

## オリフィスを通ずる気液二相流の差圧特性\*

佐田富 道雄\*<sup>1</sup>, 佐藤 泰生\*<sup>1</sup>, 田代 久晴\*<sup>2</sup>

## Pressure Drop of Two-Phase Flow Through Sharp-Edged Orifices

Michio SADATOMI, Yoshifusa SATO, and Hisaharu TASHIRO

Experimental data relating to pressure drop over sharp-edged orifices in two-phase flow conditions are presented. The data were obtained from corner tap orifices of 22.5, 20, 17.5 and 15 mm diameters inserted in a 25 mm bore horizontal tube. The working fluids were air and water at pressures and temperatures close to atmospheric conditions. The volumetric fluxes of air and water ranged over  $0 < j_G < 30$  m/s and  $0.2 < j_L < 2.0$  m/s, respectively. A simple model is proposed which is able to predict the pressure drop. The model was tested against the above experimental data, and against Murdock's and James's data on steam-water flows. The result shows that the proposed model correlates the available data to well within  $\pm 30\%$ .

**Key Words:** Multiphase Flow, Flow Measurement, Orifice, Pressure Drop, Pressure Loss, Correlation, Horizontal Flow

## 1. 緒 言

気液二相流における流量の測定法に関してはすでに多くの研究がなされている<sup>(1)</sup>。このうち、定常で発達した流れについては、オリフィス差圧を利用する方法が、測定系が小規模であり安価であるため、有用であると考えられている<sup>(2)</sup>。しかるに、一つのオリフィスのみでは二相流の両相の流量を測定することは難しい。したがって、気相もしくは液相の流量あるいは全質量流量やクオリティなどが既知の場合、いずれかの相の流量をオリフィス差圧から求めることになる。

オリフィス差圧と気液流量の関係式を評価するには、十分な精度をもち、かつ広範囲の流動条件で得られた実験データが必要である。従来より多くの実験データが得られているように思われるが、Smithら<sup>(3)</sup>も指摘しているように利用できるデータは必ずしも多くはない。しばしば引用される文献としては、単相流用のオリフィス規格に準拠したシステムで実験がなされ、しかもデータ表が示されているMurdock<sup>(4)</sup>とJames<sup>(5)</sup>の報告がある。しかしながら、これらについて

もTaitelら<sup>(6)</sup>の方法によってオリフィス上流の流動様式を調べると、データはすべて環状流の条件で得られたものと推定される。このように従来のデータは必ずしも十分な精度をもち、広範囲の流動条件について得られているとはいえないから、オリフィス差圧に関してこれまでに報告された数多くの計算式についても、その再評価が必要であろう。

本研究では、上述のような観点から、まず、流動様式がおもにスラグチェーン流となる流れについて、空気-水系気液二相流のオリフィス間差圧と圧力損失の実験データを収集した。次に、オリフィスを通ずる気液の信号とオリフィス差圧との対応を調べ、この実験情報からオリフィス差圧を記述する一つのモデルを推定した。このモデルの妥当性について、本実験値ならびに文献(4)、(5)の実験値を用いて、既報の差圧計算式<sup>(4)(5)(7)-(10)</sup>との予測精度の比較によって検討を行った。本報においてその結果を報告する。

