

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

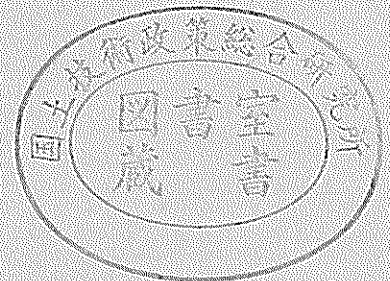
MINISTRY OF TRANSPORT

VOL. 13

NO. 3

SEPT. 1974

NAGASE, YOKOSUKA, JAPAN



港湾技術研究所報告第13巻第3号

正 誤 表

ページ	欄	行	誤	正
74	右	17	((式 (11))) $(p_s - p_a) / L \gamma_i = \bar{f} - 1 - R_{\text{loss}}$	$(p_a - p_s) / L \gamma_i = \bar{f} - 1 - R_{\text{loss}}$
"	"	21	……流速を次第で定義する。	……流速を次式で定義する。
75	左	下から 5	((式 (24))) $R_{\text{loss}} = \frac{\lambda}{2} \frac{u_i^2}{gD} (1 + R)$	$R_{\text{loss}} = \frac{\lambda}{2} \frac{u_i^2}{gD} (1 + R)$

港湾技術研究所報告 (REPORT OF P.H.R.I.)

第13巻 第3号 (Vol. 13, No. 3), 1974年9月 (Sept. 1974)

目 次 (CONTENTS)

1. 東京湾の潮流による物質拡散の水理模型実験
..... 金子安雄・堀江 毅・村上和男・亀山 豊..... 3
(Hydraulic Model Experiments on Substance Diffusion due to Tidal Currents in
Tokyo Bay.....Yasuo KANEKO, Takeshi HORIE, Kazuo MURAKAMI
and Yutaka KAMEYAMA)

2. エアリフトの揚水性能式に対する一考察
..... 岡山義邦・八木得次・佐藤義博..... 69
(A Consideration of Experimental Formula on Air-lift Pumping Characteristics
..... Yoshikuni OKAYAMA, Tokuji YAGI and Yoshihiro SATO)

2. エアリフトの揚水性能式に対する一考察

岡山 義邦*・八木 得次**・佐藤 義博*

要 旨

エアリフトポンプを実際に応用する場合、ポンプの大きさが異なることによる揚水性能の変化を把握することは、その基本設計において重要なファクタとなる。

本報告は、過去に行なわれた実験データをポンプの大きさを表わす無次元項 D/L で整理することにより得られた特性実験式について述べたものである。

実験式として

$$\varphi - (1 - \bar{f}) = \lambda \frac{u_1^3}{2gD} [1 + K(F_{ra}^*)^{2/3}]$$

を得た。ここで $F_{ra}^* = u_{a0} / \sqrt{gD}$
 $K = 163.3(D/L)e^{40.55(D/L)}$

この式を用いることによって、最適設計の方法を論じた。同時に、2種類のノズルを用いて、その揚水量に与える影響について調べた。この結果、ノズル形状の影響は、ノズルの上方 1~2m で消えつし、結果的に、揚水量に対してはほとんど影響を与えないことがわかった。

* 機材部 流体輸送研究室

** 機材部 流体輸送研究室長

2. A Consideration of Experimental Formula on Air-lift Pumping Characteristics

Yoshikuni OKAYAMA*

Tokuji YAGI**

Yoshihiro SATO*

Synopsis

To grasp the lifting up characteristics of air lift pump against dimension of the pump is very significant for the basic designing of it.

In this report, the empirical formula which shows the lifting up capacity and is obtained by rearranging the old experimental data on air lift pump is described.

The empirical equation is as follows:

$$\varphi - (1 - \bar{f}) = \lambda \frac{u_i^3}{2gD} [1 + K(F_{\tau u}^*)^{2/3}]$$

where $F_{\tau u}^* = u_{a0} / \sqrt{gD}$
 $K = 163.3(D/L)e^{40.55(D/L)}$

By using this formula, a method of optimum design of air lift pump is discussed in this paper. Furthermore, in order to know the effects of air injection nozzle to the lifting up capacity the experiment was conducted by using two kinds of nozzle. As the result of this experiment, it is revealed that the effects of nozzle shape will disappear within 1 to 2 meter from the air injection port and finally it doesn't affect the lifting up capacity.

