鉛直気液混相流における気液流量測定

安田 守宏・安川 三郎

新潟大学工学部 化学工学科*

緒 言

気液混相流は、化学工業の分野で頻繁に取り扱われ、その研究は重要である。従来、気液混相流については、多くの研究がなされており^{1,3,4,6,7)}、気液混相流の流量の測定についても2~3の報告^{2,5)}がある。しかし、オリフィス、ノズルあるいはベンチュリー管などの一般的な計器を用いて、この種の流量を測定する方法は、少ない。

著者らは、円筒ノズルおよび先に報告した⁸⁾ ホールドアップの検出法を用いて、気液混相流の流量の測定を試み、また、新たにその流量を算出する式を導き出した。

実験は、内径 26mm のパイプを用い、空気-水系の鉛直上昇流について、液流量 5~40 l/min、液ホールドアップ 0.3~1.0、および液温 20°C の条件で行った。

1. 理 論

解析に際して、次の仮定をした。

- (1) 任意の位置で、気体速度は液体速度に等しい(スリップ比の影響は後に補正係数により修正する)。
- (2) 管の任意の断面での速度、圧力および液ホールドアップの分布は、それぞれ一様である。
- (3) 系は定常流れである。
- (4) 円筒ノズル使用により収縮係数は1である。
- (5) 外部からの機械的仕事はないものとし、またノズルの圧測定タップ間における種々のエネルギー損失による圧力損失もないと仮定して扱う(これらの圧力損失は後に補正係数を用いて修正する)。
- (6) 流体は圧縮性であり、ノズルを通過するとき断熱等エントロピー変化をする。

ここで、仮定 (1) をたてるに際して、液流量 30~40 l/min および液ホールドアップ 0.5~1.0 の実験条件で、高速度カメラでの撮影により、気体および液線速度を測定し、スリップ比、約 1.03~1.12 を得た。特に液流量の大きい時には、3~5% の気液の速度差を得た。この結果、計算上、仮定 (1) に示すようにスリップ比を1とした。また、仮定 (6) について、混相流体は、気体および

Fig. 1 Model of a flow through contracted section

液体に分けて考えれば、液体は系の状態変化、特に圧変化に対して非圧縮性であると考えられるが、気体は圧縮性であり、これらの混合体である混相流体は、一括して考える場合圧縮性として取り扱わねばならない。上述のことがらに基づいて、気液混相流に関する連続およびベルヌイの式は、次の Eqs. (1) および (2) で表せる。

連続の式; 仮定 (1) により、

$$A_1 V_1 \rho_{MP1} = A_2 V_2 \rho_{MP2} \quad (1)$$

ベルヌイの式; 仮定 (5) により、

$$\frac{V_1^2}{2g} + Z_1 = \frac{V_2^2}{2g} + Z_2 + \frac{g_c}{g} \int_1^2 \frac{1}{\rho_{MP}} dp \quad (2)$$

ここで ρ_{MP} は一般には次式で表せる。

$$\rho_{MP} = \varphi_L \rho_L + \varphi_G \rho_G = \varphi_L \rho_L + (1 - \varphi_L) \rho_G \quad (3)$$

さらに Eq. (3) に仮定 (6) を用いることにより Eq. (4) が得られる。

$$\frac{1}{\rho_{MP}} = \frac{\varphi_{L1} + (1 - \varphi_{L1}) \cdot (P_1/P)^{1/K}}{\varphi_{L1} \rho_{L1} + \varphi_{G1} \rho_{G1}} \quad (4)$$

ここで、 K は、定圧比熱と定容比熱の比であり、空気-水系では、 $K=1.41$ である。Fig. 1 に示した収縮部のモデルにおいて、仮定 (4) より Eq. (5) が得られる。

$$A_2 = m C_a A_1 = m A_1 \quad (5)$$

ここで、 $C_a (=A_2/A_0)$ は収縮係数であり、 $m (=A_0/A_1)$ は開口比である。Eqs. (1) および (5) より次式が得られる。

$$V_2 = X V_1 \quad (6)$$

ここで、 X は次のように表される。

$$X \equiv \rho_{MP1} / (m \cdot \rho_{MP2}) \quad (7)$$

Eq. (2) に Eqs. (3) および (6) を代入して V_2 について整理すると次のようになる。

$$V_2 = \frac{X \cdot \alpha}{\sqrt{X^2 - 1}} \sqrt{2g_c \left\{ \left(\frac{P_1}{\rho_{MP1}} - \frac{P_2}{\rho_{MP2}} \right) + \frac{g}{g_c} (Z_1 - Z_2) \right\}} \quad (8)$$