## 2. 実 験

**2.1 実験装置および測定法** 実験は、室温、大気圧の空気と水を作動流体として行った。供試管は、内径  $D=25$  mm の滑らかな壁面を有する透明アクリル樹脂製の円管で、水平に設置された。検定済の浮子式

\* 昭和63年10月18日 第66期全国大会講演会において講演、原稿受付 昭和63年3月14日。

<sup>1</sup> 正員、熊本大学工学部 (〒860 熊本市黒髪 2-39-1)。

<sup>2</sup> 学生員、熊本大学大学院。

流量計によって流量が測られた空気は、気水混合部において、供試管の管壁に設けた60個のきり穴より、水の流れに直角に半径方向に流入した。穴径は空気の容積流束  $j_c$  によって変え、 $j_c \leq 2 \text{ m/s}$  では直径 0.3 mm、 $j_c > 2 \text{ m/s}$  では直径 2 mm とした。気水混合部から管路出口までの全長は内径  $D$  の 330 倍 (8.25 m) であり、気水混合部より  $140D$  の管路中央付近の地点に薄板の同心オリフィスを挿入した。オリフィスの上流  $40D$ 、下流  $150D$  の区間の管軸方向の圧力分布と、環状室をもつコーナタップによる時間平均のオリフィス差圧  $\Delta P$  は、水マノメータを用いて測定した。静圧孔タップは管底部においた。ただし、測定精度を確保するため、 $\Delta P \geq 1 \text{ kPa}$  となるような条件で実験を行い、 $\Delta P \geq 20 \text{ kPa}$  の場合には水銀マノメータを用いた。また、流れの圧力変動によるマノメータのメニスカスの変動を抑えるため、内径 0.5 mm、長さ 30 mm の細管式制振抵抗を圧力タップとの間に挿入した。この結果、 $\Delta P$  は 4% 以内の精度で測定できた。オリフィス直前の気体の容積流束  $j_c$  は、オリフィス前後の圧力の平均値を代表圧力、水温を代表温度として求めた。液体の容積流束  $j_L$  は、供試管を流出する水量を量水槽で測定して求めた。 $j_c$  と  $j_L$  の測定精度は、それぞれ 3% と 1% 以内であった。なお、以下において  $\Delta P$  は  $\Delta P(t)$  と表す場合を除けば時間平均値を意味する。

**2.2 供試オリフィス** 表 1 は供試オリフィスの特性値を表している。オリフィスは、1.2 mm 厚の黄銅板製で、 $\beta(=d/D)$  が 0.90~0.60 の 4 種類である。管径を代表寸法とするレイノルズ数  $10^4 < Re < 5.3 \times 10^4$  の範囲の単相流実験により次式で定義される流量係数  $C_d$  および損失係数  $\zeta$  と  $\zeta_{\text{loss}}$  が求められている。

$$u = C_d \left( \frac{d}{D} \right)^2 \sqrt{\frac{2\Delta P}{\rho}} \dots\dots\dots (1)$$

$$\Delta P = \zeta \frac{\rho u^2}{2} \dots\dots\dots (2)$$

$$\Delta P_{\text{loss}} = \zeta_{\text{loss}} \frac{\rho u^2}{2} \dots\dots\dots (3)$$

ここで、 $u$ 、 $\rho$ 、 $\Delta P_{\text{loss}}$  はそれぞれ管内平均流速、密度、後述の図 2 の中に示す圧力損失である。オリフィス B、C、D については、JIS 規格<sup>(11)</sup>のコーナタップに関する

表 1 供試オリフィスの特性値

Type	d/D	$C_d$	$\zeta$	$\zeta_{\text{loss}}$	$\zeta_{\text{loss}}/\zeta$
A	0.90	0.972	1.61	0.272	0.169
B	0.80	0.795	3.87	1.29	0.334
C	0.70	0.703	8.41	3.96	0.471
D	0.60	0.655	18.0	10.9	0.606

る  $Re=3 \times 10^4$  の場合の値と比較した結果、 $C_d$  と  $\zeta$  に関して 0.6% 以内、 $\zeta_{\text{loss}}/\zeta$  に関して 2.9% 以内で実験値は JIS の値と一致する。

**2.3 差圧変動の測定** 流れのメカニズムを知るうえで、静圧や差圧の脈動は重要な情報を与えることが指摘されていた<sup>(12)(13)</sup>。最近では、圧力変換器の応答性と精度の向上や測定技術の進歩に伴い、より詳細な流れの情報が得られるようになってきている。そこで、本研究では、マノメータによるオリフィス前後の時間平均差圧に加えて刻々の差圧変動を調査した。図 1 はその測定系を示したものである。実験装置自体の振動による差圧の測定誤差を小さくするため、ゲージ圧用圧力変換器を環状室のフランジに直接取付け、二つの圧力変換器の出力電圧を減算して差圧を求めた。この差圧測定の最大誤差は  $\pm 0.12 \text{ kPa}$  であった。この三つの圧力とオリフィスを通過する相の関係を調べるため、オリフィス断面においてボイド率がほぼ最大となる位置に点電極プローブを挿入した。以上の四つの信号をデータレコーダを介して 4 チャンネルのオシログラフに同時に出力させた。さらに、差圧と点電極プローブの信号の確率密度関数 (PDF) を FFT アナライザによって求めた。なお、ローパスフィルタは、データレコーダによって加えられる 8 kHz 以上の高周波雑音を消去するため、1 kHz で作動させた。

