

수평 원관 내 공기-오일 이상유동 양식과 마찰 압력강하에 관한 실험적 연구

김성훈* · 김형근* · 김성민**†

Experimental Investigation of Air-Oil Two-Phase Flow Regime and Frictional Pressure Drop in a Horizontal Circular Pipe

Seong Hoon Kim*, Hyeong-Geun Kim*, Sung-Min Kim**†

Key Words : Two-Phase Flow(이상유동), Frictional Pressure Drop(마찰 압력강하), Air-Oil(공기-오일)

ABSTRACT

This study examines the air-oil two-phase flow regime and frictional pressure drop in a horizontal circular pipe with a diameter of 40 mm. The pressure drop fluctuation characteristics for different air and oil superficial velocities are investigated. Observed flow regimes and frictional pressure drop data are compared with previous flow regime maps and frictional pressure drop correlations, respectively.

기호설명

C	Lockhart-Martinelli 상관식 변수
D	관 직경
f	마찰계수
Fr	Froude 수
g	중력가속도
G	질량유속
j	겉보기 속도
MAE	평균 절대 오차
p	압력
Re	Reynolds 수
Re_f	액상 겉보기 Reynolds 수
Re_{fo}	유동전체를 액상으로 가정했을 경우 Reynolds 수
Re_g	기상 겉보기 Reynolds 수
Re_{go}	유동전체를 기상으로 가정했을 경우 Reynolds 수
Re_{tp}	이상 Reynolds 수
v	비체적
We	Weber 수
x	유동 건도

X	Lockhart-Martinelli 상관식 변수
z	유동 방향 좌표

그리스문자

Φ	이상유동 계수
ψ	Baker ⁽³⁾ 와 Troniewski와 Ulbrich ⁽⁵⁾ 가 사용한 유동양식 지도 변수
ψ_s	Spedding 등 ⁽⁶⁾ 이 사용한 유동양식 지도 변수
$Ohms$	Spedding 등 ⁽⁶⁾ 가 사용한 유동양식 지도 변수
λ	Baker ⁽³⁾ 와 Troniewski와 Ulbrich ⁽⁵⁾ 가 사용한 유동양식 지도 변수
λ_s	Spedding 등 ⁽⁶⁾ 이 사용한 유동양식 지도 변수
μ	점도
ρ	밀도
σ	표면장력

하첨자

F	마찰
f	액상

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

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

† 교신저자, E-mail : smkim@skku.edu

- f_o 유동전체를 액상으로 가정했을 경우
- g 기상
- g_o 유동전체를 기상으로 가정했을 경우
- tp 이상

1. 서 론

기체-액체 이상유동은 우주·항공, 원자력 발전소 등 고성능 장비를 요구하는 산업에서 자주 사용되는 유동이다. 특히, 가스-오일 자원이송망 파이프의 내부에도 또한 가스-오일 이상유동이 관찰되는데, 유량, 압력 등 작동조건 및 파이프의 내경에 따라 다양한 이상유동 양식이 발생하게 된다.

자원이송망 파이프 내부에 슬러그류(Slug flow)가 나타나게 될 경우 파이프에 여러 결함을 야기할 수 있다. Kang 등⁽¹⁾은 파이프 내부의 부식률은 슬러그 빈도에 비례한다고 보고하였고, Chen⁽²⁾은 특정 슬러그 빈도에서 슬러그류와 파이프 사이의 공명현상이 생길 수 있음을 보고하였다. 따라서 파이프 내부에 이러한 슬러그류를 피하기 위해 파이프라인 설계 시 유동양식에 대한 정확한 예측이 수반되어야 한다.

가스-오일 이상유동 양식을 정확하게 예측하기 위한 연구들이 진행되었다. Baker⁽³⁾는 직경 101.6-254 mm인 원관 내에 41.97-69.04 kg/m³의 밀도를 가진 기체와 0.557-0.63 cp의 점도를 가진 오일의 이상유동 양식에 대하여 실험을 진행하였고, 각 상의 질량유속과 물성치를 반영한 변수의 좌표로 된 유동양식 지도를 제안하였다. Mandhane 등⁽⁴⁾은 직경 12.7-165.1 mm인 원관 내에 0.8-50.46 kg/m³의 밀도를 가진 기체와 0.3-90 cp의 점도를 가진 액체의 이상유동 양식의 데이터를 수집하여 좌표가 공기와 오일의 겹보기 속도인 유동양식 지도를 제안하였다. Troniewski와 Ulbrich⁽⁵⁾는 직경 6.2-110 mm인 원관 내에 0.6-56 kg/m³의 밀도를 가진 기체와 0.1-76 cp의 점도를 가진 액체의 이상유동 양식의 데이터를 수집하였고, 각 상의 질량유속과 물성치를 반영한 변수의 좌표로 된 유동양식 지도를 제안하였다. Spedding 등⁽⁶⁾은 직경 25.9, 50.1 mm의 직경에 대해 공기-물 및 공기-오일 이상유동 양식에 대하여 실험을 진행하였고, 직경 19-779.2 mm인 원관에서 공기, 이산화탄소, 탄화수소 등의 기체와 2-116.4 cp의 점도를 가진 액체의 이상유동 양식의 데이터를 수집하여 무차원화 된 유동양식 지도를 제안하였다.