ここで、 α は次のように表せる。

$$\alpha \equiv \sqrt{\frac{\varphi_{L1}(P_1 - P_2) + [K/(K-1)] \{1 - (P_2/P_1)^{(K-1)/K}\} \{ (1 - \varphi_{L1}) \cdot P_1 + \rho_{MP1} (g/g_c) (Z_1 - Z_2) \}}{\rho_{MP1} \{ (P_1/\rho_{MP1} - P_2/\rho_{MP2}) + (g/g_c) (Z_1 - Z_2) \}}} \quad (9)$$

* 940 長岡市学校町 1-2-1

(1) cylindrical nozzle (2) platinum electrodes (3) bridge
(4) gas-liquid separator (5) orifice (6) rotameter
(7) filter (8) pressure-gauge (9) compressor (10) tank
(11) pump (12) gas collector (13) manometer (14) level controller

Fig. 2 Schematic diagram of experimental apparatus

Fig. 3 Relation between flow rate and discharge coefficient of the cylindrical nozzle for vertical single-phase flow of water

Eq. (8) の V_2 は仮定 (1), (5) および (6) を基礎として導き出されたものであるが, Fig. 1 の 2 の位置における実際の速度は, ΔZ 区間における種々のエネルギー損失などを考慮すべきであり, Eq. (8) より得られる V_2 とは異なる. そこで, 2 の位置における実際の速度を係数 ξ を用いて次のように修正する.

$$\bar{V}_2 = \xi \cdot V_2 \quad (10)$$

上述から, 体積流量および質量流量は次のようになる.

$$Q_{MP2} = A_2 \cdot \bar{V}_2 = m \cdot A_1 \cdot \xi \cdot V_2 \quad (11)$$

$$G_{MP2} = \rho_{MP2} \cdot Q_{MP2} \quad (12)$$

G_{MP2} は仮定 (3) より任意の位置における G_{MP} に等しい. A_1 および m は, それぞれ管断面積およびノズルの開口比であるので, P_1, P_2, φ_{L1} および φ_{L2} がわかれば Eqs. (3), (7) および (9) から $\rho_{MP1}, \rho_{MP2}, X$ および α が求まり, さらに Eq. (8) より V_2 が算出される. この P_1, P_2, φ_{L1} および φ_{L2} は実験より測定可能である. 結局, Eq. (10) の ξ が既知であれば $\bar{V}_2$ が求まり, これよ

り, Eqs. (11) および (12) の Q_{MP2} および G_{MP2} が算出される. また, 上述に用いられる液ホールドアップ, φ_L の値は, 先に報告したホールドアップの検出法⁹⁾により, 次式で得られる.

$$\varphi_L = (2.303/b)(\log \kappa - \log a) \quad (13)$$

ここで, $a (=K/\exp(b))$ は一定であり, κ は気液混相流体の電導度である. また, Eq. (13) は, 本文中のすべての実験範囲において適用できる.

2. 実験装置および方法

実験装置の概略を Fig. 2 に示した. 内径 26 mm のアクリル樹脂製の鉛直管の途中に圧力を測定するための円筒ノズルが取り付けられている. この円筒ノズルの下部の鉛直管内壁には, 液ホールドアップを測定するため一対のリング状にした白金線が電極として挿入されている. また白金電極は, 1,000 Hz 電源使用のブリッジ回路に接続されている. 気液混相流は, 鉛直管の頭頂部に接続されている気液分離槽で気体および液体に分離されたのち, それぞれ気体流量および液体流量が測定される. また円筒ノズルでの圧力測定は, Figs. 2 (a) あるいは (b) に示すように, 圧力取り出しタップを取り付け, それぞれマノメーターに接続させて行った. またノズルとマノメーターの途中に気密な集気瓶を挿入して, 気液混相流路からノズルを通りマノメーターへの気体の流入を阻止した. さらに, マノメーターの他端をレベルコントローラーに接続させ, マノメーターの静止状態での零点調整を行った. また, マノメーターはU字管型とし, 使用液体は, 水銀あるいは四塩化炭素である. 水槽の温度は, 20°C に保った. 混相流は, 水-空気系で, 液流量を 5~40 l/min に変化させ, また気体流量を液ホールドアップが 0.3~1.0 の範囲になるように変化させ実験を行った.

