감소한 원인은 공기의 겉보기 속도가 증가하며 액체 플러그 영역의 액체 속도 u_{pl} 도 증가하고 전단응력도 증가하였지만 액체 플러그 영역의 길이가 감소하였기 때문이다.

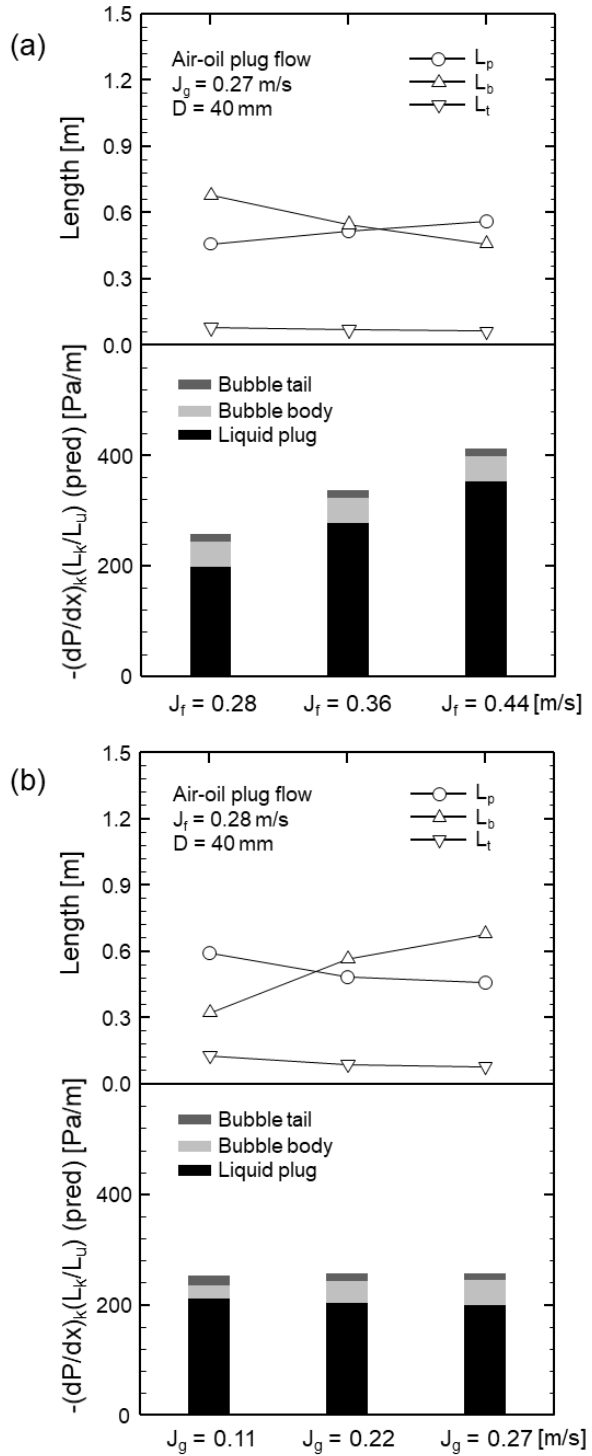


Fig. 9 Contribution of each plug flow region to total pressure drop of plug unit cell for different (a) oil and (b) gas superficial velocities

다. 기포 몸체 영역의 압력강하가 증가한 원인은 공기의 겉보기 속도가 증가하며 기포 몸체 영역의 길이가 크게 증가하였기 때문이다. 또한 기포 꼬리 영역은 영역의 길이가 짧아 압력강하 값이 작다.

5. 결 론

본 연구에서는 공기-오일과 내경 40 mm의 원형 수평관을 이용한 플러그 이상 유동 실험을 통해서 플러그 유동의 가시화 데이터 및 압력강하 값을 측정하였다. 측정된 데이터를 기반으로 플러그 유동에서 공기-오일의 걸보기 속도에 대한 기포 몸체 속도, 기포 몸체 길이, 기포 꼬리 길이 그리고 무차원 액체 필름 높이에 관한 상관식을 개발하였고 이를 이용하여 플러그 유동의 전체 압력강하 역학 모델을 개발하였다. 본 연구의 결과를 정리하면 다음과 같다.