3. 実験結果

**3.1 圧力分布およびオリフィス差圧** 図 2 は管軸方向の圧力分布の測定結果の一例で、気・液の容積流束が  $j_c=30 \text{ m/s}$  および  $j_L=0.3 \text{ m/s}$  の環状流に関するものである。横軸はオリフィス位置からの無次元距離  $Z/D$  である。オリフィスを挿入しない裸管のデータを○印で示し、4 種類のオリフィスを挿入した場合のそれと比較している。○印のデータは管路出口でゲージ圧力が零となるよう、圧力はほぼ直線的に変化して

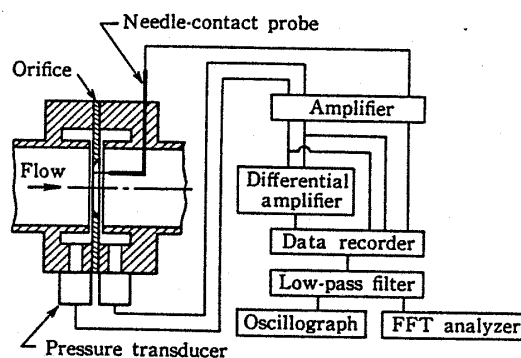


図 1 差圧変動とボイド信号の測定装置

おり、圧力が精度良く測れていることがわかる。

オリフィスを挿入した場合は、開口比  $d/D$  が小さいほどオリフィス前後の差圧は大きくなっており、図 2 中の模式図に示すような圧力の変化過程となっている。すなわち、オリフィス上流のよどみの影響は  $Z/D = -5$  以遠には及ばないが、下流においてオリフィスの影響が残る非整定区間  $\Delta L$  は、 $130D$  程度であり、単相流に比べて非常に長い。このため、このような環状流では、差圧  $\Delta P$  の測定は可能であったが、圧力損失  $\Delta P_{loss}$  の精度の良い測定はできなかった。なお、気泡流とスラグチャーン流の多くの場合においては  $\Delta L < 50D$  であったので、 $\Delta P_{loss}$  のデータも得られた。

図 3 は時間平均のオリフィス差圧  $\Delta P$  の実験データの一例を示したもので、オリフィス B の結果である。データは  $j_L$  と流動様式の組合せによって記号を区別してある。他のオリフィスの場合も含めて全体の 2/3 がスラグチャーン流に関するものである。

**3.2 差圧変動** 図 4 (a) は、上から、点電極プローブのボイド信号、オリフィス上流  $P_1(t)$  と下流  $P_2(t)$  のゲージ圧信号、および差圧  $\Delta P(t) (= P_1 - P_2)$  の信号をオシログラフに出力した一例である。流れは  $j_c = 0.56 \text{ m/s}$ ,  $j_L = 1.0 \text{ m/s}$  のスラグチャーン流で、オリフィスは B である。 $P_1(t)$  と  $P_2(t)$  の信号は、ボイド信号に対応した変動のほか、管路出口の気液の排出に伴う変動などが重ね合わされたものと考えられる。これに対し、 $\Delta P(t)$  の信号の変動周期はボイド信号のそれに良く対応しており、図 4 (b) に示すように、両者の確率密度関数はいずれも双峰性の分布となっている。

