

運輸省港湾技術研究所

港湾技術研究所 報告

REPORT OF
THE PORT AND HARBOUR RESEARCH
INSTITUTE

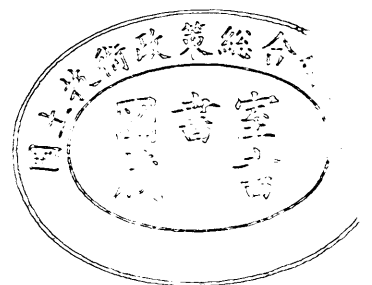
MINISTRY OF TRANSPORT

VOL. 12

NO. 3

SEPT. 1973

NAGASE, YOKOSUKA, JAPAN



港湾技術研究所報告 (REPORT OF P.H.R.I.)

第12巻 第3号 (Vol. 12, No. 3), 1973年9月 (Sept. 1973)

目 次 (CONTENTS)

1. 衝撃碎波圧を受ける混成防波堤の挙動に関する考察……………合田良実…………… 3
(Motion of Composite Breakwater on Elastic Foundation under the Action of
Impulsive Breaking Wave Pressure……………Yoshimi GODA)
2. 防波堤の設計波圧に関する研究……………合田良実……………31
(A New Method of Wave Pressure Calculation for the Design of Composite
Breakwater……………Yoshimi GODA)
3. 前面に遊歩道を持つ海浜護岸について——越波特性からの断面形の検討——
……………服部典節・佐藤昭二……………71
(On the profile of seawalls at the resort beach……………Michiyo HATTORI and
Shoji SATO)
4. 大阪湾の潮流と物質拡散に関する模型実験
……………金子安雄・堀江毅・村上和男・上野信行・久保正則……………99
(Model Experiment on Tidal Current and Substance Diffusion OSAKA Bay
……………Yasuo KANEKO, Takeshi HORIE, Kazuo MURAKAMI,
Nobuyuki UENO and Masanori KUBO)
5. 長期間海水作用を受けたコンクリートはりのひびわれと内部鉄筋の腐食について
……………関博・丸山浩…………… 203
(Corrosion of Steel Bars at Crack of Reinforced Concrete Exposed to Sea
Environments……………Hiroshi SEKI and Hiroshi MARUYAMA)
6. 雑貨埠頭の上屋・倉庫のシステム設計 (第2報)
……………早藤能伸・工藤和男…………… 227
(System Design of Transitsheds and Warehouses (Part-2)
……………Yoshinobu HAYAFUJI and Kazuo KUDO)
7. 細砂送流時における濃度分布および流速分布について
……………是石昭夫・八木得次・奥出律…………… 245
(On the distribution of solid concentration and flow velocity at time of trans-
porting the fine sand in a horizontal pipe……………Akio KOREISHI,
Tokuji YAGI and Tadasu OKUDE)
8. エアリフトの揚水特性について……………岡山義邦・八木得次…………… 261
(On the Air-Lift Characteristics with Gas-Liquid Mixture
……………Yoshikuni OKAYAMA and Tokuji YAGI)

8. エアリフトの揚水特性について

岡 山 義 邦*・八 木 得 次**

要 旨

エアリフトは、浚せつポンプなどのような負圧による制約をもたず、また機構上単純であることなどの理由から、大深度海底からの固体輸送という要求を満たすものとして注目されはじめている物質輸送手段である。

今回の実験は、固体輸送実験の前段階として、管直径 $d=52\text{mm}$ 、垂直管部全長 3.6mの実験装置を用い、浸水率の変化が揚水作用に与える影響を把握するために行なわれたものである。

揚水量は、管内の力のつり合いを考慮することにより、

$$Q_l = A[2gS(1-\bar{f})^2(\varphi-1+\bar{f})/(\zeta_M + \lambda L/d)(1-\bar{f})^2 + \zeta_B + 1 + \lambda S/d\varphi]|\varphi|^{1/2}$$

で与えられる。また管内差圧よりポイド率を推定し、ピストン流およびスラグ流に対して、それぞれ次の実験式を得た。

$$\bar{f} = \dot{f}_I + 0.78\varphi^{3.375}(U_a - \dot{U}_{aI})^{1.485} \quad (\text{ピストン流})$$

$$\bar{f} = 0.82X_V(p_0/p_s)(T_s/T_0) \quad (\text{スラグ流})$$

ここで、 \dot{f}_I 、 \dot{U}_{aI} は、揚水開始直前の管内状態を決定する浸水率によって決まる定数で、次式で与えられる。

$$\dot{f}_I = H/H_T$$

$$\dot{U}_{aI} = H/A/2820$$

さらに、今回の実験により、スラグ流領域とピストン流領域とは、揚水性能に大きな差のあることが、わかった。また浸水率を大きくしてゆくとつれて、同一空気量に対する揚水量、効率とともに増加するが、ピストン流からスラグ流への遷移点付近からは、揚水量の増加割合が減少し、効率は低下しはじめる。

なお、注目すべき現象として、浸水率を変えた場合、最高効率の値は、浸水率70%付近で、最大を示した。

* 機材部 流体輸送研究室

** 機材部 流体輸送研究室長

8. On the Air-Lift Characteristics with Gas-Liquid Mixture

Yoshikuni OKAYAMA*
 Tokuji YAGI**

Synopsis

The air lift system is very unique method for deep dredging due to its simple mechanism with no restriction such as a vacuum in a common dredging pump.

As a preliminary step for material transportation, the present study was carried out for the purpose of knowing the effects of submerged pipe ratio, by which the lifting up capacity is affected, by using the air lift apparatus of which inner diameter is 52 mm and the total vertical pipe length 3.6 m.

The lifting up capacity can be obtained by some equilibrium equations in a vertical pipe as follows.

$$Q_t = A[2gS(1-\bar{f})^2(\varphi-1+\bar{f}) / \{(\zeta_M + \lambda L/d)(1-\bar{f})^2 + \zeta_B + 1 + \lambda S/d\varphi\} / \varphi]^{1/2}$$

And the boid ratio is given by a following empirical formula.

$$\begin{aligned} \bar{f} &= \dot{f}_I + 0.78\varphi^{3.375}(U_a - \dot{U}_{aI})^{1.485} \dots \dots \dots \text{for piston flow} \\ \bar{f} &= 0.82X_V(p_0/p_s)(T_s/T_0) \dots \dots \dots \text{for slug flow} \end{aligned}$$

where \dot{f}_I and \dot{U}_{aI} are the boid ratio and the apparent air phase velocity, respectively, which decide an initial condition of the two phase flow in the vertical pipe, and are given as follows.

$$\dot{f}_I = H/H_T$$

$$\dot{U}_{aI} = H/A/2820$$

From the result of this experiment it is revealed that the lifting up capacity is strongly dependent on the flow pattern. And though both the water quantity delivered and the efficiency keep increasing up to the point of a piston-slug transition as the submerged pipe ratio increase, the rate of increase in the water quantity lifted decreases and the efficiency begins to go down.

A maximum point of efficiency changes with the submerged pipe ratio and a peak appeared in the region of 0.7 of the submerged pipe ratio.

* Member of Hydraulic Transportation Laboratory, Machinery Division

** Chief of Hydraulic Transportation Laboratory, Machinery Division

目 次

要 旨	261
1. ま え が き	265
2. 実験装置と実験方法	265
2.1 実験装置	265
2.2 諸量の測定	265
2.3 実験方法	265
3. エアリフトの基礎理論	267
4. 実験結果とその考察	268
4.1 二相流の流動形態	268
4.2 最小空気流量	270
4.3 管内平均ボイド率	272
4.4 気相速度	274
4.5 吸込損失係数の決定	275
4.6 揚水量曲線	276
4.7 効 率	277
5. 結 論	278
6. あとがき	278
参考文献	278
記号表	279

1. まえがき

近年、港湾工事の発達進歩につれて、大深度浚せつへの要求もますます強まってきている。

従来の浚せつ工法は、バケット方式などの不連続浚せつを除けば、そのほとんどがポリュートポンプを用いて行なわれている。しかしながら、これらのポンプを用いた工法は、ポンプそれ自身が持つ負圧の制約によって、作業深度は制限される。すなわち、浚せつポンプでは、土砂けん垂揚程を含めた全吸込揚程が、圧力に換算して1気圧を超えることはできない。ちなみに過去のデータを調べてみると、現在の大型ポンプ浚せつ船の最大浚せつ深度は、ジェットまたはブースタポンプなどの吸込側助勢装置をつけても、30~35m程度であり、いまのところそれを超える記録は見あたらない。

このような状況下で注目されはじめたのが、エアリフトポンプを用いた浚せつ工法である。このポンプは、先に述べた浚せつポンプのような負圧の制約がないこと、ならびにコンプレッサーを別とすれば、機械的稼働部分がほとんどないので、機構上非常にシンプルであることなどの特徴をもつ。

これに対する研究は、2,3¹⁾²⁾³⁾行なわれてはいるが、その機構上の単純さの反面、流れが気-液二相流あるいは固-気-液三相流という複雑な流れとなるため、未知の部分が多い。固-気-液三相流に対する実用例⁴⁾も見かけるが、あくまでも実験的試みの範囲を出るものではない。一方気-液二相流の垂直管上昇流に対する研究は従来数多く行なわれてきており、エアリフトの研究に参考となる報告も多い⁵⁾⁶⁾⁷⁾。しかし、これらの研究は、いずれもその管内液の流動はポンプによって誘起されるという、いわば強制流れによる実験研究であり、自然流れ(ポンプ圧送に対しての意)ともいえるエアリフトに、それらの結果が、すぐさま適用できるかどうかは疑問である。

筆者等は、エアリフトによる固体輸送の前段階として固体を輸送する媒体である気-液二相流の垂直管上昇流についての実験を行ない、その揚水作用に対する検討を行なった。同時に、強制流れによる気-液二相流の過去の研究結果に対して、比較検討を加えたので、ここに報告する。