3. 実験結果および考察

3.1 係数, ξ_{MP}

単相鉛直流れとして考えると, Eq. (11) は次の Eq. (14) のように表せる.

$$Q_{SP} = \frac{m \cdot A_1 \cdot \xi_{SP}}{\sqrt{1-m^2}} \sqrt{2g_c \left\{ \frac{P_1 - P_2}{\rho_L} + \frac{g}{g_c} (Z_1 - Z_2) \right\}} \quad (14)$$

ここで, ξ_{SP} は流出係数である. Fig. 3 に水の鉛直上昇流れについての ξ_{SP} と流量との関係を示した. この図からも ξ_{SP} は, 液流量および開口比に無関係に一定であることがわかる. 次に, 気液混相流の場合, Eq. (11) の ξ を単相流の場合と区別して ξ_{MP} とし, この ξ_{MP} と液ホールドアップとの関係を示したのが Figs. 4 (a) および (b) である. この図には α の変化も同時に示した. こ

Fig. 4 Relation between the liquid hold-up and the coefficient, ξ_{MP} (or α) of the cylindrical nozzle for vertical mixture flow

で ξ_{MP} の値は次の方法で求める。まず Eq. (12) を変化し、 $\xi = G_{MP2}/(\rho_{MP2} \cdot m \cdot A_1 \cdot V_2)$ として、右辺の G_{MP2} に実験値を代入し、また、 ρ_{MP2} , m , A_1 および V_2 は、 ϕ_{L1} , P_1 , P_2 および ΔZ の実験値を用いて Eqs. (8) および (9) より得られた値を用いる。この右辺の計算により ξ_{MP} が得られる。Fig. 4 によれば ξ_{MP} は液ホールドアップの値により変化しているが、ノズルの収縮部の長さ ΔZ ($=Z_1 - Z_2$) や開口比 m には無関係であることがわかる。すなわち、 ξ_{MP} は、液ホールドアップ 1.0 のとき、単相流の ξ_{SP} と等しいが、液ホールドアップ 0.3~1.0 の範囲では、 ξ_{MP} の値は ξ_{SP} の値と異なる。ここで、Eq. (10) の ξ を ξ_{MP} と書き改める。また、 ξ_{MP} の値は、液ホールドアップ 0.3~0.5 の範囲で、0.5~1.0 の範囲におけるよりも急激な変化を示す。

上述の ξ_{MP} と ϕ_{L1} との関係より、その時の液ホールドアップに相当する ξ_{MP} を読み取って、その ξ_{MP} を Eqs. (11) および (12) に適用することにより流量の算出は可能である。

また、Fig. 4 (b) からわかるように ξ_{MP} は液体流量に影響されない。しかし、Fig. 4 (a) に示したように、オリフィスを用いた場合と円筒ノズルを用いた場合とは、 ξ_{MP} の値は異なる。

3.2 圧縮係数, α

圧縮係数 α は、混相流体の圧縮性を示す。Fig. 4 (a) で示したように、 α は m と共に変化する。 m が大きくなると、液ホールドアップに対する α の曲線の傾きは、次第にゆるやかになり、Fig. 4 (b) に示すように、 m が一定のとき、この曲線は液体流量の増加と共に急激に変化する。

3.3 補正係数, C_v

上述のことから、補正係数 C_v を ξ_{MP} と α の積として Eq. (16) のように定義した。

$$C_v \equiv \alpha \cdot \xi_{MP} \quad (15)$$

Fig. 5 Relation of compensation factor and liquid hold-up

Fig. 6 Relation between C_v and the liquid flow rate

Fig. 5 に C_v と液ホールドアップ ϕ_{L1} との関係を示した。この図から、 C_v と ϕ_{L1} との関係は 2 直線で表すことができる。この 2 直線の交点における液ホールドアップの値 ϕ_{LC} は、実験によって決定することができる。また、この図において、 ϕ_{L1} の値が ϕ_{LC} と 1.0 の間にあるとき、 C_v の値は一定である。すなわち、偏差 $\pm 5\%$ で $C_v = 0.805$ である。ここで、 C_v の一定値を C_{vc} とし、Fig. 6 に C_{vc} と Q_L との関係を m をパラメータとして示した。この図から、 C_{vc} は Q_L に無関係である。また、 ϕ_{L1} の値が ϕ_{LC} より小さいとき、 C_v は C_{vc} より大きくなり、 C_v の値を算出する実験式は、Fig. 5 より $\pm 10\%$ の偏差で Eq. (16) のように表される。

$$C_v = \beta \cdot (\phi_{LC} - \phi_{L1}) + 0.805 \quad (\phi_{L1} < \phi_{LC}) \quad (16)$$

ここで、 β は $\phi_{L1} < \phi_{LC}$ での液ホールドアップに対する C_v の傾きの絶対値である。 ϕ_{LC} の値は、液流量により変化するの、Eq. (16) の適用される液ホールドアップの範囲を Fig. 7 に示した。また β の値も液流量により変化するが、これは Fig. 8 の線図から得られる値を用いよう。