한편, 앞서 언급하였듯이 파이프라인에서 가스-오일 이상유동이 자주 나타남에 따라 마찰 압력강하를 정확하게 예측하기 위한 연구들이 진행되었다. Lockhart와 Martinelli⁽⁷⁾는 분리유동모델(Separated Flow Model)을 제안하였고, 단상에서의 압력구배에 이상유동 계수(Two-Phase Multiplier)를 곱하여 이상유동 마찰 압력강하를 예측하였다. Müller-Steinhagen과 Heck⁽⁸⁾은 공기, 아르곤, 질소 등의 기체와 물, 냉매 및 오일 등의 액체의 이상유동 마찰 압력강하에 대

한 실험 데이터를 수집하였고, 단상에서의 마찰 압력구배와 유동 건도를 이용한 상관식을 제안하였다. Friedel⁽⁹⁾은 공기와 물, 냉매 및 오일 등의 액체의 이상유동 마찰 압력강하에 대한 실험 데이터를 수집하였고, 단상에서의 마찰 압력구배에 Froude 수, Weber 수, 유동 건도 및 단상에서의 마찰계수로 이루어진 이상유동 계수를 곱하여 이상유동 마찰 압력강하를 예측하였다. Beattie와 Whalley⁽¹⁰⁾는 기포류(Bubbly flow)와 환형류(Annular flow)를 고려한 점성모델을 제시하였고, 균질평형모델(Homogeneous Equilibrium Model)을 이용하여 마찰 압력강하를 예측하였다.

최근 관 직경 및 공기의 밀도 변화가 유동양식 천이에 미치는 영향에 대한 연구들이 진행되었고, 기존 마찰 압력구배 상관식에 대한 검증이 이루어졌다. Kong 등⁽¹¹⁾은 관 직경이 커질수록 기포류에서 플러그류(Plug flow)/슬러그류로의 천이와 슬러그류에서 성층파형류(Wavy-Stratified flow)로의 천이가 더 큰 액체의 겹보기 속도에서 나타난다고 보고하였다. Khaledi 등⁽¹²⁾은 시험관의 압력이 증가할수록 기체의 밀도가 증가하여 유동양식 지도에서 슬러그류의 영역이 줄어든다고 보고하였다. Xu 등⁽¹³⁾은 직경 0.0695-14 mm인 관 내에 8-6000 kg/m²s의 질량유속으로 흐르는 기체-액체 이상유동 마찰 압력강하에 대한 실험 데이터를 수집하였고, 기존에 발표된 29개의 마찰 압력구배 상관식을 검증하였다. 이를 통해 Müller-Steinhagen과 Heck⁽⁸⁾과 Sun과 Mishima⁽¹⁴⁾가 제안한 마찰 압력구배 상관식이 실험값을 대체로 잘 예측함을 보고하였다.

본 연구에서는 직경 40 mm인 수평 원관 내에 공기-오일 이상유동의 유동양식과 마찰 압력강하에 대하여 실험적으로 연구하였다. 측정된 유동양식과 마찰 압력강하를 이용하여 유동양식 및 작동조건에 따른 마찰 압력강하 변동 특성을 파악하였고, 기존 유동양식 지도와 마찰 압력구배 상관식을 비교를 통해 검증하였다.

2. 실험 장치 및 방법

2.1 실험 장치

본 연구에서 사용된 실험 장치를 Fig. 1에 나타내었다. 40 mm 원관을 사용하였고, 작동 유체는 공기와 오일을 사용하였으며 오일의 물성치를 Table 1에 정리하였다. 충분히 발달된 유동에서의 차압을 측정하기 위하여 시험부 입구로부터 100 D 길이인 4 m 이후에서 아크릴관에 0.8 m 간격으로 두