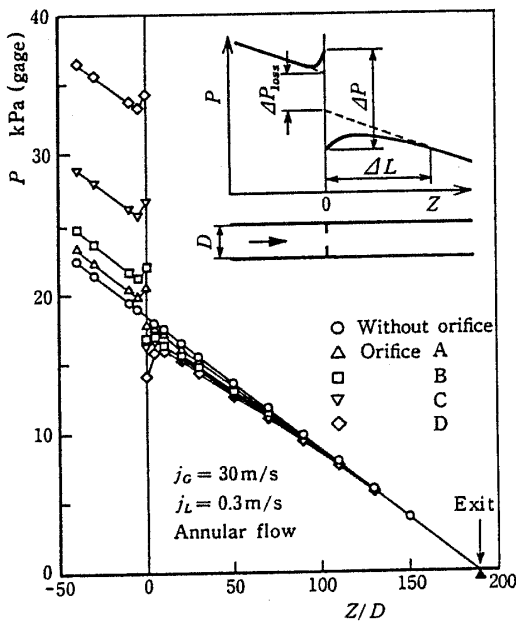


図 2 管軸方向の圧力分布の一例

上方に示す  $\Delta P(t)$  の PDF から、スラグチャーン流の差圧は、 $\Delta P(t) = 0$  付近にみられる気体スラグの通過時の気体による成分と、 $\Delta P(t) = 5 \text{ kPa}$  近くの液体による成分からなることがわかる。なお、図 4 中に示した  $\Delta P(t)$  の時間平均値  $\Delta P = 2.51 \text{ kPa}$  はマノメータによ

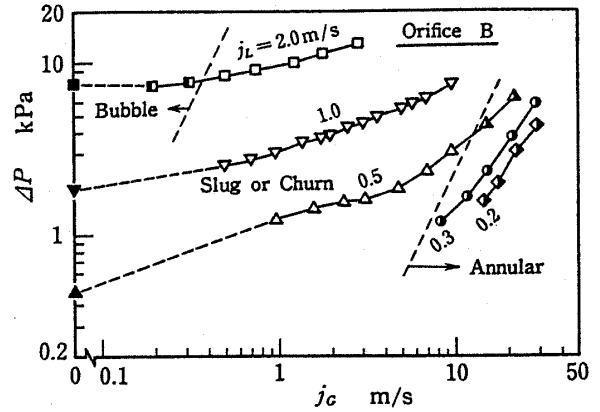
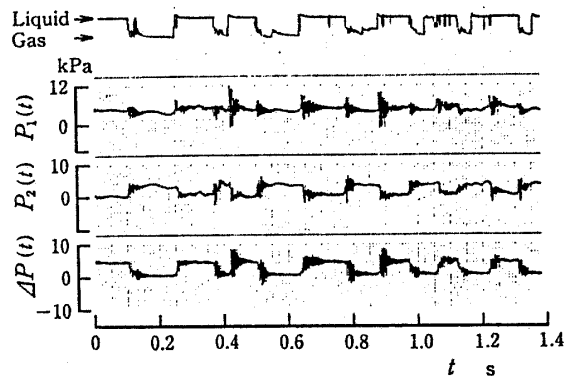
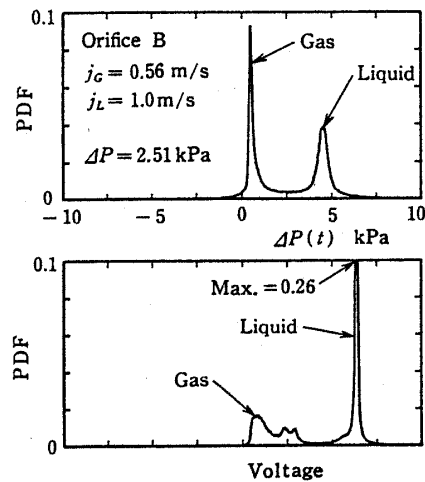


図 3 時間平均のオリフィス差圧と気液の流量の関係



(a) オシログラフ出力：流動条件は図 (b) 参照



(b) 差圧と点電極プローブの信号の確率密度関数  
図 4 差圧信号と点電極プローブの信号の関係

る測定値 2.54 kPa と良く一致した。

4. 差圧計算モデル

非圧縮性流体の単相流においては、オリフィス差圧は式(2)に示したように

$$\Delta P = \zeta \frac{\rho u^2}{2} = \zeta \frac{G^2}{2\rho} \dots\dots\dots(4)$$