2. 実験装置と実験方法

2.1 実験装置

実験装置の概要を図-1に示す。三段となった外部ケー

シング①内には水が張られており、その中に内径52mmのパイプ②が、浸されている。ケーシングの正面は三段とも強化ガラス(厚さ:最下段より15, 10, 10mm)が取り付けられており、外部から管内の流動状態が観察されるようになっていいる。空気噴出ノズルより上方の管はアクリル製であり、ケーシングを出ると180度ベンドが設けられており、管内の気液が、自由落下するようになっていいる。垂直管内を上昇した二相流は、この180度ベンドを通過したのち、気-液セパレータ③にはいり、空気と水はここで分離される。セパレータを出た水は、エアシリンダ④により、試験時はホップ⑤に導かれ、揚水量計測後は、ダミーホップ⑥を通じて水路に落下する。

一方空気系統であるが、主コンプレッサーで圧縮(0.7kg/cm²)された空気は、第1バルブ⑦を通過したのち、圧力コントローラ⑧、第2バルブ⑨をへて、ロータメータ(面積式空気流量計)⑩にはいる。その後、熱電対式風速計の設置された垂直測定部⑪を通ったのちケーシング内にはいり、2インチのガス管壁に取り付けられたノズル⑫から管内に噴射される。ノズルは、最先端の空気流路直径3mmのもので、管内流れに対して直角に、垂直管中心線に向けて取り付けられている。図-2に、その概略図を示す。ケーシング側面には5段の排出口が設けられており、これによって水位、すなわちパイプ浸水率が変わえられる。ケーシング内の水は循環式ではないので給水用の水道管によって常時水位が一定になるように調整される。

2.2 諸量の測定

空気量は、ロータメータで直接読み取られると同時に熱電対式風速計(アネモスタ)で連続記録された。ロータメータは、0~150NI/min, 100~1,000NI/minを計測範囲とする2台が並列に設置されているが、空気量が150NI/min以上では、ケーシング内のアクリル管が非常に大きく振動を始めるので、前者が常時使用された。

揚水量は、ホップの水位を読み取るとともに、ホップ支持板に接着されたストレンゲージによりその重量が計測された。垂直管のノズル部下方には、ピトー管が取り付けられており、管内液流速が連続的に記録された。

また管内差圧とともに、管内静圧が、図-1に示す圧力タップから連続測定できるようになっている。

2.3 実験の方法

実験においては、浸水率を4段階に変化させ、それぞれの浸水率に対して、空気量の変化による諸量を計測した。液流量は、測定対象が、清水であるのでその重量を

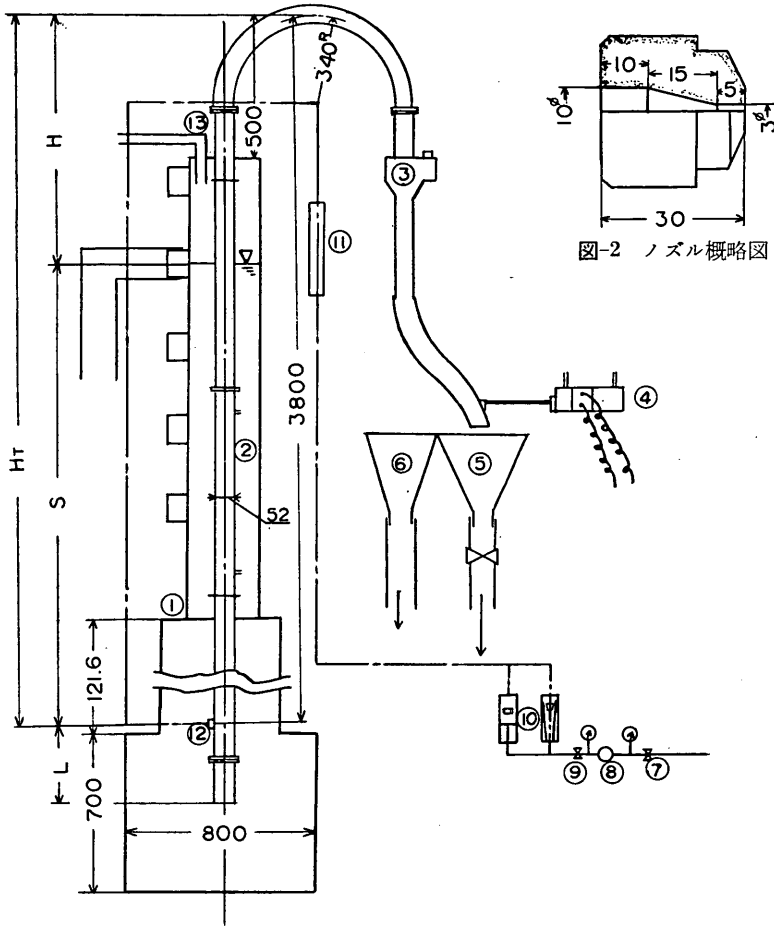


図-1 エアリフト実験装置概略図

自動的にストレンゲージで計測するとともに、サイクルカウンターによる計時が行なわれた。同時に圧力タップより管内差圧および静圧の連続測定を行なうとともに、ノズル部の下方に設けられたピトー管により管内液流速の変動も記録した。管内差圧、静圧および液流速は、二相流においては変動するのが特徴であるので、測定時間はそのことも考慮して、15秒間とした。しかし揚水量の方は、計量タンクの容量の関係から最も揚水量の大きいケースについて、約10秒しかとれなかった。

空気流量の範囲は 0~120 NI/min で行なわれ、ロータメータ直前に取り付けられている圧力調整弁は、浸水率すべてに対して 0.5 kg/cm² に常時セットされた。空気圧力は、水銀マンオメータと半導体圧力トランスジューサの両者によって計測されたが、半導体の方は零点のドリフトが大きかったので、空気圧力変動の傾向を調べる

のみにとどめ、殆んど水銀マンオメータの値を採用した。

浸水率は、ケーシング側面に設けられた 2½ インチの排出口を変更することにより変化させられた。実験 No. 1, 2, 3 については、水位の変動は大きい場合もあったにもかかわらず、平均的には目標とした浸水率をとることができたが、No. 4 については調整が困難であったため

表-1 実験番号と浸水率

項目	実験番号	1	2	3	4
装置上の揚程(m)		0.60	1.08	1.55	2.02
実際の揚程H(m)		0.60	1.08	1.55	2.12
総高さ(*) Hr(m)		3.8	3.8	3.8	3.8
浸水率(*) φ		0.842	0.716	0.592	0.442
浸水深さ S(m)		3.2	2.72	2.25	1.68

* $H_r = S + H$ $\varphi = S / (S + H)$

目標値とは異なる値となっている。表-1に、実験番号と浸水率を示す。

3. エアリフトの基礎理論

図-3において、管内二相流部分の x 点におけるボイド率を f_x とし、区間 dx の両端において気相、液相速度はそれぞれ変化しないものとするれば、 dx 間におけるつり合いの方程式は、次式で表わされる。

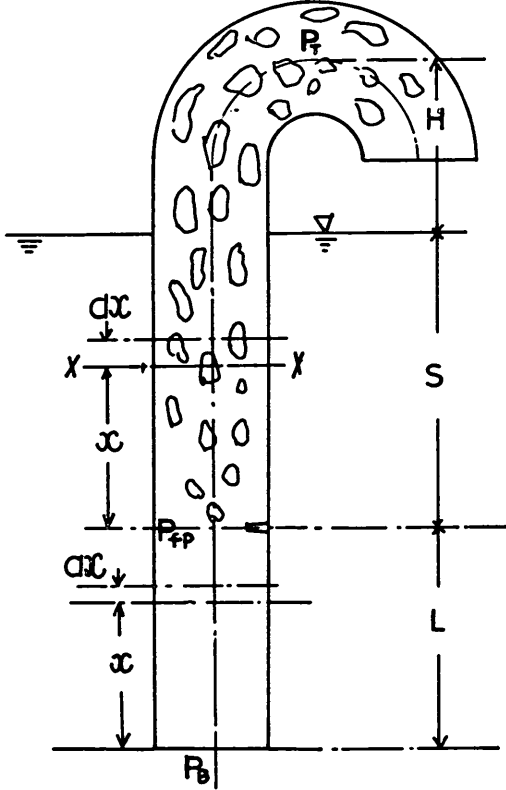


図-3 管内流動モデル

$$dp_i = (1-f_x)\rho_l g dx + f_x \rho_a g dx + \Delta h_{f1} \cdot \rho_l g dx \quad (3.1)$$

式(3.1)の左辺は区間 dx における圧力降下、右辺第1項、第2項はそれぞれ液相、気相の慣性による項であり、第3項は管摩擦による圧力損失である。いま気相の密度 ρ_a は、液相の密度 ρ_l に対して、

$$\rho_a \ll \rho_l \quad (3.2)$$

とみなされるから、式(3.1)の第2項は、他の項に対して無視できる。従って式(3.1)は、

$$dp_i = (1-f_x)\rho_l g dx + \Delta h_{f1} \rho_l g dx \quad (3.3)$$

となる。単相流部分についても、同様に次式が成立する。

$$dp_s = \rho_l g dx + \Delta h_{f2} \rho_l g dx \quad (3.4)$$

いま、二相流区間において、管内を液相のみが流れたと仮定した時の、液速度を見かけ液流速と定義し、これを U_l で表わせば、 U_l は液流量 Q_l を用いて次式で表わされる。

$$U_l = Q_l / A \quad (3.5)$$

すなわち、単相流区間内の液流速は見かけ液流速に等しい。一方二相流部分の液流速 V_{lx} については、下記の関係式から求められる。 dt 時間内に $X-X$ 断面を通過する液流量 $Q_{lx-x} dt$ は、

$$Q_{lx-x} dt = A(1-f_x) V_{lx} dt \quad (3.6)$$

である。いま Q_{lx-x} は、 Q_l に等しいから、式(3.6)を式(3.5)に代入すれば、二相流中の液流速

$$V_{lx} = U_l / (1-f_x) \quad (3.7)$$

が得られる。

ところで垂直管入口部、ノズル部および管頂部の静圧をそれぞれ p_B 、 p_{fP} 、 p_T とすれば、一相流部分および二相流部分の全体に対して、式(3.8)(3.9)が成立する。

$$p_B - p_{fP} = \int_0^L dp_s + \zeta_M \frac{\rho_l g}{2g} V_{lT}^2 \quad (3.8)$$

$$p_{fP} - p_T = \int_0^{S+H} dp_i + \zeta_B \frac{\rho_l g}{2g} V_{lT}^2 + \frac{\rho_l g}{2g} (V_{lT}^2 - V_l^2) \quad (3.9)$$