Table 1 Oil properties at 1atm, 20°C

Density (kg/m ³)	Viscosity (cp)	Surface tension (mN/m)
878	48.1	30.21

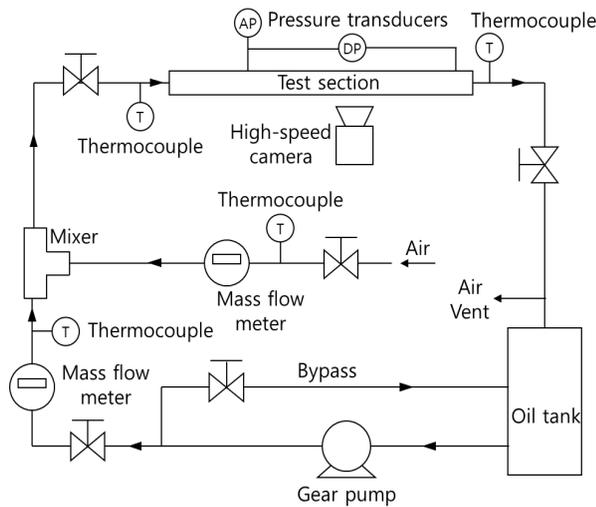


Fig. 1 Test loop

개의 압력탭을 내었다. 차압 트랜스듀서를 이용하여 두 압력 탭 사이에서의 차압을 1000 Hz의 샘플링 속도(Sampling rate)로 측정하였다. 유동양식을 관찰하기 위하여 시험관의 재질을 투명 아크릴로 하였고, 두 압력탭 사이에 나타나는 유동양식을 초고속 카메라를 통해 관찰하였다. 오일의 물성치를 측정하기 위해 백금 저항 온도센서를 장착하여 온도를 측정하였다. 압력과 온도는 시험관 벽에 각각 2 mm, 3.2 mm 지름의 구멍을 내어 측정하였다. 누수를 방지하기 위하여 모든 플랜지 사이에 가스켓을 장착하였다. 펌프 이후부터 시험부 입구까지의 관의 재질은 모두 스테인레스 강으로 하였다. 공기의 유량을 측정하기 위하여 열식 질량유량계를 사용하였고, 오일의 유량을 측정하기 위하여 기어식 유량계를 사용하였다. 공기와 오일을 고르게 섞기 위하여 Mixer의 공기입구 쪽에 다공성 막을 삽입하였다. 측정된 공기와 오일의 겉보기 속도 범위는 각각 0.072–9.07 m/s, 0.019–0.94 m/s이다. $Re_A(=G(1-x)D/\mu_A)$, $Re_o(=GxD/\mu_o)$ 의 범위는 각각 13.7–686.6, 43.3–24702.3이다. 오일을 백동없이 순환시키기 위하여 기어식 펌프를 사용하였고, 인버터를 이용하여 오일의 유량을 조절하였다. 온도, 압력, 공기의 유량, 오일의 유량의 측정 오차는 각각 $\pm 0.2\%$, $\pm 0.08\%$, $\pm 0.3\%$, $\pm 0.5\%$ 이다.

2.2 실험방법

실험은 오일을 순환시켜 관 안의 모든 공기를 제거한 후에 실시하였다. 펌프의 회전속도를 고정하여 오일의 유량을 고정한 후 믹서 이전의 공기 쪽 밸브를 조절하여 공기의 유량을 조절하며 유동양식을 관찰하였다. 이후 오일의 유량을 변화시켜가며 실험을 반복하였다.

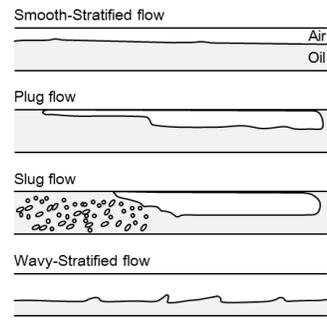


Fig. 2 Schematics of representative flow regimes

3. 유동양식과 마찰 압력강하

3.1 유동양식

Fig. 2는 본 연구에서 관찰된 유동양식의 개략도를 나타낸 것이다. 공기와 오일의 겉보기 속도 모두 매우 느릴 때, 공기와 오일이 서로 분리된 층을 이루며 흐르는 수평 성층류(Smooth-Stratified flow)가 관찰되었다. 오일의 겉보기 속도가 증가할 때, 오일이 연속적으로 흐르며 공기가 긴 기포 형태로 간헐적으로 오일과 함께 흐르는 플러그류(Plug flow)가 관찰되었다. 공기의 겉보기 속도가 증가할 때, 공기와 오일이 연속적으로 흐르며 간헐적으로 두 상이 큰 교란을 일으키며 흐르는 슬러그류(Slug flow)가 관찰되었다. 오일의 겉보기 속도가 느리고 공기의 겉보기 속도가 매우 증가했을 때, 공기와 오일이 경계면에서 파형을 이루고 층을 이루며 흐르는 성층파형류(Wavy-Stratified flow)가 관찰되었다. 수평 성층류와 성층파형류에서는 중력효과로 인해 오일이 관 하부에 흐르고 공기는 관 상부에 흐르게 된다.