上述した C_v を用いると、Eqs. (11) および (12) は次のように表せる。

$$Q_{MP2} = \frac{A_1 \cdot m \cdot X \cdot C_v}{\sqrt{X^2 - 1}} \times \sqrt{2g_c \left\{ \left(\frac{P_1}{\rho_{MP1}} - \frac{P_2}{\rho_{MP2}} \right) + \frac{g}{g_c} (Z_1 - Z_2) \right\}} \quad (11)'$$

$$G_{MP} = G_{MP2} = \rho_{MP2} \cdot Q_{MP2} \quad (12)'$$

Fig. 7 C_v -diagram in vertical mixture flow through 26 mm I.D. tube

Fig. 8 Relation between β and m for vertical mixture flow through 26 mm I.D. tube

この Eqs. (11)' および (12)' を用いて、混相流の体積流量および質量流量が計算される。Fig. 9 に、上式を用いた計算値と実験値の比較を示した。さらに、気体および液体の質量流量はそれぞれ次式で表せる。

$$G_L = Q_{MP} \cdot \varphi_L \cdot \rho_L \quad (17)$$

$$G_G = Q_{MP} \cdot \varphi_G \cdot \rho_G = Q_{MP} \cdot (1 - \varphi_L) \cdot \rho_G \quad (18)$$

Eqs. (17) および (18) による計算値と実験値の比較を Figs. 10 (a) および (b) に示した。Figs. 9 および 10 (a), (b) に示したように、計算値と実験値とはよく一致する。しかし、Fig. 10 (a) において、たとえば、液流量 10 l/min の場合、気体質量流量 3.5×10^{-1} g/sec より大きくなると計算値は実験値より小さくなる。これは、次の理由による。先の 3・3 の項で述べたように、ここで用いた C_0 の値は、Fig. 5 に示す実験結果を 2 本の直線で近似的に表したものであり、 φ_{L1} の値が 0.5 より小さな範囲では、 C_0 の実験データは、かなりのバラツキを生じる。それゆえ、計算値は実験値から、かなりはずれてくる。しかし、このような場合でも、許容範囲を $\pm 10\%$ とすれば、Eqs. (11)', (12)', (17) および (18) を用いて、気液混相流

Fig. 9 Comparison of the experimental data with the calculated values for vertical flow through 26 mm I.D. tube, $\varphi_L = 1.0 \sim 0.3$ and $Q_L = 5 \sim 40$ l/min

Fig. 10 Comparison of experimental data with calculated values in two-phase flow in the range of liquid hold-up, 1.0 ~ 0.3, (a) gas mass flow rate, (b) liquid mass flow rate

の流量算出は可能である。

結 言

本実験は、空気-水の鉛直混相流系について、内径 26 mm の鉛直管を用い液体流量 5 ~ 40 l/min、液ホールドアップ 0.3 ~ 1.0 の範囲で、液温を 20°C に保って行った。上述の条件下で次の結論を得た。

1) 気液混相流体の体積流量および質量流量は、 P_1 , P_2 および φ_{L1} の実測値と補正係数 C_0 の値を用いて次式により算出される。

$$Q_{MP2} = \frac{A_1 \cdot m \cdot X \cdot C_0}{\sqrt{X^2 - 1}} \times \sqrt{2g_c \left\{ \left(\frac{P_1}{\rho_{MP1}} - \frac{P_2}{\rho_{MP2}} \right) + \frac{g}{g_c} (Z_1 - Z_2) \right\}} \quad (11)'$$

$$G_{MP} = \rho_{MP2} \cdot Q_{MP2} \quad (12)'$$

また、気体および液体の質量流量は、それぞれ次式により算出される。

$$G_L = Q_{MP} \cdot \varphi_L \cdot \rho_L \quad (17)$$

$$G_G = Q_{MP} \cdot \varphi_G \cdot \rho_G = Q_{MP} \cdot (1 - \varphi_L) \cdot \rho_G \quad (18)$$

2) 液ホールドアップ φ_{L1} の値が φ_{LC} と 1.0 の間にあるとき、補正係数 C_0 の値は一定になり、その値は偏差 $\pm 5\%$ で 0.805 である。また、 φ_{L1} の値が φ_{LC} より小さ

いとき、 C_v の値は偏差 $\pm 10\%$ で次式により求められる。

$$C_v = \beta \cdot (\varphi_{LC} - \varphi_{LI}) + 0.805 \quad (\varphi_{LI} < \varphi_{LC}) \quad (16)$$