ここで、 ζ_M 、 ζ_B は、それぞれ管入口および管頂部180度ベンドにおける損失係数である。 V_l は単相流部分の液流速で、式(3.5)により U_l に等しい。 V_{lT} は、管頂部における液流速であり、その位置のボイド率を f_T とすれば、 f_T を式(3.7)に代入することによって得られる。従って式(3.8)、式(3.9)は、式(3.10)、(3.11)におきかえられる。

$$p_B - p_{fP} = \int_0^L dp_s + \zeta_M \frac{\rho_l g}{2g} U_l^2 \quad (3.10)$$

$$p_{fP} - p_T = \int_0^{S+H} dp_i + \zeta_B \frac{\rho_l g}{2g} \frac{U_l^2}{(1-f_T)^2} + \frac{\rho_l g U_l^2}{2g} \left\{ \frac{1}{(1-f_T)^2} - 1 \right\} \quad (3.11)$$

p_T は、ここでは大気圧として零である。 p_B は管外部の水水位変動をないものとするれば、ベルヌーイの式を適用して、

$$p_B = \rho_l g(S+L) - \frac{\rho_l g}{2g} U_l^2 \quad (3.12)$$

となる。なお式(3.8)において積分区間を $0 \sim L$ ととり右辺第2項に入口損失を計上するかぎり p_B は、管外部

の静圧を表わし、式(3.12)においては p_B は管内部の静圧を意味しているが、これは矛盾する。しかし今回の筆者等の実験の場合、吸込損失係数は吸込部の上に設置されたピトー管取付け部の損失も含めているので、便宜上それらを吸込損失係数として、式(3.8)に計上した。

さて式(3.3)、(3.4)の右辺第2項は、管内の摩擦損失を示しているが、ここでは二相流部分においても、単相流と同じ取扱いができると仮定すれば、

$$\Delta h_{fs} = \lambda \frac{1}{d} \frac{U_l^2}{2g} \quad (\text{単相流}) \quad (3.13)$$

$$\Delta h_{fi} = \lambda \frac{U_l^2}{2gd(1-f_x)^2} \quad (\text{二相流}) \quad (3.14)$$

が、それぞれ成立する。ここで λ は、見かけ液流速 U_l に対するレイノルズ数 Re_l を用いて、ブラジュウスの式で表わされる。

$$Re_l = U_l d / \nu_l \quad (3.15)$$

$$\lambda = 0.3164 Re_l^{-1/4} \quad (2300 \leq Re_l \leq 10^5) \quad (3.16)$$

従来の気一液二相流の研究⁵⁾⁸⁾⁹⁾によれば、管摩擦損失は、 Δp_{fi} と Δp_{fs} との比、 $R = \Delta p_{fi} / \Delta p_{fs}$ を、ボイド率に対して整理したものが多し。式(3.13)(3.14)を用いて両者の比を \dot{R} とおけば

$$\dot{R} = 1 / (1-f_x)^2 \quad (3.17)$$

となる。図-4において実線(I)(II)(III)は、過去の研究における $R-f$ の関係を示し、実線(IV)は、式(3.17)から求めたものである。この図は、二相流の管内摩擦損失に対して、ボイド率が0.8以下と考えられる今回の実験において式(3.14)を用いることの妥当性を意味するものである。

従って、式(3.10)(3.11)から p_{fs} を消去し、かつ式(3.3)(3.4)(3.12)(3.13)(3.14)を代入すれば、次式が得られる。

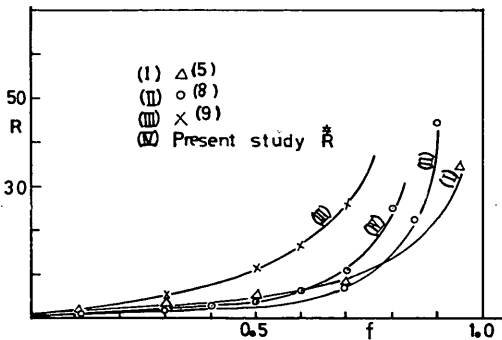


図-4 ボイド率と摩擦損失倍率

$$\left[\zeta_M + \frac{\lambda L}{d} + \frac{1 + \zeta_B}{(1-f_x)^2} \right] \frac{U_l^2}{2g} - S + \int_0^{S+H} (1-f_x) + \frac{\lambda U_l^2}{2gd(1-f_x)^2} dx = 0 \quad (3.18)$$

この式は、エアリフト垂直管内の平衡状態式であるがボイド率の垂直分布がわからなければ解くことができない。しかしながら、今回の実験のように、垂直管長さが比較的短い場合には、管全長にわたって、管中間部のボイド率で代表させたとしても、大きな誤差は与えないと考えられる。いま、管の中間におけるボイド率を管全体の平均ボイド率 \bar{f} であるとみなし、これを式(3.18)に代入すれば、

$$(1-\bar{f})^3 + \left[\left(\zeta_M + \frac{\lambda L}{d} \right) U_l^2 / 2g - S \right] (1-\bar{f})^2 (S+H) + \left[\frac{\zeta_B + 1}{S+H} + \lambda / d \right] U_l^2 / 2g = 0 \quad (3.19)$$

が得られる。この式に浸水率 φ を代入し、かつ U_l について整理すれば、式(3.21)を得る。

$$U_l = [2gS(1-\bar{f})^2(\varphi-1+\bar{f}) / \{ (\zeta_M + \lambda L/d)(1-\bar{f})^2 + \zeta_B + 1 + \lambda S/d\varphi \} / \varphi]^{1/2} \quad (3.21)$$

故に、揚水量 Q_l は、

$$Q_l = A [2gS(1-\bar{f})^2(\varphi-1+\bar{f}) / \{ (\zeta_M + \lambda L/d)(1-\bar{f})^2 + \zeta_B + 1 + \lambda S/d\varphi \} / \varphi]^{1/2} \quad (3.22)$$

で与えられる。

ここで、液の見かけ流速と同様に管内を空気のみが流れたと仮定した時の速度を、見かけ空気流速と定義し、 U_a とおけば、 U_a は次式で表わされる。

$$U_a = Q_a / A \quad (3.23)$$

さて、式(3.22)において、平均ボイド率 \bar{f} は、当然、少なくとも空気流量 Q_a の関数として表わされるはずである。従って、平均ボイド率 \bar{f} が、空気量に対して決定されるならば、式(3.22)を用いて、揚水量が求められることになる。しかしながら、式(3.22)の右辺には、 $U_l^{-1/4}$ という項を含むレイノルズ数が存在するので、計算する場合複雑ではある。

4. 実験結果とその考察

4.1 二相流の流動形態

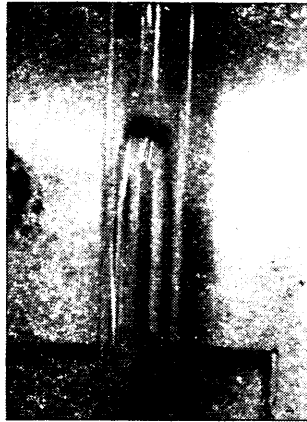
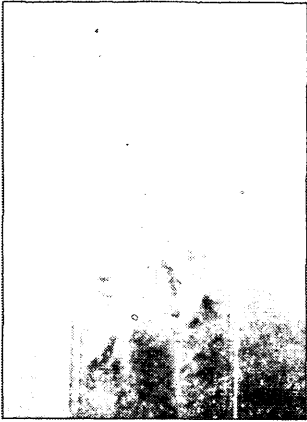
気一液二相流の流動形態に関する研究は、過去の研究例⁶⁾¹⁰⁾も多いが、いまだに垂直管二相流に対する流れ区分図 (Flow Map) の完全なものは見あたらない。これらの研究は、いずれもポンプで水を圧送し、その垂直管部の途中から空気を吹き込んで行なわれているものであり、液流量を一定として空気量を変化させ、二相流の広

エアリフトの揚水特性について

い範囲をカバーできるという実験上の利点をもつ。

しかしながらエアリフトポンプにおいては、液流量はあくまでも空気量によって決定されるファクタであり、それらを独立に変化させることはできない。本実験において観察されたフローパターンは、気泡流、ピストン流

ならびにスラグ流の三態であった。気泡流については、揚水開始前、空気量の極く少ない範囲で見られる現象であり、揚水中は、ほとんどが、ピストン流とスラグ流であった。写真-1は、これら三態の管内流動の様子を示したものであり、図-5は、ピトー管による管内液流速なら

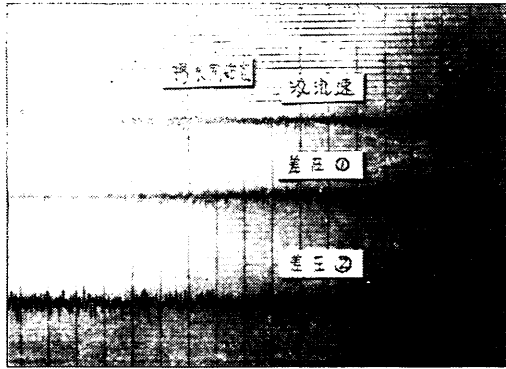


(a) $\phi=0.842$, $Q_a=8.0$ NI/min
(気泡流)