Fig. 3은 본 연구에서 촬영된 유동양식의 대표 사진과 공기와 오일의 겉보기 속도에 따른 유동양식 지도를 나타낸 것이다. 오일의 겉보기 속도가 0.36 m/s일 때, 공기의 겉보기 속도가 증가할수록 플러그류에서 슬러그류로 유동양식이 천이됨을 확인하였다. 또한 공기의 겉보기 속도가 매우 클 때, 공기와 오일이 매우 심하게 교란됨을 확인하였다. 이때, 큰 진폭을 가진 마찰 압력강하가 주기적으로 발생하게 되는데 이는 뒤에서 논하겠다. 오일의 겉보기 속도가 0.019 m/s일 때, 공기의 겉보기 속도가 증가할수록 수평 성층류, 플러그류, 슬러그류, 성층파형류로 천이됨을 확인하였다. 공기의 겉보기 속도가 0.54 m/s일 때, 오일의 겉보기 속도가 0.019 m/s일 때에 비하여 0.36 m/s일 때 공기와 오일의 교란이 더 심해짐을 확인하였다.

3.2 마찰 압력강하 변동 특성

Fig. 4는 공기와 오일의 겉보기 속도에 따른 마찰 압력강

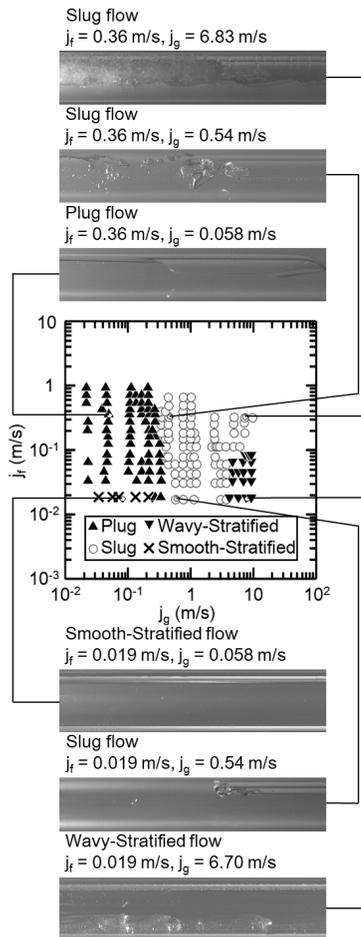


Fig. 3 Observed flow regimes

하 변동을 나타낸 것이다. Fig. 4(a), (c)에서 플러그류와 슬러그류가 나타날 때, 마찰 압력강하가 진동하였고, 공기의 겹보기 속도가 커질수록 슬러그류가 되면서 마찰 압력강하의 진폭이 커짐을 확인하였다. Fig. 4(c), (e)에서 공기의 겹보기 속도가 커질수록 마찰 압력강하의 진폭이 커짐을 확인하였는데 이는 공기와 오일의 큰 속도 차이로 인해 경계면에서의 전단응력이 증가하여 큰 압력 변동이 발생한 것으로 판단된다. Fig. 4(b), (d), (f)에서 수평 성층류와 성층파형류가 나타날 때, 마찰 압력강하의 진동이 거의 없는 반면에 슬러그류가 나타날 때, 일시적으로 큰 진폭의 마찰 압력강하가 나타남을 확인하였다. 이를 통해 공기와 오일이 간헐적으로 큰 교란을 일으킬 때 큰 진폭의 마찰 압력강하가 생기는 것을 알 수 있다. Fig. 4(c), (d)를 비교하였을 때, 오일의 겹보기 속도가 증가함에 따라 마찰 압력강하의 진폭은 대체로 비슷하나 주기가 매우 짧아짐을 확인하였다. 이는 오일의 겹보기 속도가 증가할수록 수력도약(Hydraulic jump)이 기포의 후단부로 이동했기 때문인 것으로 판단된다. Fig. 4(c), (e)를 비교하였을 때, 공기의 겹보기 속도가 증가함에 따라 마찰 압력강하의 진폭이 매우 커짐을 확인하였다. 이에 따라 슬러그류가 흐를 때, 마찰 압력강하의 진폭에는 공기의 겹보