で表される。ここで、G は質量速度である。二相流においても適切な動圧を定義すれば、式(4)の形で差圧を記述しようと期待される。

3・2節に述べたことから、スラグチェーン流の差圧は気相通過による成分と液相通過による成分に分けて考えることができる。そこで、管内平均速度に基づくそれぞれの相の動圧に存在時間率(体積率とする)の重みを付け、次式によって二相流の差圧を記述することを提案する。

$$\Delta P = \frac{\zeta_G}{Y_G^2} \frac{\rho_G u_G^2}{2} \alpha + \zeta_L \frac{\rho_L u_L^2}{2} (1-\alpha) \dots\dots\dots(5)$$

ここで、Y<sub>G</sub> は気体の膨張係数で、P<sub>2</sub>/P<sub>1</sub> > 0.9 ではおよそ 1 である。次に、損失係数を ζ<sub>G</sub> = ζ<sub>L</sub> = ζ と仮定し、

$$u_G = \frac{Gx}{\rho_G \alpha}, u_L = \frac{G(1-x)}{\rho_L (1-\alpha)} \dots\dots\dots(6)$$

を代入すると、式(5)は次式となる。

$$\Delta P = \frac{\zeta G^2}{2\rho_L} \left\{ \frac{1}{Y_G^2} \frac{\rho_L}{\rho_G} \frac{x^2}{\alpha} + \frac{(1-x)^2}{(1-\alpha)} \right\} \dots\dots\dots(7)$$

ここで、x はクオリティである。二相流の差圧 ΔP と二相流の全質量が液相として同じ系を流動する際の液単相流の差圧 ΔP<sub>Lo</sub> との比は、二相乗数 φ<sub>Lo</sub> と呼ばれ、式(4)、(7)より次式となる。

$$\phi_{Lo}^2 = \frac{\Delta P}{\Delta P_{Lo}} = \frac{1}{Y_G^2} \frac{\rho_L}{\rho_G} \frac{x^2}{\alpha} + \frac{(1-x)^2}{(1-\alpha)} \dots\dots\dots(8)$$

なお、ボイド率 α の算定式としては、次の Smith<sup>(14)</sup> の式が推奨される。

$$\alpha = \left[ 1 + 0.4 \frac{\rho_G}{\rho_L} \left( \frac{1}{x} - 1 \right) + 0.6 \frac{\rho_G}{\rho_L} \left( \frac{1}{x} - 1 \right) \right] \times \left[ \left\{ \frac{\rho_L}{\rho_G} + 0.4 \left( \frac{1}{x} - 1 \right) \right\} \right]$$

$$\left/ \left[ 1 + 0.4 \left( \frac{1}{x} - 1 \right) \right] \right\}^{1/2} \dots\dots\dots(9)$$

この式は一樣断面の直管路において適用範囲の広いことが報告されている<sup>(15)</sup>。

式(8)において Y<sub>G</sub> = 1 とおけば Hoopes<sup>(16)</sup> の式と一致する。彼は、タンクオリフィスから流出する二相流について、オリフィス上流の速度が無視できるとして運動量式から式を得ている。これまでに、彼の式の妥当性についての十分な検討は行われていない。

5. 計算モデルの検討

表 2 は本検討に用いた三つのデータベースの実験条件を示したものである。本実験は気泡流やスラグチェーン流のデータを含むこと、Murdock<sup>(4)</sup> のものは種々の流体が取扱われていて圧力範囲が広いこと、に特徴がある。

表 3 は、Y<sub>G</sub> = 1 とした式(8)と既報の差圧計算式<sup>(4)(5)(7)-(10)</sup> および均質流モデルに関して、表 2 の実験値に対する予測精度を比較したものである。計算式は文献(2)にとりまとめられているので、ここでは省略する。本検討では、文献(2)、(3)の検討で必ずしも良くない整理式は除いてある。また、Bizon<sup>(7)</sup> の式は、オリフィス開口比に制限があるため、本実験のオリフィス C の場合とだけ比較可能であった。なお、式(8)の計算値は本検討の範囲では Y<sub>G</sub> = 1 としても最大 3% しか小さくならなかった。