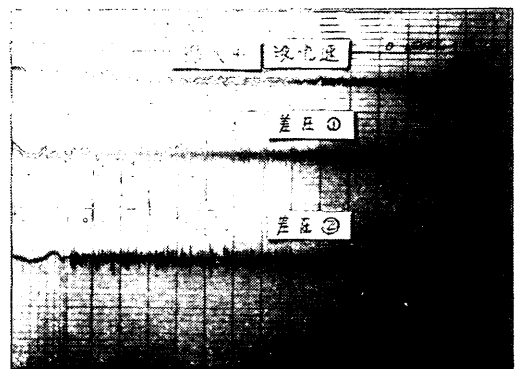
(b) $\phi=0.842$, $Q_a=30.0$ NI/min
(ピストン流)

(c) $\phi=0.842$, $Q_a=70.0$ NI/min
(スラグ流)

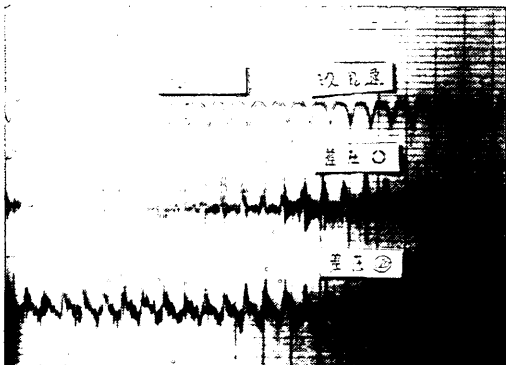
写真-1 フローパターンの異なる管内流れの一例



(a)



(c)



(b)

図-5 液流量と差圧の記録例

びに管内差圧の記録例である。以下空気量の少い順に各流態について説明する。

(a) 気泡流

空気を管内に送りはじめると、管中を小気泡が上昇し、やがて管内の水位は、管外水面よりも高くなる。この状態の流れが、気泡流であり、図-5(a)においても明らかなように、水の流動は殆んどない。しかしながら、この気泡流の状態は、4.2で述べるように、のちのピストン流におけるボイド率を決定する重要な意味をもつ。

(b) ピストン流

さらに空気量をふやしてゆくと、管頂部の180度ベンドを曲って水が落下し始める。すなわち揚水がはじまる。同時に、管内の二相流は気相と液相とが、垂直方向に分離するような流れとなり、気体ピストンは、ほぼ管断面を満たして上昇する。この状態での管内液流速および差圧は大きく脈動する。図-5(b)は、その脈動を示したものである。この脈動の原因は、次のように考えられる。すなわち、ピストン流においては常に一定の形状、大きさをもつピストンが発生する訳ではなく、また液体ピストン部にも気泡が存在し、局部的にボイド率分布が変化している。これらが組み合わさって、管内静圧の垂直分布が大きく変動しているためと思われる。

(c) スラグ流

これは、気体ピストンが、破壊した流れであり、脈動は小さくなり安定した流れとなる。図-5(c)はスラグ流領域での液流速および差圧の変化を示したものである。

以上述べたように、揚水可能な領域については、大きく分けて二種の流れ、すなわちピストン流とスラグ流が生じた。過去の研究では、これらをピストン流またはスラグ流のいずれかに統一した取扱いがなされている場合が多いが、今回の実験では、後述するようにピストン流とスラグ流では、揚水量曲線の傾向や効率等は大きく異なる。また浸水率を4段に変化させたが、それらについてフローパターンを見ると、実験範囲内の空気量領域において、 $\phi=0.842$ では、その殆んどがスラグ流領域であり、 $\phi=0.72, 0.59$ では、逆にその殆んどがピストン流領域であった。これらの遷移点付近のデータから求めた U_a を U_l に対してプロットしたのが図-6である。図中の破線は、植田¹¹⁾の提案した遷移ラインであるが、これから見ると、筆者等の実験点は植田の区分図において、

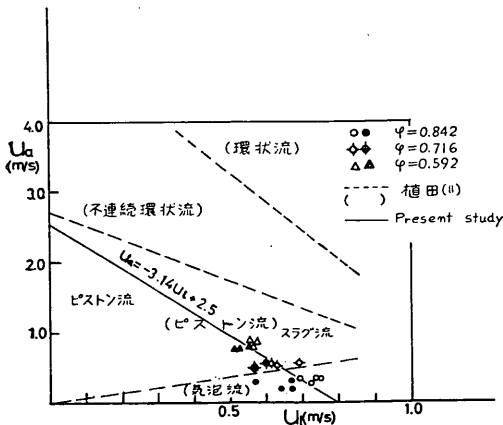


図-6 ピストン流からスラグ流への遷移

ほぼ他の遷移ラインと似た傾向をもっているが、ピストン流に含まれている。このことから判断すると植田の区分図においてピストン流領域の不連続環状流に近い部分は、本実験で筆者等の観察したスラグ流に近い状態をもっていたのではないかとと思われる。なお、これらの遷移線は、実際は遷移帯と称すべきものであり、筆者等の実験においても、これは或る幅をもっているようである。これを一応線と仮定して実験点から U_a, U_l の関係を求めると、ピストン流からスラグ流への遷移線として次式が得られる。

$$U_a = -3.14U_l + 2.5 \quad (4.1)$$

U_a : (m/s)

U_l : (m/s)

4.2 最小空気流量

4.1でも触れたように、エアリフトポンプにおいては空気量が零の時から揚水がはじまることはなく、図-7に示す実揚程 H まで管内の液体をもち上げる初期エネルギーが必要である。この管内水位を H に保つ状態の空気量を最小空気流量と称し、 \dot{Q}_{a1} で表わし、その時の管内平均ボイド率を f_1 とする。

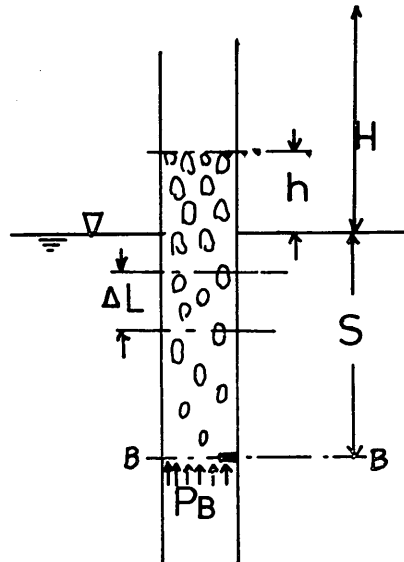


図-7 揚水開始前の水面上昇

一方水位 h の時の空気量、平均ボイド率を、それぞれ Q_a, f とすれば、管全体を考えた場合、断面 $B-B$ より上方の気液混合水の重量と、断面 $B-B$ において上向きにはたらく圧力とが、つり合っていると考えられる。したがって次式が成立する。

$$A\rho_1g(1-\dot{f})(S+h)=AS\rho_1g \quad (4.2)$$

これを变形すれば、

$$\dot{f}=h/(S+h) \quad (4.3)$$

となる。式(4.3)に $h=H$ を代入すれば、 \dot{f}_I が求められる。

$$\dot{f}_I=H/(S+H) \quad (4.4)$$

この式(4.3)を確かめるために、管中間部において差圧を測定した。この差圧より次の関係式によって平均ポイド率が求められる。

いま、 ΔL 区間の差圧を Δp とすれば、揚水開始前は液の流動がないとした仮定により次式が得られる。

$$\Delta p=(1-\dot{f})\rho_1g\Delta L \quad (4.5)$$

すなわち差圧 Δp を測定することにより、 \dot{f} が求められる。実験は、浸水率を一定 ($\varphi=0.842$) にして、管内水面上昇高さ h が、 $0\sim H$ までの範囲を、空気量を種々に変化させて行ない h と Δp が、それぞれ計測された。図-8は、空気量に対する液面上昇高さ h の実験点を示す。これより Q_a に対する h の実験式として、

$$h=0.047 Q_a \quad (4.6)$$

h : (m)

Q_a : (Nl/min)

が得られた。また図-9には、式(4.3)の当否を確認するために、差圧測定値から式(4.5)によって計算された \dot{f} が、水面上昇高さ h の関係で示されている。図中の実線

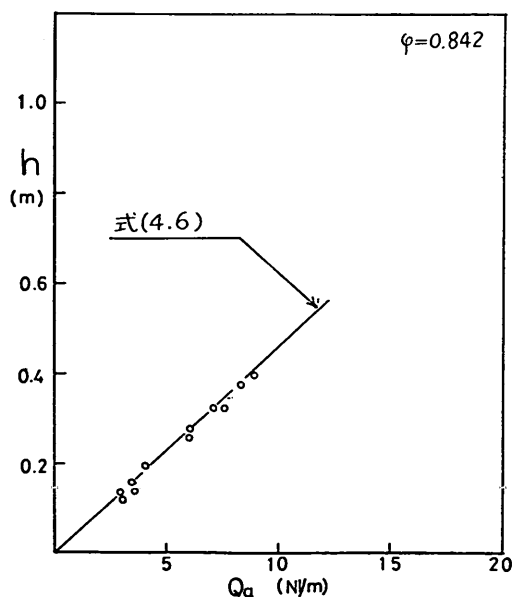


図-8 空気量による管内水位の変化

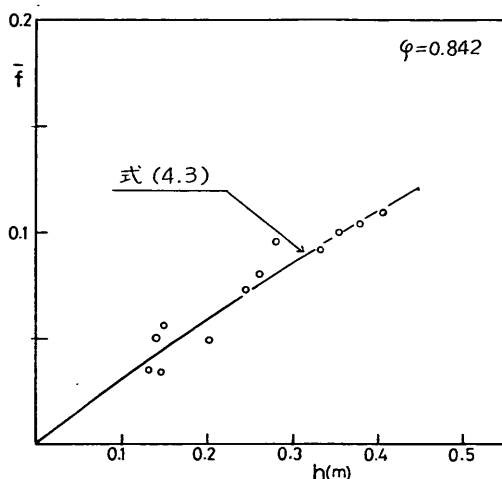


図-9 管内水位と平均ポイド率

は、式(4.3)である。若干のバラツキはあるが、各実験点は、ほぼ式(4.3)のまわりに、集中しているといえるであろう。なお、これらの実験は、浸水率 $\varphi=0.842$ に対して行なわれたものであり、他の浸水率に対して適用できるかどうか検討する必要がある。そのために各浸水率に対して、空気量を微調整し、揚水開始時点の、空気量を決定した。この点の空気量を、各浸水率の実揚程 H に対してプロットしたのが、図-10である。図中の実線は、実験式(4.6)であり、各測点は、ほぼこの直線上にあると判断してよい。このことは、浸水率を変えた場合でも、式(4.6)が有効であるということを示すものにほかならない。