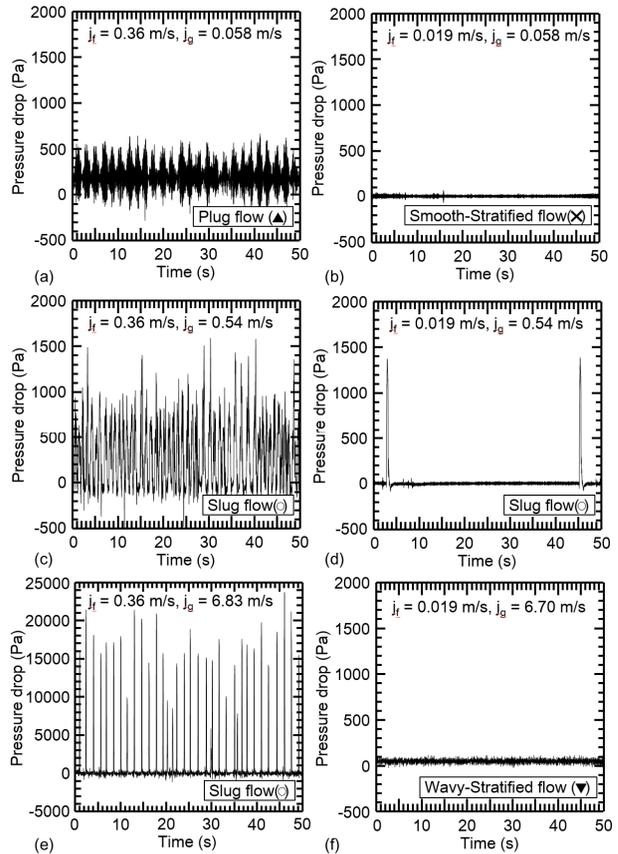


Fig. 4 Pressure drop fluctuations for different air and oil superficial velocities

기 속도가, 마찰 압력강하의 주기에는 오일의 겹보기 속도가 큰 영향을 미치는 것으로 판단된다.

4. 기존 유동양식 지도와 마찰 압력구배 상관식과의 비교

4.1 기존 유동양식 지도와의 비교

Fig. 5는 본 실험에서 관측된 유동양식을 기존의 유동양식 지도와 비교한 것이다. Table 2는 각 유동양식 지도가 기반을 두는 작동유체와 관 직경을 정리하여 나타낸 것이다. Fig. 5(a)에서 Baker⁽³⁾가 제안한 유동양식 지도가 실험에서 관찰된 슬러그류 데이터를 잘 예측한 반면, 대부분의 수평 성층류와 플러그류 데이터가 지도의 범위를 벗어남을 확인할 수 있다. 이는 Baker⁽³⁾가 기반을 두는 작동유체와 관 직경이 본 실험에서 사용된 작동유체와 관 직경을 크게 벗어났기 때문인 것으로 판단된다. Fig. 5(b)에서 Mandhane 등⁽⁴⁾이 제안한 유동양식 지도가 실험에서 관찰된 수평 성층류와 성층파형류는 잘 예측한 반면 플러그류와 슬러그류 사이의 천이 지점을 다르게 예측하였고, 또한 오일의 겹보기 속도가 0.2 m/s보다 작은 영역에서 실험에서 관찰된 플러그류와 슬

Table 2 Summary of operating conditions of previous flow regime maps

Author (s)	Baker ⁽³⁾	Mandhane et al. ⁽⁴⁾	Troniewski & Ulbrich ⁽⁵⁾	Spedding et al. ⁽⁶⁾
Diameter	101.6-254 mm	12.7-165.1 mm	6.2-110 mm	19-779.2 mm
Liquid	water	water, oil (0.3-90 cp)	liquid (0.1-76 cp)	water, oil (2-116.4 cp)
Gas	air	gas (0.80-50.4 kg/m ³)	gas (0.6-56 kg/m ³)	Air, CO ₂ , Hydrocarbon gas

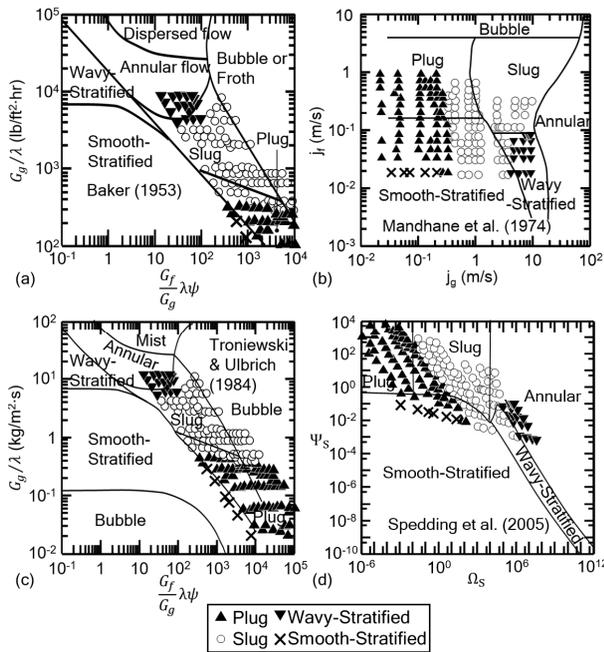


Fig. 5 Comparison of observed flow regimes with previous flow regime maps: (a) Baker⁽³⁾, (b) Mandhane et al.⁽⁴⁾, (c) Troniewski & Ulbrich⁽⁵⁾, (d) Spedding et al.⁽⁶⁾