予測精度を表す基準としては、相対誤差

$$\epsilon = \frac{\Delta P_{cal} - \Delta P_{exp}}{\Delta P_{exp}} \dots\dots\dots(10)$$

の平均値 ε<sub>M</sub> と平均二乗根値 ε<sub>RMS</sub> が示されている。ε<sub>M</sub> が零に近くても、ε<sub>RMS</sub> が大きければ予測は良いとはいえない。したがって、本実験データについていえば式(8)と Chisholm の式、Murdock のデータでは上から五つの式、James のデータでは式(8)と Murdock、James、Lin の式の予測精度が相対的に良いといえ

表 2 表 3 の比較に用いたデータベースの実験条件

Investigator	Authors	Murdock [4]	James [5]
No. of Data points	114	90	26
Fluids	Air-Water	*	Steam-Water
Pipe dia. D mm	25.0	63.3~98.0	200.7
β = d/D	0.60~0.90	0.26~0.50	0.707
Mass flux G kg/m <sup>2</sup> s	215~2010	46.5~1671	676~2514
Quality x %	0.012~16.5	11~97.6	6.2~66.9
Press. P <sub>1</sub> kPa(abs)	105~161	103~6394	772~1682
Flow regime	**	Annular	Annular

\* Steam-Water, Air-Water, Natural gas-Water, Natural gas-Salt water, Natural gas-Distillate

\*\* Bubble, Slug or Churn, Annular

表 3 差圧予測精度に関する既報の式との相互比較

Correlation [Ref.]	Present data		Murdock's data [4]		James's data [5]	
	ε <sub>M</sub>	ε <sub>RMS</sub>	ε <sub>M</sub>	ε <sub>RMS</sub>	ε <sub>M</sub>	ε <sub>RMS</sub>
Eq. (8)	0.019	0.158	-0.118	0.175	0.067	0.213
Chisholm [8]	0.086	0.168	-0.065	0.179	0.151	0.232
Murdock [4]	-0.093	0.306	-0.114	0.170	0.008	0.132
James [5]	-0.189	0.350	-0.013	0.235	0.086	0.153
Lin [10]	0.199	0.501	-0.107	0.170	0.104	0.205
Lorenzi et al. [9]	0.874	1.167	-0.133	0.184	0.430	0.537
Bizon [7]	-0.295*	0.308*	-	-	-	-
Homogeneous	1.483	1.935	0.343	0.872	1.516	1.701

\* Data: Orifice C

る。また、全実験データに関していえば、式(8)と Chisholm の式が  $\epsilon_{RMS} < 0.25$  であり、予測精度が高い。彼の式は次のとおりである。

$$\left. \begin{aligned} \phi_{Lo}^2 &= \left(1 + \frac{C}{x} + \frac{1}{x^2}\right)(1-x)^2 \\ x &= \frac{\rho_G}{\rho_L} \frac{1-x}{x} \\ C &= \frac{1}{K} \left(\frac{\rho_L}{\rho_G}\right)^{1/2} + K \left(\frac{\rho_G}{\rho_L}\right)^{1/2} \\ K &= \left(\frac{\rho_L}{\rho_G}\right)^{1/4} \quad : x < 1 \\ &= \left\{1 + x \left(\frac{\rho_L}{\rho_G} - 1\right)\right\}^{1/2} \quad : x > 1 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(11)$$

図5は  $\phi_{Lo}^2$  に関して実験値と式(8)による計算値を比較したものである。図5(a)の本実験値との比較から、式(8)はオリフィスの開口比、液相の容積流束  $j_L$  ならびに流動様式によらず  $\pm 30\%$  の精度で実験値を予測することがわかる。また、図5(b)の Murdock のデ