以上のことから、揚水開始直前の平均ポイド率は、各浸水率に対して、式(4.4)で表わされ、最小空気流量 \dot{Q}_{aI} は、式(4.6)に、 $h=H$ を代入することにより、式

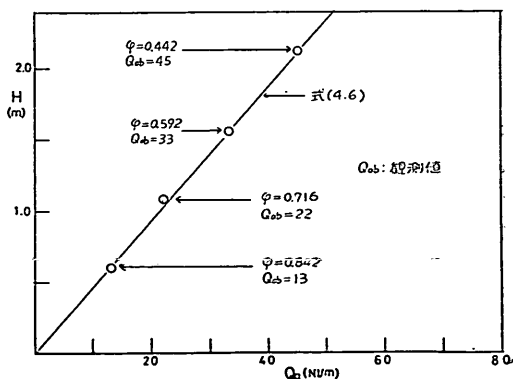


図-10 実揚程と最小空気量の関係

(4.7)で表わされ、同時にこの時の見かけ空気流速 \dot{U}_{aI} は、式(4.8)となる。

$$\dot{Q}_{aI} = H/0.047 \quad (4.7)$$

$$\dot{U}_{aI} = H/A/2820 \quad (4.8)$$

H : (m)

A : (m²)

\dot{Q}_{aI} : (Nl/min)

\dot{U}_{aI} : (m/s)

4.3 管内平均ボイド率

ここでボイド率について述べておく。一般に気-液二相流におけるボイド率は、或る瞬間に、或る区間を占める気相の体積と、区間全体の体積の比で定義される。

図-11の流動モデルを考えてみる。区間A-A、B-B間のボイド率を f とし、気相、液相の速度をそれぞれ V_a 、 V_l とおくと、 Δt 時間に断面A-Aを通過する気相、液相の量は、次式で表わされる。

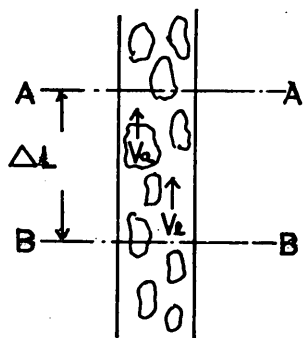


図-11 小区間の流動モデル

$$\Delta t Q_{aA-A} = AV_a f \Delta t \quad (4.9)$$

$$\Delta t Q_{lA-A} = AV_l (1-f) \Delta t \quad (4.10)$$

ここで、 Q_{aA-A}/A および Q_{lA-A}/A は、気液各相のみかけ流速であるから、式(4.9)(4.10)は、

$$fV_a = U_a \quad (4.11)$$

$$(1-f)V_l = U_l \quad (4.12)$$

となる。なお管内の静圧が、大気圧に比べて無視できない場合、上記ボイド率 f は、標準状態に換算したボイド f_A としなければならないが、いずれにしても式(4.11)(4.12) だけから、 f 、 V_a 、 V_l を決定することはできない。

過去の気-液二相流に関する研究では、そのほとんどがボイド率または気相速度のいずれかを直接測定し、他方を決定するという方法がとられている。

今回の筆者等の実験では、管径が比較的大きく ($d=52$

mm)、装置上ボイド率を測定することが困難であったため、直接測定は行なわなかった。しかし、下記のような考察をおし進めて、ボイド率の推定を行なうことを試みた。

いま、管内二相流の摩擦損失は、ほぼ一相流の場合と同じ取扱いがなされると仮定すれば、AA-BB間の差圧 Δp_{AB} は、この区間の各相速度変化がないものとして、次式で表わされる。

$$\Delta p_{AB} = \rho_a g f \Delta L + (1-f) \rho_l g \Delta L + \lambda \rho_l g \frac{U^2 \Delta L}{2gd(1-f)^2} \quad (4.13)$$

$\rho_a \ll \rho_l$ として、第1項を無視すれば、

$$\Delta p_{AB} = (1-f) \rho_l g \Delta L + \lambda \frac{\rho_l g \Delta L U^2}{2gd(1-f)^2} \quad (4.14)$$

となる。これをボイド率について整理すれば、

$$f^3 + \left(\frac{\Delta p_{AB}}{\rho_l g \Delta L} - 3 \right) f^2 + \left(3 - \frac{2 \Delta p_{AB}}{\rho_l g \Delta L} \right) f + \frac{\Delta p_{AB}}{\rho_l g \Delta L} - \frac{\lambda U^2}{2gd} = 0 \quad (4.15)$$

という f についての三次式を得る。

従って、 ΔL 区間の差圧のみを測定することにより、ボイド率を決定することができる。この差圧の測定に際し、測定区間 ΔL は、約 800mm、また測定位置は、ボイド率がほぼ管内平均ボイド率を示すであろうと思われる垂直管部中間点である。以後の考察においては、式(4.15)で示すボイド率 f を、管内平均ボイド率 \bar{f} で表わすことにする。図-12は、この平均ボイド率を空気みかけ流速をパラメータとして示したものである。図中の△印は、式(4.4)ならびに式(4.8)により決定される揚水開始時の管内状態を表わしている。これを見ると、平均ボイド率は、空気みかけ流速が増加するにつれて増加してゆくが、途中からその増加割合が、減少してくる。

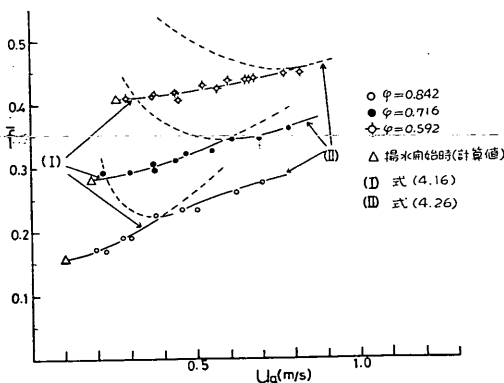


図-12 見かけ液流速とボイド率の関係

この変化は、浸水率 ϕ が大きいほど顕著に現われてきており、 ϕ が減少するにつれて、なだらかになってゆくようである。そして、その変化する点も、 ϕ が小さくなるに従って右方へ、すなわち空気みかけ流速の大きくなる方へ移動する。

これらの事実は、管内二相流において何らかの基本的な変化が生じていることを想起させる。気-液二相流において、これらの変化を生じさせる原因となるものは、すなわちフローパターンの変化に他ならない。いま、その意味で図-6のフローマップと対比してみると、 $\phi=0.842$ の場合、ポイド率の変化点は、フローパターンの遷移点と比較して、空気みかけ流速の大きい方に少しずれているが、他の二者においては、ほぼ一致している。このようなことから、ある空気量領域において、フローパターンの変化が存在する場合、ポイド率は、おのおのの流態に対して異った取扱いがなされなければならないということがわかる。さらに、この図-12において注目すべきことは、揚水開始時からスラグ流へ遷移するまでのポイド率の実験点は、揚水開始時の状態（図中の Δ 印）に、非常に大きく依存していると考えられることである。このことは、 U_a に対するポイド率の実験式を作る場合、図-12の測定点は、原点基準ではなく、図中の Δ 印の点で示される揚水開始時の状態を基準として考えねばならないことを示唆するものであろう。そこで各測定点に、 $U_a - \dot{U}_{a1}$ 、 $\bar{f} - \bar{f}_1$ の計算をほどこしてプロットしたのが図-13である。なお、この図では明らかにスラグ流領域に属すると思われる点、または U_a が \dot{U}_{a1} に極く近い点で $\bar{f} - \bar{f}_1$ が負になるものは省かれている。この図を見ると、各点はほぼ直線上に並んでおり、その勾配は同一の値をとるとしても、大きな誤差はないようである。この直線の傾きを同一とみなし、定数項を浸水率 ϕ で整理してやると、結局式(4.16)に示す。平均ポイド率を与える実験式を得ることができる。

$$\bar{f} = \bar{f}_1 + 0.78\phi^{3.375}(U_a - \dot{U}_{a1})^{1.485} \quad (4.16)$$

$$U_a, \dot{U}_{a1}: (\text{m/s})$$

図-12における曲線(I)は、式(4.16)によって計算されたカーブである。

つぎに、スラグ流領域について、ポイド率の傾向を調べるために体積流量率 X_V との関係を検討してみる。ここで、 X_V は、次式で定義される。

$$X_V = Q_a / (Q_a + Q_l) = U_a / (U_a + U_l) \quad (4.17)$$

この場合、 X_V は標準状態(0°C, 1気圧)における値であるから、平均ポイド率 \bar{f} も、当然標準状態に換算する必要がある。いま、差圧測定部における管内静圧