러그류 데이터가 이 맵에서는 수평 성층류로 다르게 예측됨을 확인할 수 있다. 이는 Mandhane 등⁽⁴⁾의 유동양식 지도의 좌표로서 적용한 변수가 무차원화 된 변수가 아닌 겉보기 속도이기 때문에 총 5935개의 실험 데이터를 기반으로 하였음에도 불구하고 오일의 점도가 유동양식에 미치는 영향이 Mandhane 등⁽⁴⁾이 제안한 유동양식 지도에 충분히 반영되지 않았기 때문으로 판단된다. Fig. 5(c), (d)에서 Troniewski와 Ulbrich⁽⁵⁾가 제안한 유동양식 지도가 실험에서 관찰된 유동양식을 대체로 잘 예측하였고, Spedding 등⁽⁶⁾이 제안한 유동양식 지도가 가장 잘 예측함을 확인하였다. 이는 Spedding 등⁽⁶⁾이 제안한 지도의 좌표변수에 Reynolds 수와 Froude 수 모두 포함되었는데, 이 두 무차원수를 사용함으로써 다양한 오일의

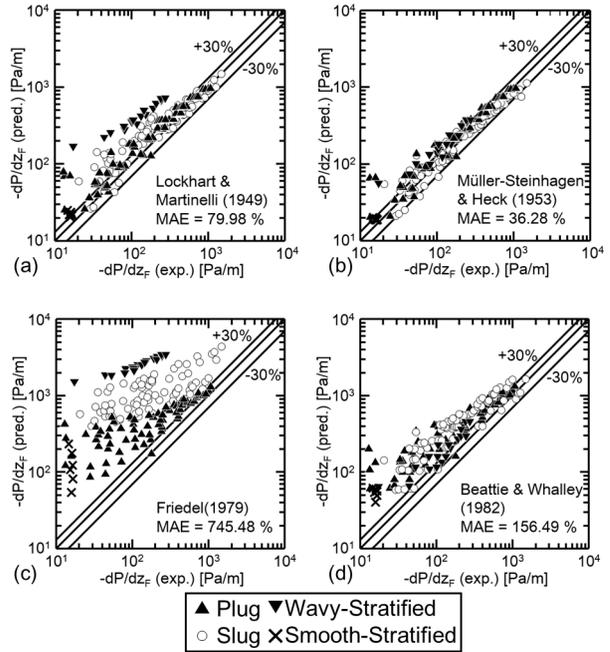


Fig. 6 Comparison of measured frictional pressure gradients with previous frictional pressure drop correlations: (a) Lockhart & Martinelli⁽⁷⁾, (b) Müller-Steinhagen & Heck⁽⁸⁾, (c) Friedel⁽⁹⁾, (d) Beattie & Whalley⁽¹⁰⁾

점도와 관 직경에 따라 나타나는 유동양식 특성을 잘 반영하였기 때문인 것으로 판단된다. 한편, Baker⁽³⁾, Troniewski와 Ulbrich⁽⁵⁾가 각각 제안한 두 지도 모두 실험에서 관찰된 대부분의 성층파형류 데이터를 환형류(Annular flow)로 예측하였고, Spedding 등⁽⁶⁾이 제안한 지도는 모든 성층파형류 데이터를 환형류로 예측하였다. 이를 통해 두 유동양식을 정확히 구분할 수 있는 유동양식 지도가 필요한 것으로 판단된다.

4.2 기존 마찰 압력구배 상관식과의 비교

Fig. 6은 본 실험을 통해 구한 마찰 압력구배를 기존의 마찰 압력구배 상관식을 통해 예측한 값과 비교하여 나타낸 것으로, 각 데이터에 해당하는 유동양식을 구분하였다. 실험에서 30초 동안 얻은 차압데이터를 평균을 낸 후, 압력탭 사이의 거리인 0.8 m로 나누어 마찰 압력구배를 구하였다. Fig. 6(a)에서 Lockhart와 Martinelli⁽⁷⁾가 제안한 마찰 압력구배 상관식의 예측값이 Re_g 값이 큰 슬러그류 및 플러그류, 특히 성층파형류일 때 실험값보다 매우 크게 예측됨을 알 수 있다. 이는 Lockhart와 Martinelli⁽⁷⁾가 제안한 마찰 압력구배 상관식에서 Lockhart-Martinelli 파라미터가 상수이기 때문에 Re_g 값의 영향이 반영이 안되었기 때문인 것으로 판단된다. Fig. 6(c)에서 Friedel⁽⁹⁾이 제안한 마찰 압력구배 상관식의 예측값이 실험값보다 매우 크게 예측되었음을 확인하였고 평균 절대 오차(MAE)가 745.48%로 4개의 상관식들