ータとの比較から、式(8)は 6.4MPa 以下の圧力では流体の種類によらず  $\pm 30\%$  の精度で実験値を予測するといえる。実質的に式(8)と同じである Hoopes の式<sup>(16)</sup>が従来良い評価を得てなかったのは、ボイド率  $\alpha$  の算定精度が十分でなかったことと、実験データの不足による、と思われる。

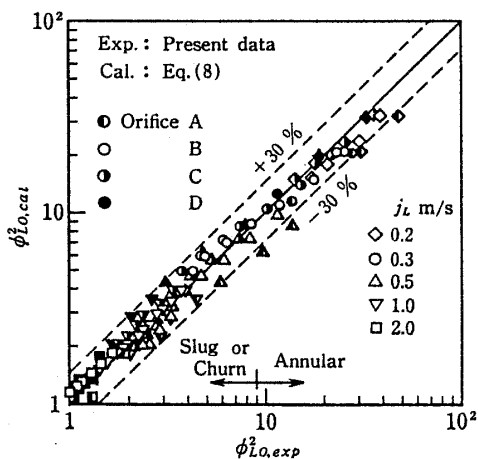
図6は  $\phi_{Lo}^2$  に関して、本実験値と Chisholm の式、式(11)による計算値を比較したものである。記号は図5(a)と同じように区別してある。Chisholm の式も式(8)の予測精度と同程度であることがわかる。

6. 圧力損失に関する考察

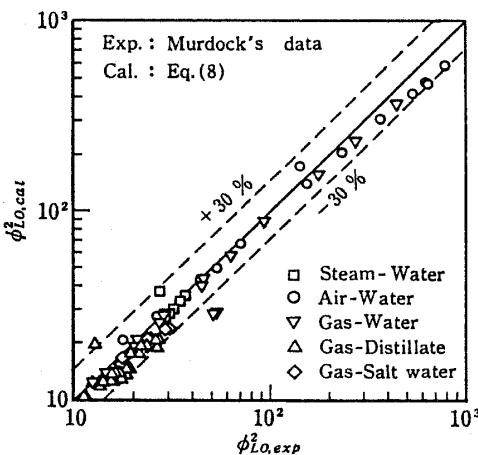
単相流においては、図2の中に示すオリフィス差圧  $\Delta P$  と圧力損失  $\Delta P_{loss}$  の間に次の関係のあることが知られている<sup>(11)</sup>。

$$\Delta P_{loss} = \frac{\zeta_{loss}}{\zeta} \Delta P = \frac{1 - C_d \beta^2}{1 + C_d \beta^2} \Delta P \dots\dots\dots(12)$$

図7は、二流相における  $\Delta P_{loss}$  と  $\Delta P$  との関係を実験的に調べたもので、実験点は使用オリフィスと  $j_L$  によって区別されている。データは  $\Delta P_{loss}$  の測定精度の高い、オリフィス B, C, D の気泡流とスラグチャン流について得られたものである。いっぽう、実線は単相流における両者の関係、式(12)、を参考までに示したものである。縦棒付の記号で示した気泡流のデータは、この実線とほぼ一致する。液体の容積流束  $j_L$  を一定として気体のそれ  $j_G$  を増すと流れはスラグチャン流となり、 $\Delta P$  よりも  $\Delta P_{loss}$  の増加が著しくなる。しかしながら、 $\Delta P_{loss}$  は最大でも式(12)の30%増にとどまることがわかった。この場合のボイド率は約55%であった。ボイド率がさらに大きくなれば、データは式(12)に近づく。