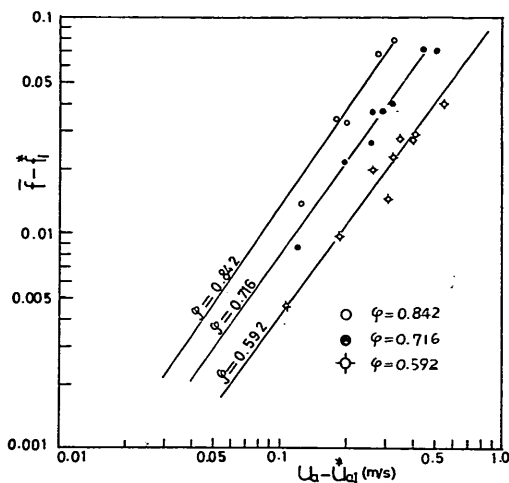


図-13 揚水開始時基準の平均ポイド率とみかけ空気流速

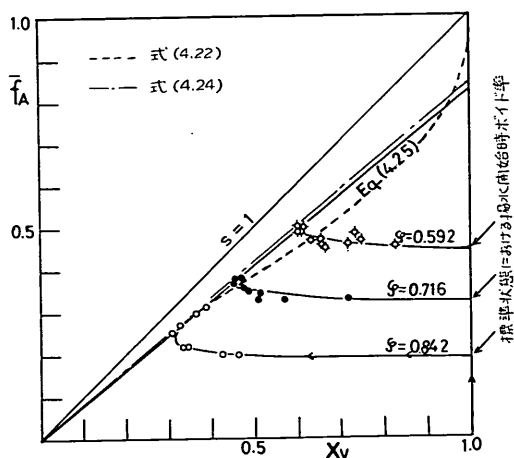


図-14 体積流量率とポイド率の関係

を p_s 、絶対温度を T_s とおき、標準状態の場合をそれぞれ p_0 、 T_0 とすれば、管内のある区間における気相の体積 ΔQ_s は、次式によって、標準状態の体積 ΔQ_0 に変換される。

$$\Delta Q_0 = \Delta Q_s (p_s / p_0) (T_0 / T_s) \quad (4.18)$$

区間全体の体積を VV 、標準状態に換算された平均ポイド率を \bar{f}_A とすれば、

$$\bar{f} = \Delta Q_s / VV \quad (4.19)$$

$$\bar{f}_A = \Delta Q_0 / VV \quad (4.20)$$

であるから、式(4.18)、(4.19)、(4.20)により、

$$\bar{f}_A = \bar{f} (p_s / p_0) (T_0 / T_s) \quad (4.21)$$

が得られる。図-14は、 \bar{f}_A と X_V の関係を示したもの

である。図中の $s=1$ の線は、気相と液相間に滑りがないとした時の X_V と \bar{f}_A との関係を示している。 s は気液各相の速度比を表わし、式(4.11)、(4.12)において $V_a=V_i$ 、 $f=\bar{f}_A$ において求められる。すなわち $\bar{f}_A=X_V$ となる線である。

垂直上昇管における二相流においては、気相速度は、常に液相速度よりも大きい。したがって、図-14においては、垂直上昇管である限り、 $s=1$ の線の下方に測点は位置している。同図における破線は、井上⁸⁾による関係式

$$X_V = \frac{\bar{f}_A}{1 - \bar{f}_A + \bar{f}_A^2} \quad (d=28.8\text{mm}) \quad (4.22)$$

であり、一点鎖線は、Nicklin 等¹²⁾によって提出された気相速度の関係式から、下記によって導いた式である。

Nicklin 等は、ピストン流およびスラグ流領域に対し次のような気相速度を得ている。

$$V_a = 1.2(U_a + U_i) + 0.35\sqrt{gd} \quad (4.23)$$

ここで g は重力加速度、 d は管径である。式(4.23)の右辺第2項は、静止液中のピストン状気泡の上昇速度であり、この項が、気液各流速が大きい場合、すなわちスラグ流領域において、第1項に対し、無視できるとすれば、式(4.11)に式(4.23)を代入し、 $f=\bar{f}_A$ とおくことによって、

$$\bar{f}_A = 0.833 \left(\frac{U_a}{U_a + U_i} \right) = 0.833 X_V \quad (4.24)$$

が得られる。

ところで、再びボイド率の測定点について立ち帰ってみると、図-14において、スラグ流領域については、浸水率に関わりなく、一本の直線で表わせることがわかる。すなわち、スラグ流領域での \bar{f}_A と、 X_V との関係式として、式(4.25)が得られる。

$$\bar{f}_A = 0.82 X_V \quad (4.25)$$

この式(4.25)は、式(4.24)に非常に近似している。しかしながら、いずれの式も、 $X_V=1$ においてボイド率が1とならないという欠点があるが、実際のエアリフトにおいては、 X_V が0.9以上であるというようなことは、その目的からしてあり得ない。したがって、式(4.25)は通常のエアリフト使用範囲に対して有効であると思われる。そこで \bar{f}_A を再び、式(4.21)で逆変換すれば

$$\bar{f} = 0.82 X_V (p_0/p_s) (T_s/T_0) \quad (4.26)$$

$$p_0, p_s: \text{kg/cm}^2$$

$$T_0, T_s: ^\circ\text{K}$$

が得られる。図-12の曲線(II)は、式(4.26)より計算されたものである。

なお、図-14において、ピストン流領域では、式(4.22)および式(4.25)で示されるような、強制流れによる実験結果と著るしく異った傾向を示している。このことは、明らかに強制流れによる実験とエアリフトの違いに起因するものであろうと思われる。通常前者においては、 U_i を一定として、 U_a を変化させて実験が行なわれており、出発点は、 $U_a=0$ 、すなわち $X_V=0$ がボイド率が零の状態である。しかしながら後者については、前述した如く出発点は、揚水量が零、すなわち $U_i=0$ である。この場合、 $X_V=1$ となる。その後の推移も、強制流れにおいては、 U_a 、 U_i を独立に採用することができるので、通常 X_V が、増加函数となるように U_a 、 U_i が選ばれている。ところがエアリフトの場合、 U_a 、 U_i は任意にとることはできず、 U_i は常に U_a に依存して変化する。従って、いま U_a が増加した場合に、それに依存した U_i の増加のしかたによっては、 X_V は、 U_a に対し減少函数となり得る。すなわち U_i の増加割合が、 U_a のそれに対して非常に大きければ起り得る現象である。このことから、スラグ流における液流量の増加割合は、ピストン流におけるよりも小さいということがわかる。これは後述する揚水量曲線においも明らかである。

このようなことから類推すると、揚水開始前からピストン流にかけての $X_V-\bar{f}_A$ 関係の変化のプロセスは次のように説明される。

まず、揚水開始前は、常に $U_i=0$ であるから、 $X_V=1$ 、また空気噴射開始時は、 $U_a=0$ であるから $\bar{f}_A=0$ となる。したがって、図-14において、 $X_V=1$ 、 $\bar{f}_A=0$ より直線的に $X_V=1$ の線を上方に移動する。その後、管内ボイド率が、式(4.4)で決定される値になると、 \bar{f}_A が上昇し、 X_V が減少する方向、すなわち左方へ移動し始め、最終的に、スラグ流に接近してゆくものと思われる。

4.4 気相速度

気相速度は、ピストン流については、式(4.16)より平均ボイド率が定まるので、これに前項の圧力補正を行ない、式(4.11)から、 $f=\bar{f}_A$ とおくことにより求められる。またスラグ流については、式(4.25)を、式(4.11)の f を \bar{f}_A でおきかえた式に代入すれば、空気見かけ流速と液の見かけ流速の和の函数として、

$$V_a = 1.22(U_a + U_i) \quad (4.27)$$

$$V_a, U_a, U_i: (\text{m/s})$$

で与えられる。この計算値と実験データより計算した値を示したのが図-15である。

スラグ流領域では、浸水率 ϕ に無関係に、一本の直線

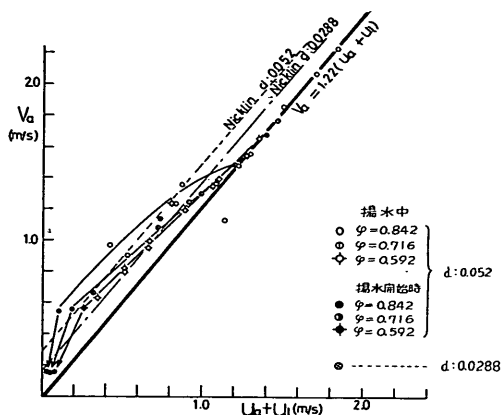


図-15 気相速度とみかけ流速

上に存在するが、ピストン流領域では、揚水開始時の状態に依存し、 ϕ について、それぞれ異なる実線で表わされている。また図中の破線は、式(4.23)の Nicklin の式を示したものである。図から明らかなように、ピストン流領域では、式(4.23)との誤差が大きい。これは前述したように、エアリフトにおいては、ピストン流部分についてボイド率が、式(4.23)が、得られた状態のボイド率と相当異った変化をするからであろう。

なお、スラグ流については、井上⁸⁾の $d=0.0288(\text{m})$ に対する実験があるが、これによれば、スラグ流領域においては、式(4.23)すなわち Nicklin の式の右辺第2項を省略した式

$$V_g = 1.2(U_g + U_l) \quad (4.28)$$

に近似するという結果が得られている。この式(4.28)と筆者等の実験による式(4.27)は、非常に良く一致している。このことは、スラグ流領域においては、管径が異なる場合でも式(4.27)が有効であるということを示すものであろう。一方、管径の違いということピストン流領域で考えるため4.2の考察を管径の異なるものへ拡張してみる。いま直径 d_0, d_1 の二本の垂直管を考えると、管内の二相流の状態は、揚水開始前を問題としているから、気泡流である。気泡群の上昇速度は、管径が小さい場合管壁の影響を受けると考えられるが、単独気泡の上昇速度から推定しても大きな誤差はないという過去の実験¹¹⁾から、管径の変化によって変らないと仮定する。

他の条件をすべて同一とすれば、式(4.4)は、実揚程 H の部分に気体が集中した時の H と $(H+S)$ の比が、平均ボイド率を表わすということの意味するものであり、他管径の場合にも応用できると考えられる。管径 d_0, d_1 の管に対して、揚水開始時ボイド率 f_{10}, f_{11} は、

$$\dot{f}_{10} = \dot{f}_{11} = H/(S+H) \quad (4.29)$$

となる。ここで添字 0, 1 は、管径 d_0, d_1 の添字に対応するものであり、添字 0 は、 $d_0=0.052(\text{m})$ の今回の実験を表わす。最小空気流量 $\dot{Q}_{a10}, \dot{Q}_{a11}$ は、上記仮定より、管内気泡群の上昇速度 V_b を用いて、

$$\dot{Q}_{a10} = \dot{f}_{10A} V_b \left(\frac{\pi}{4} d_0^2 \right) \quad (4.30)$$

$$\dot{Q}_{a11} = \dot{f}_{11A} V_b \left(\frac{\pi}{4} d_1^2 \right) \quad (4.31)$$