Eq. (16) の使用できる φ_{LC} の範囲は Fig. 7 に示した。

また、 β の値は Fig. 8 から得られる。

3) 液ホールドアップ φ_{LI} が 0.5~1.0 の範囲にあるとき、Eqs. (11)', (12)', (17) および (18) より算出した値は実験値とよく一致する。また、 φ_{LI} が 0.3~0.5 の範囲にあるとき、これらの式を用い偏差 $\pm 10\%$ で、混相流量および気体、液体、それぞれの流量の算出が可能である。

Nomenclature

A	= sectional area	[cm ²]
A_0	= sectional area of nozzle	[cm ²]
a	= constant (= $K/\exp(b)$)	[$\text{U} \cdot \text{cm}^{-1}$]
b	= function for bubble size and the ratio of intermixed gas in liquid phase to total gas	[—]
C_a	= coefficient of contraction	[—]
C_v	= compensation factor of two-phase flow	[—]
C_{vc}	= compensation factor of two-phase flow when liquid hold-up is between 1.0 and φ_{LC}	[—]
G	= mass flow rate	[g/sec]
g	= acceleration due to gravity	[cm/sec ²]
g_c	= gravitational conversion factor	[g-cm/G·sec ²]
K	= ratio of specific heat at constant pressure to that at constant volume	[—]
m	= sectional area ratio	[—]
P	= static pressure	[G/cm ²]
Q	= volumetric flow rate	[cc/sec]
V	= nominal velocity	[cm/sec]
$\bar{V}$	= real average velocity	[cm/sec]
X	= conversion factor	[—]
Z	= height from the datum plane	[cm]
α	= conversion factor	[—]
β	= absolute value of the slope of the	

compensation factor and the liquid hold-up [—]

K	= specific electrical conductivity of liquid	[$\text{U} \cdot \text{cm}^{-1}$]
κ	= specific electrical conductivity of gas-liquid two-phase fluid	[$\text{U} \cdot \text{cm}^{-1}$]
ξ_{SP}	= discharge coefficient of cylindrical nozzle for single-phase flow	[—]
ξ_{MP}	= discharge coefficient of cylindrical nozzle for two-phase flow	[—]
ρ	= density	[g/cm ³]
φ	= hold-up	[—]
φ_{LC}	= liquid hold-up at the point of intersection of two straight lines represented by the relation between the compensation factor and the liquid hold-up	[—]

<Subscripts>

1	= section 1 (inlet section of nozzle)
2	= section 2 (middle section of nozzle)
G	= gas
L	= liquid
MP	= gas-liquid two-phase flow
SP	= liquid single-phase flow

Literature cited

- 1) Brown, F. C. and W. L. Kranich: *AIChE J.*, **14**, 750 (1968)
- 2) Hughmark, G. A. and B. S. Pressburg: *ibid.*, **7**, 677 (1961)
- 3) Lockhart, R. W. and R. C. Martinelli: *Chem. Eng. Progr.*, **1**, 39 (1949)
- 4) Martinelli, R. C. et al.: *Trans. Am. Soc. Mech. Engrs.*, **66**, 139 (1944)
- 5) Murdock, J. W.: *Journal of Basic Engineering, Trans. ASME*, 410 (1967)
- 6) Turpin, JIML and R. L. Huntington: *AIChE J.*, **13**, 1196 (1967)
- 7) Yagi, S., T. Shirai and T. Sasaki: *Kagaku Kōgaku*, **15**, 317 (1951)
- 8) Yasukawa, S. and M. Yasuda: *Kagaku Kōgaku*, **35**, 749 (1971)

(1974 年 8 月 24 日受理; 化学工学協会第 4 回秋季大会 (広島, 1970 年 10 月) にて発表)

Measurement of Gas-Liquid Flow in Vertical Two-Phase Flow

Morihiro Yasuda and Saburo Yasukawa

Dept. of Chem. Eng., Niigata Univ., Nagaoka, 940

We calculated the flow rate of gas-liquid two-phase flow using the values of the pressure differences between two taps on a cylindrical nozzle, and of the liquid hold-up measured by the method presented in our previous paper⁸⁾.

First, neglecting the various energy losses due to flow through the contraction section in the cylindrical nozzle, we derived an equation for calculation of the flow rate from a combination of Bernoulli's equation, the equation of continuity and the term of liquid hold-up. However, because these energy losses were not small enough to be neglected, the above equation was corrected with a compensation factor. The compensation factor was determined from the analysis of several hundreds experimental data. The relations between the compensation factor and the liquid hold-up are shown in the diagrams.

The calculated values obtained by using the compensation factor agree well with the experimentals.