- 1) 수평관에서 플러그 이상 유동의 기포 몸체 속도는 초기 투입된 공기와 오일의 걸보기 속도의 합인 혼합 유체 속도(Mixture velocity)에 비례하였다.
- 2) 공기의 걸보기 속도가 커질수록 기포 몸체의 길이는 늘어나지만 반대로 기포의 꼬리 길이는 줄어들었다. 오일의 걸보기 속도가 증가할 때는 기포 몸체의 길이와 기포 꼬리의 길이 모두 감소하였다.
- 3) 액체 필름의 높이는 공기의 걸보기 속도가 작을수록 크고 공기의 걸보기 속도가 커질수록 작아지는 경향을 보였다.
- 4) 본 연구에서 개발된 역학 모델로 예측한 플러그 유동 압력강하 값은 실험에서 측정한 압력강하 값과 평균절대오차(MAE) 값이 5.66%로 실제 압력강하 값을 잘 예측함을 알 수 있다.
- 5) 공기의 걸보기 속도가 일정할 때 오일의 걸보기 속도가 증가하면 액체 플러그 영역에서의 마찰압력강하가 증가하지만 기포 몸체 영역과 기포 꼬리 영역에서의 압력강하는 큰 변화가 없었다.
- 6) 오일의 걸보기 속도가 일정할 때 공기의 걸보기 속도가 증가하면 전체 압력강하 중 액체 플러그 영역의 압력강하가 줄어들고 기포 몸체 영역에서의 압력강하는 증가하였다. 반면 기포 꼬리 영역에서의 압력강하는 큰 변화가 없었다.

후 기

본 연구는 국토교통부/국토교통과학기술진흥원의 지원으로 수행되었음(과제번호 1615009756).

References

- (1) Foletti, C., Farise, S., Grassi, B., Strazza, D., Lancini, M. and Poesio, P., 2011, "Experimental Investigation on Two-Phase Air/High-Viscosity-Oil Flow in a Horizontal Pipe," *Chemical Engineering Science*, Vol. 66, No. 23, pp. 5968~5975.
- (2) Abdulkadir, M., Hernandez-Perez, V., Lowndes, I. S., Azzopardi, B. J. and Sam-Mbomah, E., 2016, "Experimental Study of the Hydrodynamic Behaviour of Slug Flow in a Horizontal Pipe," *Chemical Engineering Science*, Vol. 156, pp. 147~161.
- (3) Netto, J. F., Fabre, N. J. and Peresson, L., 1999, "Shape of Long Bubbles in Horizontal Slug Flow," *International Journal of Multiphase Flow*, Vol. 25, No. 6, pp. 1129~1160.
- (4) Cook, M. and Behnia, M., 2000, "Slug Length Prediction in Near Horizontal Gas-Liquid Intermittent Flow," *Chemical Engineering Science*, Vol. 55, No. 11, pp. 2009~2018.
- (5) Zhang, H. Q., Wang, Q., Sarica, C. and Brill, J. P., 2003, "Unified Model for Gas-Liquid Pipe Flow via Slug Dynamics-Part 1: Model Development," *Journal of Energy Resources Technology*, Vol. 125, No. 4, pp. 266~273.
- (6) Kim, S. H., Kim, H. G. and Kim, S. M., 2018, "Experimental Investigation of Oil-Air Two Phase Flow Pattern and Frictional Pressure Drop in a Horizontal Circular Channel," Submitted to *The KSFM Journal of Fluid Machinery*.
- (7) Mandhane, J. M., Gregory, G. A. and Aziz, K., 1974, "A Flow Pattern Map for Gas-Liquid Flow in Horizontal Pipes," *International Journal of Multiphase Flow*, Vol. 1, No. 4, pp. 537~553.
- (8) Gomez, L. E., Shoham, O., Schmidt, Z., Chokshi, R. N. and Northug, T., 2000, "Unified Mechanistic Model for Steady-State Two-Phase Flow: Horizontal to Vertical Upward Flow," *SPE Journal*, Vol. 5, No. 3, pp. 339~350.
- (9) Bhatti, M. S. and Shah, R. K., 1987, *Handbook of single-phase convective heat transfer*. John Wiley & Sons, New York.
- (10) Zhang, H., Mudawar, I. and Hasan, M. M., 2007, "CHF Model for Subcooled Flow Boiling in Earth Gravity and Microgravity," *International Journal of Heat and Mass Transfer*, Vol. 50, No. (19-20), pp. 4039~4051.
- (11) Nicklin, D. J., Wilkes, J. O. and Davidson, J. F., 1962, "Two-phase Flow in Vertical Tubes," *Trans. Inst. Chem. Eng.* Vol. 40, pp. 61~68.
- (12) Nicholson, M. K., Aziz, K. and Gregory, G. A., 1978, "Intermittent Two Phase Flow in Horizontal Pipes: Predictive Models," *The Canadian Journal of Chemical Engineering*, Vol. 56, No. 6, pp. 653~663.
- (13) Cook, M. and Behnia, M., 1997, "Film Profiles behind Liquid Slugs in Gas-Liquid Pipe Flow," *AIChE Journal*, Vol. 43, No. 9, pp. 2180~2186.