で与えられる。ここで $\dot{f}_{10A}, \dot{f}_{11A}$ は、標準状態に換算されたボイド率である。故に、

$$\dot{f}_{11A}/\dot{f}_{10A} = \left(\frac{d_1}{d_0} \right)^2 (\dot{Q}_{a11}/\dot{Q}_{a10}) \quad (4.32)$$

となる。式(4.29)より $\dot{f}_{11}/\dot{f}_{10}=1$ であるから $\dot{f}_{11A}/\dot{f}_{10A}=1$ とおける。この関係を式(4.30)(4.31)に用いると、管径 d_1 に対する最小空気流量(標準状態)を与える式として、

$$\dot{Q}_{a11} = \left(\frac{d_1}{d_0} \right)^2 \dot{Q}_{a10} \quad (4.33)$$

を得ることができる。この式(4.33)の \dot{Q}_{a10} は、管径 $d=0.052(\text{m})$ に対するものであるから、式(4.7)におきかえることができる。従って、

$$\dot{Q}_{a11} = (H/0.047) \left(\frac{d_0}{d_1} \right)^2 \quad (4.34)$$

が管径 d_1 に対して最小空気流量を決定する式となる。

$d_1=0.0288(\text{m})$ の管に対し、式(4.29)および式(4.34)から計算した揚水開始時の点を、各浸水率に対して図-15に示す。図中の一点鎖線は、管径 $d=0.0288(\text{m})$ に対する Nicklin の式である。この図から考えると、管径が異なる場合にもやはり、ピストン流領域においては、浸水率の影響が、はいつてくるが、特に管径が、 $d=0.052(\text{m})$ より小さくなる場合は、式(4.27)に近づいてゆく傾向をもつ。逆にいえば、管径が小さくなるにつれて、エアリフトの特徴のひとつでもある揚水開始時における浸水率による条件の差が、全体に対して無視されるほど、小さくなることを示しているといえよう。

4.5 吸込損失係数の決定

図-16に示すような吸込口に対する損失係数を調べると、 $\zeta_M=0.56 \sim 3.0$ ¹³⁾であり、非常に範囲が広い。したがって、この損失係数を決定するために、2インチのホリコトポンプを用いて吸込実験を行なった。

図-16において、圧力取出口の負圧を p_v とすると

$$\zeta_M = - (2g/U^2) \left(\frac{p_v}{\rho_{ig}} + h_p \right) - [1 + \lambda(S_p + h_p)]/d \quad (4.35)$$

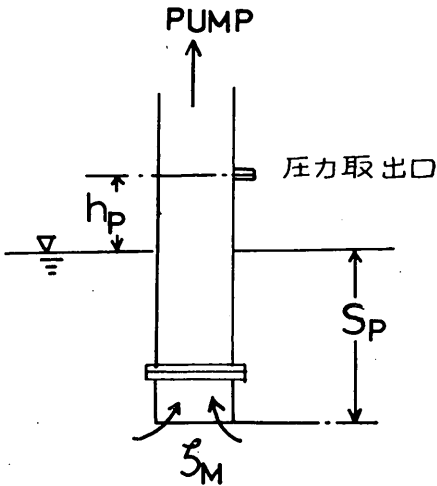


図-16 ζ_M を決定するための実験方法

が得られる。ここで λ は管摩擦損失係数であり、 $\lambda=0.03$ とした。式(4.35)から、負圧 p_v 、液流速 U_l 、そして水位を測定することにより、吸込損失係数 ζ_M が求められる。

この ζ_M を、流速に対してプロットしたのが図-17である。これをみると、流速に対し、ほぼ一定と考えることができる。この実験では、ポンプの性能上、流速 1 (m/s) 以下をカバーすることができなかったが、一応エアリフトの流速範囲についても有効であると考えて、 $\zeta_M=1.0$ とした。しかしながら、この ζ_M は厳密な意味での吸込損失係数ではなく、吸込口上部のフランジにおける損失を含めたものであるから、実際は、少し低下するものと思われる。

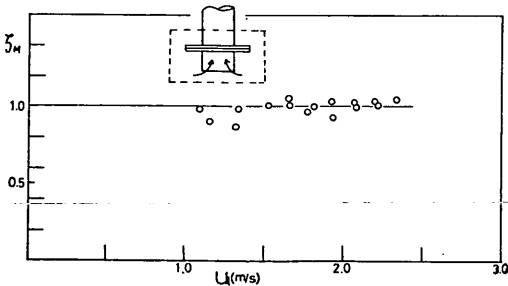


図-17 管内流速と吸込損失係数

4.6 揚水量曲線

以上述べてきた、各ファクターを式(3.22)に代入してやれば、ある空気量 Q_a に対する揚水量 Q_l が求められる。それらのファクターをまとめてみると、まずボイド

率については、ピストン流、スラグ流それぞれに対して次式で与えられる。

$$\begin{aligned} \bar{f} &= \bar{f}_I + 0.78\varphi^{3.375}(U_a - \dot{U}_{aI})^{1.485} && (\text{ピストン流}) \\ \bar{f} &= 0.82X_V(p_0/p_s)(T_s/T_0) && (\text{スラグ流}) \end{aligned}$$

これら2式の領域として、4.1 で決定したピストン流からスラグ流への遷移ラインが用いられる。

$$U_a \leq -3.14U_l + 2.5 \quad (\text{ピストン流})$$

$$U_a \geq -3.14U_l + 2.5 \quad (\text{スラグ流})$$

揚水開始時の状態を決定する、 \bar{f}_I 、 \dot{U}_{aI} は、式(4.4)ならびに式(4.8)から決定される。

$$\bar{f}_I = H/(S+H)$$

$$\dot{U}_{aI} = H/A/2820$$

損失係数については、4.5 より、

$$\zeta_M = 1.0$$

で与えられる。 ζ_B については、ここでは、

$$\zeta_B = 0.5$$

とした。なおこの揚水量を求める計算にあたっては、他への有用性という意味から、管内静圧 p_s については、外水位と空気ノズル位置までの中間位置における外水の静水圧を、 T_s に対しては、 $t_s=15^\circ\text{C}$ を採用した。

この計算結果、ならびに実験点を、図-18 に示した。これをみると、実験点は、ほぼ式(3.22)に一致していると考えられるが、空気量の小さい範囲、すなわちピストン流領域での誤差が大きい。これには次のような理由が考えられる。

まず、実験上の問題であるが、ピストン流では、液流量の大きな脈動という現象をともっており、このために管外側のケーシングにおける水位変動が、無視されぬ位に大きくなるものと思われる。したがって、水位の連続測定を行っていない今回の実験の場合、その水位変動の影響が、はいってきているのであろうと考えられる。

つぎに、ピストン流領域におけるボイド率に対する実験式(4.16)の当否の問題があるが、ここで検討するにはデータ不足の事実も否定できないので、今後の課題として残し、ここでの言及は省略する。

なお、図-18 において、同一浸水率については、スラグ流の方がピストン流における曲線の傾きよりもゆるやかになっており、浸水率が小さくなるにつれて、ピストン流領域における曲線の傾きが、小さくなっている。このことは、4.3 のボイド率と体積流量率の関係から明らかになった事実と合致するものであり、換言すれば、差圧を測定することによってボイド率を推定した方法が、ほぼ妥当であるということの意味するものでもあろう。

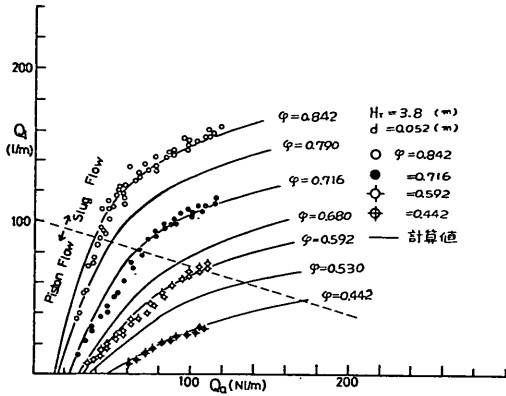


図-18 揚水量曲線

4.7 効 率

気泡の膨張によって液相に与えられるエネルギーは、管内における気泡の変化を、等温変化と仮定すれば次式で与えられる。

$$W_{IN} = p_0 v_0 \ln(p_{sp}/p_0) \quad (4.36)$$

W_{IN} : 空気が液相に与えるエネルギー

p_0 : 大気圧

p_{sp} : ノズルから管内に噴射された時の空気圧力

v_0 : 大気圧における空気の比容積

ここで、 p_{sp} は、ノズルでの空気臨界圧が、ノズル部の管内静圧より小さければ、垂直管内の静圧に等しいとされる。一方、このエネルギーは、揚水に際し、外水面下における管内液体の流動、実揚程 H までの液体リフトアップ、気泡の乱れによる損失、液相との接触による熱放散等の形で消費される。