Table 3 Two-phase frictional pressure gradient correlations

Author (s)	Equation
Lockhart & Martinelli ⁽⁷⁾	$\left(\frac{dp}{dz}\right)_F = \left(\frac{dp}{dz}\right)_f \Phi_f^2$ $\left(\frac{dp}{dz}\right)_f = -\frac{2f_f v_f G^2 (1-x)^2}{D}$ $f_k = \begin{cases} 16Re_k^{-1} & (Re_k < 2000) \\ 0.079Re_k^{-0.25} & (2000 \leq Re_k < 20,000) \\ 0.046Re_k^{-0.2} & (Re_k \geq 20,000) \end{cases}$ $\Phi_f^2 = 1 + \frac{C}{X} + \frac{1}{X^2}, X^2 = \frac{(dp/dz)_f}{(dp/dz)_g}$ $C = \begin{cases} 5 & (\text{laminar liquid} - \text{laminar vapor}) \\ 10 & (\text{turbulent liquid} - \text{laminar vapor}) \\ 12 & (\text{laminar liquid} - \text{turbulent vapor}) \\ 20 & (\text{turbulent liquid} - \text{turbulent vapor}) \end{cases}$
Müller-Steinhagen & Heck ⁽⁸⁾	$\left(\frac{dp}{dz}\right)_F = \left(\frac{dp}{dz}\right)_{fo} + 2\left[\left(\frac{dp}{dz}\right)_{go} - \left(\frac{dp}{dz}\right)_{fo}\right]x(1-x)^{1/3} + \left(\frac{dp}{dz}\right)_{go}x^3$
Friedel ⁽⁹⁾	$\left(\frac{dp}{dz}\right)_F = \left(\frac{dp}{dz}\right)_{fo} \Phi_{fo}^2$ $\Phi_{fo}^2 = (1-x)^2 + x^2 \left(\frac{v_g}{v_f}\right) \left(\frac{f_{go}}{f_{fo}}\right) + 3.24x^{0.78}(1-x)^{0.22}$ $\left(\frac{v_g}{v_f}\right)^{0.91} \left(\frac{\mu_g}{\mu_f}\right)^{0.19} \left(1 - \frac{\mu_g}{\mu_f}\right)^{0.7} Fr_{tp}^{-0.045} We_{tp}^{-0.035}$ $Fr_{tp} = \frac{G^2}{gD\rho_H^2}, We_{tp} = \frac{G^2 D}{\sigma\rho_H}, \rho_H = \frac{1}{xv_g + (1-x)v_f}$
Beattie & Whalley ⁽¹⁰⁾	$\left(\frac{dp}{dz}\right)_F = -\frac{2f_{tp} v_f G^2}{D} \left(1 + x \frac{v_{fg}}{v_f}\right)$ $f_{tp} = \begin{cases} 16Re_{tp}^{-1} & (Re_{tp} < 2000) \\ 0.079Re_{tp}^{-0.25} & (2000 \leq Re_{tp} < 20,000) \\ 0.046Re_{tp}^{-0.2} & (Re_{tp} \geq 20,000) \end{cases}$ $Re_{tp} = GD/\mu_{tp}$ $\mu_{tp} = \omega\mu_g + (1-\omega)(1+2.5\omega)\mu_f$ $\omega = \frac{xv_g}{v_f + xv_{fg}}$

중 오차가 가장 크음을 알 수 있다. Fig. 6(b)에서 Müller-Steinhagen과 Heck⁽⁸⁾이 제안한 마찰 압력구배 상관식은 평균 절대 오차가 4개의 상관식들 중 가장 낮은 36.28%로 실험값을 잘 예측하였는데, 이는 다양한 관 직경과 작동유체를 반영한 일반화된 상관식이기 때문인 것으로 보인다. 그러나 플러그류, 특히 슬러그류에서 오일의 겔보기 속도가 매우 작을 때, 상관식이 실험값보다 크게 예측함을 확인하였다. 따라서 플러그류와 슬러그류에서 중요한 유동 특성과 물리 인자를 고려하여 역학모델을 개발하고 이를 통한 마찰 압력구배 상관식의 개선이 필요한 것으로 판단된다.

5. 결 론

본 연구에서는 실험을 통해 직경 40 mm인 원관을 지나는 공기-오일 이상유동의 유동양식을 관찰하고 마찰 압력강하를 측정하였다. 유동양식은 총 4가지로 수평 성층류(Smooth

-Stratified flow), 성층파형류(Wavy-Stratified flow), 플러그류(Plug flow), 슬러그류(Slug flow)가 관찰되었다. 수평 성층류와 성층파형류가 나타날 때, 마찰 압력강하의 진동이 거의 없는 반면, 플러그류와 슬러그류가 나타날 때, 주기적인 마찰 압력강하 진동이 발생한다. 또한, 같은 슬러그류 내에서도 공기와 오일의 겔보기 속도에 따라 압력강하의 진폭과 주기가 바뀌는 것을 확인하였다.