(a) 本実験値との比較



(b) Murdock の実験値との比較

図5 差圧に関する式(8)の検討

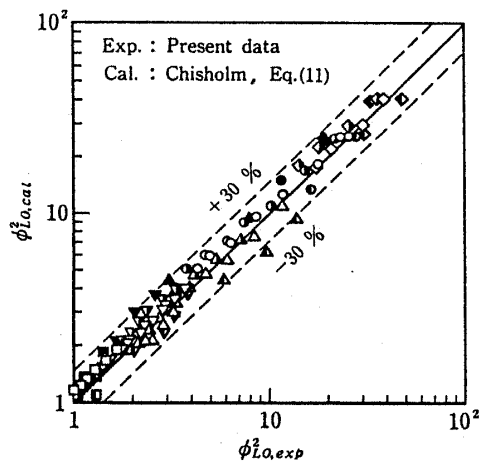


図6 差圧に関する Chisholm の式の検討

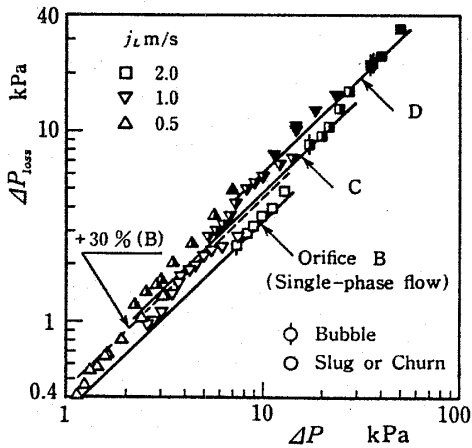


図7 二相流の差圧と圧力損失の関係

## 7. 結 言

(1) 水平管内オリフィスを通過する気液二相流のオリフィス差圧と圧力損失に関して、おもにスラグチャーン流領域の実験データが得られた。

(2) オリフィス差圧は、気相と液相の通過に対応して変動することを示した。

(3) 二相流のオリフィス差圧を気相の寄与分と液相の寄与分に分割して記述する式(5)を提案し、式(8)を導いた。式(8)において  $Y_G=1$  とおけば Hoopes の式<sup>(16)</sup>と同じになる。

(4) 式(8)と従来の七つの差圧計算式の予測精度を著者ら、Murdock, James のデータを用いて相互比較し、式(8)と Chisholm の式が平均二乗根誤差 25%

以内であり、相対的に優れていることを示した。

(5) 二相流下のオリフィス差圧と圧力損失との関係を示した。気泡流では単相流に関する式(12)によって、スラグチャーン流では式(12)の30%増で、圧力損失を推定することを推奨する。

最後に本実験に協力いただいた当時熊本大学学生の山田孝史、山下彰英、篠原仁志の三氏に謝意を表す。

## 文 献

- (1) 例えば, Hewitt, G. F., *Measurement of Two Phase Flow Parameters*, (1978), 92, Academic Press.
- (2) Lin, Z. H. (Cheremisinoff, N. P. ed.), *Encyclopedia of Fluid Mechanics*, Vol. 3, *Gas-Liquid Flow*, (1986), 841, Gulf Pub. Co.
- (3) Smith, L. T., ほか 2 名, *Trans ASME, J. Eng. Power*, 99-3 (1977), 343.
- (4) Murdock, J. W., *Trans ASME, J. Basic Eng.*, 84-4 (1962), 419.
- (5) James, R., *Proc. Inst. Mech. Eng.*, 180-Pt. 1-23 (1965-66), 549.
- (6) Taitel, Y. and Dukler, A. E., *AIChE J.*, 22-1 (1976), 47.
- (7) Bizon, E., *AECL-2273*, Atomic Energy of Canada Ltd (1965).
- (8) Chisholm, D., *J. Mech. Eng. Sci.*, 19-3 (1977), 128.
- (9) Lorenzi, A. and Muzzio, A., *Jol. Termotecnica*, No. 3 (1977).
- (10) Lin, Z. H., *Int. J. Multiphase Flow*, 8-6 (1982), 683.
- (11) JIS Z 8782-1969.
- (12) 世古口, 大阪大学学位論文, (昭 35).
- (13) 石谷・ほか 2 名, *機論*, 30-219 (昭 39), 1323.
- (14) Smith, S. L., *Proc. Inst. Mech. Eng.*, 184-36 (1969-70), 647.
- (15) 佐田富・ほか 2 名, *機論*, 48-434, B (昭 57), 1893.
- (16) Hoopes, J. W., Jr., *AIChE J.*, 3-2 (1957), 268.