しかしながら実際問題として効率を考える場合、外水面から実揚程 H まで水をリフトアップするのに消費されるエネルギーのみに着目するのが、妥当であろう。その仕事を W_{out} とすれば、

$$W_{out} = \rho_l g Q_l H \quad (4.37)$$

となる。全効率を η_T で表わせば、式(4.37)を仕事量に変換し、それを W_{IN}' とすることにより、

$$\eta_T = W_{out}/W_{IN}' \quad (4.38)$$

の関係が得られる。 W_{IN}' は、

$$W_{IN}' = p_0 Q_a \ln(p_{sp}/p_0) \quad (4.39)$$

で表わされるから、式(4.37)と式(4.39)を、式(4.38)に代入することにより

$$\eta_T = Q_l H \rho_l g / Q_a \ln(p_{sp}/p_0) / p_0 \quad (4.40)$$

が得られる。図-19 は、実験データを式(4.40)に代入して全効率を求めたものを示す。図中の実線は、4.6 で計

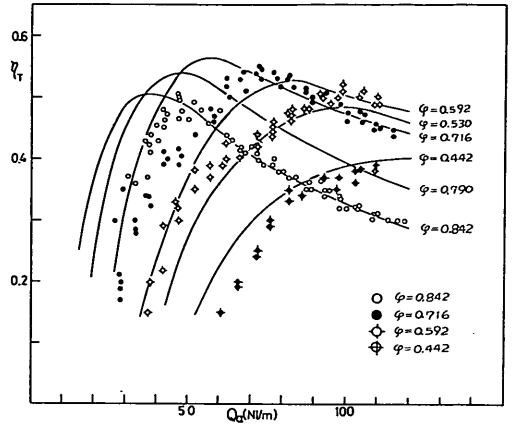


図-19 効率曲線

算された Q_a , Q_l についての計算値である。

図-19 から明らかなように、全効率は Q_a の増加につれて上昇するが、 Q_a がある点を過ぎると漸次低落する傾向を示している。この最高効率点を Q_a から類推すると、ほぼピストン流からスラグ流への遷移点と一致している。このことは、式(4.40)において、圧力項を一定と考えると、全効率は、 Q_l/Q_a に比例するが、このことと4.6 で明らかになったように空気量の増加に対する揚水量増加の比は、スラグ流領域にはいと徐々に低下するという事実とから説明される。

浸水率を変化させた場合も、効率曲線は、それぞれ異なり、最高効率点は、 Q_a の大きい方に移動する。そして最高効率点の値は、浸水率 ϕ が、0.7 付近で最も高い。

このような最高効率点の変化の様子を図-20 に示す。

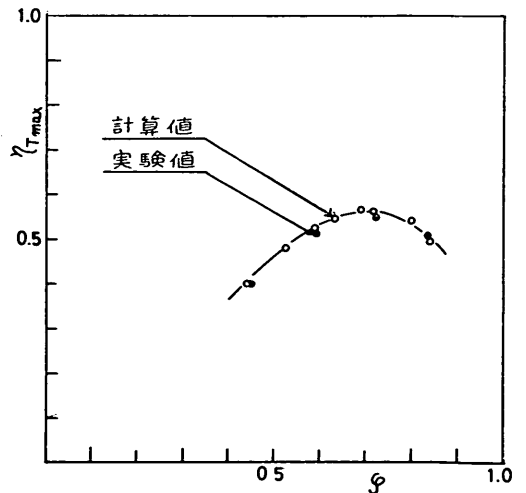


図-20 最高効率点の変化

図中の○印は計算された効率曲線から、その最大値をピックアップし、浸水率に対してプロットしたものであり●印は、実験値に対するものである。計算値による点および実験点は、ともに $\varphi=0.7$ 付近でのピークを示している。このことは、 $\varphi=0.7$ での効率のピークが、筆者等の得た理論式あるいは実験式に起因するものではなくエアリフト独自の性能によるものであるということを示しているといえよう。

5. 結 論

以上述べてきた内容を要約すると次のようになる。

(1) 空気量を増やしてゆくに連れて、垂直管内の気一液二相流のフローパターンは変化する。今回の実験では、気泡流、ピストン流ならびにスラグ流の三態が観察された。なお気泡流は、揚水が始まるまでの間にみられた現象であり、この時は管内水位が上昇するのみで、揚水作用は行なわれない。ピストン流とスラグ流の遷移点は、管の浸水率を変化させるとそれに連れて変化するが、基本的には、見かけ空気流速と見かけ液流速との直線関係で表わされる線上を移動する。

(2) 気一液二相流の研究は、従来ポンプ圧送による強制流れを中心に行なわれているが、今回のような、いわゆる自然流れによる研究としては、ピストン流領域では、大きな違いがあることがわかった。すなわち体積流量比が減少するにつれて、ボイド率が上昇し、スラグ流に接近するという過程をとる。これはエアリフトに独自の現象である。

(3) 垂直管内の二相流による摩擦損失が、一相流の場合と同じように取り扱えるものとして管内差圧を測定することにより、ボイド率を推定し、通常のエアリフト使用範囲において、ほぼ満足のいく結果を得た。その結果ピストン流とスラグ流に対して、異ったボイド率の実験式を決定した。スラグ流については、ボイド率は、体積流量比のみの函数となり、この結果は、従来の気液二相流の研究結果と良い一致を示した。

(4) ボイド率によって、管内の気相速度が求められるが、スラグ流については、Nicklin の式の管径による定数項を省略した場合と一致する結果を得た。

(5) エアリフトの揚水量を与える基本式を得ることができた。この式に、ボイド率の関係式を代入することにより、揚水量曲線および効率曲線を得た。

この結果、揚水量のみを主目的として考えると、浸水率が、大きいほど揚水量は多くなる。しかし効率の面を考えると、浸水率に対して、それは $\varphi=0.7$ 付近で極大

をもつように変化するので、 $\varphi>0.7$ では、揚水量は増加するが、効率は下ってくる。

6. あとがき

本研究は本来、エアリフトを大深度浚せつに応用するための研究であり、その意味からすれば、ややエアリフトの揚水特性よりも、それらを決定するのに必要な、各種ファクターの面に比重をおきすぎたきらいがある。

しかしながら、従来の数少ないエアリフトの研究では、どちらかといえば、実用的な側面が多いということ、ならびに今後エアリフトが、深度 50m, 100m といった圧力の影響を大きく受ける状態で使用される機会が、多くなろうということに合わせて考える時、今後ますます実用性の面と同時に、二相流そのものに着目した基礎的な研究の必要性も増加すると思われる。

そのような点からいえば、本研究は、管径一定でありしかも大気圧に極く近い状態で行なわれたものではあるが、エアリフトの実用的研究という面と、気液二相流そのものを対象とした基礎的研究という両者の隙間を埋めるものとして何らかの有用性をもつものであろうと考えている。

おわりに、本研究に対し貴重な御助言をいただいた当研究室奥出技官、是石技官ならびに、図面のトレースなどを手伝っていただいた佐藤技官に厚く感謝する次第である。
(1973年6月30日受付)

参 考 文 献

- 1) 宮城, Theory of The Air-lift pump with Special Reference to the Slip of air Bubbles in water, 日本機械学会誌, 27-85 (10, 1923)
- 2) Dr. -ING. GUNTHER CLAUSS, Airlift System for Mineral Recovery in Ocean Mining, Proceedings of IV WODCON (1972)
- 3) 山内, 空気揚水ポンプに関する研究, 工学院大学研究報告 (S 35)
- 4) Н. ПОНОМАРЕВ, Н. ШАПОВАЛОВ, ЭРЛИФТНАЯ УСТАНОВКА ДЛЯ ДОБЫЧИ ГРАВИЙНО-ПЕСЧАНОЙ СМЕСИ, речной транспорт
- 5) 井上, 青木, 管内二相流の圧力損失に関する基礎的研究(第3報), 機械学会論文集, 36-288 (S 45-8)
- 6) 勝原, 垂直上昇管内の気水混合物の流動様式, 機械学会論文集, 24-144 (S 33-8)
- 7) 赤川, 気液二相流のボイド率変動特性に関する研究(第2報), 機械学会論文集, 31-224 (S 40-4)
- 8) 井上, 青木, 管内二相流の圧力損失に関する基礎的

エアリフトの揚水特性について

- 研究(第2報), 機械学会論文集, 32-238 (S41-6)
- 9) 青木, 管内二相流の圧力損失に関する基礎的研究, 機械学会論文集, 31-224 (S40-4)
- 10) L.P. Golan and A.H. Stenning, Two-phase Vertical Flow Maps, Proc. Instn. Mech. Engrs. 1969-70
- 11) 植松時雄他, 流体・固体輸送工学ハンドブック, 朝倉書店
- 12) G. KASTURI AND J. STEPANEK, A review of two-phase flow literature, British Chemical Engineering (June, 1971, Vol. 16, No. 4/5)
- 13) 水力機械工学便覧, 水力機械工学便覧編集委員会

記号表

A : 垂直管断面積
 d : 管直径
 f : 局所ボイド率
 \bar{f} : 管内平均ボイド率
 \bar{f}_A : 標準状態における \bar{f}
 \dot{f}_I : 揚水開始時管内平均ボイド率
 g : 重力加速度
 H : 実揚程
 H_T : 総揚程(= $S+H$)
 L : 管底部よりノズルまでの垂直拒り
 p : 圧力
 p_B : 管底部における静圧
 p_{fp} : ノズル前面の管内静圧
 p_T : 管頂部における管内静圧

p_0 : 大気圧
 Q : 流量(空気の場合は標準状態)
 \dot{Q}_{aI} : 揚水開始時空気流量
 R_e : 見かけ液流速に対するレイノルズ数
 R : 二相流摩擦損失倍率(= $\Delta p_{fI}/\Delta p_{fS}$)
 \dot{R} : 今回の実験における摩擦損失倍率
 S : 浸水深さ
 U : 見かけ流速(管内を一相のみが単独で流れた場合の流速)
 \dot{U}_{aI} : 揚水開始時, 空気みかけ流速
 V : 速度
 V_b : 静水管中の気泡上昇速度
 X_V : 体積流量率(= $Q_a/(Q_a+Q_l)$)
 Δh_f : 単位長さ当りの管内摩擦損失水頭
 λ : 管内摩擦損失係数
 ρ : 密度
 ζ_M : 吸込損失係数
 ζ_B : ベンドの損失係数
 η_T : 全効率

添字

a : 気相
 l : 液相
 t : 二相流
 s : 単相流
 I : 揚水開始時
 A : 標準状態