본 실험을 통해 관찰 및 측정된 유동양식과 마찰 압력강하를 각각 기존의 유동양식 지도와 기존의 마찰 압력구배 상관식과 비교하였다. Spedding 등⁽⁶⁾이 제안한 유동양식 지도가 실험에서 관찰된 유동양식을 비교적 정확하게 예측하였으나 성층파형류를 환형류로 예측하였다. 따라서 둘 사이를 구분할 수 있는 유동양식 지도가 필요한 것으로 판단된다. Müller-Steinhagen과 Heck⁽⁸⁾이 제안한 마찰 압력구배 상관식이 실험을 통해 구한 마찰 압력구배를 가장 잘 예측하였다. 그러나 오일의 겔보기 속도가 매우 작은 플러그류, 특히 슬러그류에서 큰 오차를 보이고 있으며 이 두 유동양식의 유동 특성과 물리 인자를 고려한 역학모델을 개발하고 이를 통해 상관식의 개선이 필요한 것으로 판단된다.

후 기

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

References

- (1) Chen, S. S., 1991, "Flow-Induced Vibrations in Two-phase Flow," ASME Journal of Pressure Vessel Technology, Vol. 113, No. 2, pp. 234~241.
- (2) Kang, C., Wilkens, R. and Jepson W. P., 1996, "The Effect of Slug Frequency on Corrosion in High Pressure, Inclined Pipelines," NACE International Annular Conference and Exhibition, Denver, Co, Paper No. 20.
- (3) Baker, O., 1954, "Simultaneous Flow of Oil and Gas," Oil and Gas Journal, Vol. 53, pp. 185~195.
- (4) 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, pp. 537~553.
- (5) Troniewski, L. and Ulbrich, R., 1984, "The Analysis of Flow Regime Maps of Two-Phase Gas-Liquid Flow in Pipes," Chemical Engineering Science, Vol. 39, No. 7-8, pp. 1213~1224.
- (6) Spedding, P. L, Donnelly, G. F. and Cole, J. S., 2005, "Three Phase Oil-Water-Gas Horizontal Co-Current Flow I. Experimental and Regime Map," Chemical Engineering Research and Design, Vol. 83, No. A4, pp.

- 401~411.
- (7) Lockhart, R. W. and Martinelli, R. C., 1949, "Proposed Correlation of Data for Isothermal Two-Phase, Two-Component Flow in Pipes," *Chemical Engineering Progress*, Vol. 45, No. 1, pp. 39~48.
- (8) Müller-Steinhagen, H. and Heck, K., 1986, "A Simple Friction Pressure Drop Correlation for Two-Phase Flow in Pipes," *Chemical Engineering and Progress: Process Intensification*, Vol. 20, No. 6, pp. 297~308.
- (9) Friedel, L., 1979, "Improved Friction Pressure Drop Correlations for Horizontal and Vertical Two-Phase Pipe Flow," *European Two-Phase Group Meeting, Ispra, Italy*, Paper E2.
- (10) Beattie, D. R. H. and Whalley, P. B., 1982, "A Simple Two-Phase Frictional Pressure Drop Calculation Method," *International Journal of Multiphase Flow*, Vol. 8, No. 1, pp. 83~87.
- (11) Kong, R., Kim, S., Bajorek S., Tien K. and Hoxie, C., 2018, "Effects of Pipe Size on Horizontal Two-Phase Flow: Flow regimes, Pressure drop, Two-Phase Flow Parameters, and Drift-Flux Analysis," *Experimental Thermal and Fluid Science*, Vol. 96, pp. 75~89.
- (12) Khaledi, H. A., Smith, I. E., Unander, T. E. and Nossen, J., 2014, "Investigation of Two-Phase Flow Pattern, Liquid Holdup and Pressure Drop in Viscous Oil-Gas Flow," *International Journal of Multiphase Flow*, Vol. 67, pp. 37~51.
- (13) Xu, Y., Fang, X., Su, X., Zhou, Z. and Chen W., 2012, "Evaluation of Frictional Pressure Drop Correlations for Two-Phase Flow in Pipes," *Nuclear Engineering and Design*, Vol. 253, pp. 86~97.
- (14) Sun, L. and Mishima, K., 2009, "Evaluation Analysis of Prediction Methods for Two-Phase Flow Pressure Drop in Mini-Channels," *International Journal of Multiphase Flow*, Vol. 35, pp. 47~54.