* Member of the Hydraulic Transportation Laboratory, Machinery Division

** Chief of the Hydraulic Transportation Laboratory, Machinery Division

目 次

要 旨	69
1. ま え が き	73
2. 実験装置と実験方法	73
3. 揚水特性実験式	73
3.1 用いられた実験データ	73
3.2 実験式の作成	73
3.3 実験式の適合性	78
4. 管径，管長による影響	79
4.1 管径が変化した場合（管長一定）	79
4.2 管長が変化した場合（管径一定）	81
5. 揚水効率	81
6. ノズル形状の影響	82
7. 最適設計の方法	85
8. 結 論	86
9. あとがき	87
文 献	87
記 号 表	87

1. まえがき

前報¹⁾で報告したようにエアリフトポンプは、大深度浚せつや、腐食性液体などの揚液などといった分野で、その可能性が検討されている。とくに港湾建設の分野からいえば、大深度浚せつの要求はますます高まっており、エアリフト浚せつ工法の実用化が望まれている現状である。

エアリフトに関する研究は古くから行なわれてはいるが、その流れの複雑さのために、内容的にはまだ満足できる段階ではない。さらに実験装置を作るうえで、垂直方向に或る程度の距離を取らなければならないこと、その垂直パイプの内外に液体を満たさねばならないことなどの装置上の制約により、各研究者の取り扱っている実験データの範囲も制限されたものになっているといえる。過去の研究例をみると、Pickert²⁾が比較的深い(42 m)井戸を用いて実験を行っているほかは、そのほとんどが2~8 mの垂直管による実験^{3)~6)}である。これらの実験はいずれも気-液二相流での実験であるが、これに固体を混入した三相流による実験となると、千田⁷⁾が行っているほかには、ほとんど見受けられない。

このようにエアリフトの実験では装置上の制約が非常に多く、このため管径あるいは管長といったエアリフトポンプの大きさを変化させた系統的な実験は行なわれていない。しかしながら、浚せつなどの分野において実際にエアリフトポンプを使用する場合、そのポンプの大きさによって揚水性能がどのように変化するかということが、基本設計において非常に重要なファクタとなる。そこで筆者等は、過去に報告されている実験データを整理することにより、ポンプの大きさが異った場合でも適用できる特性実験式の作成を試みた。前報¹⁾では、垂直管内二相流をピストン流*とスラグ流に分割して考え、ピストン流領域では、実験式をたてることにより処理したが、今回はなるべく取り扱いを簡単にするため、全領域

* 気泡が合体してピストン状のかたまりになったものをスラグ(slug)と称し、このような流れを一般にスラグ流と呼んでいる。筆者等の実験¹⁾では、空気流量の少ない時点で、管内に、下方(ノズル近辺)の気泡を多く含んだ流れと、上方の安定したスラグの混在した流れを経験した。このような時、周期的に長大なピストン状スラグが発生し、管内を急激な速度で上昇する。筆者等はこのような流れをピストン流として、スラグ流と区別して取り扱った。このような領域を未発達のスラグ流として取り扱っている例もある。

をスラグ流として処理した。なお同時に、異なる空気噴射ノズルを2個製作し、ノズル形状の揚水性能に与える影響についても検討したので、あわせてここに報告する。

2. 実験装置と実験方法

実験装置は前報¹⁾で報告したものとほぼ同じである。ただ今回の実験では、空気噴射ノズルの影響を調べるため、ノズルを2種類用いた。またエアリフト本管に設けられた差圧タップは、前報¹⁾では、その区間を80 cmにしたが、今回は、差圧区間から管摩擦損失をなるべく除くため、10 cmとした。ノズルの詳細および差圧タップの取り付け位置については、図-6において述べる。

3. 揚水特性実験式

まえがきでも述べたように、異った条件で行なわれた実験データを、一かつして処理する関係上、流れはすべてスラグ流であるとして処理した。さらに、導水管部分の損失やバンド部の損失などは夫々異っていると思われるが、実験式をたてる過程では、これらの損失をすべて二相流の管摩擦損失に含めて処理した。

3.1 用いられた実験データ

実験式をたてるに際して用いた実験データは表-1に示すとおりである。なお筆者等の実験データとしては、二種類のノズルのうち単孔ノズルによるものを用いた。これは6で述べるように、ノズル間の差がほとんどないという実験結果による。

3.2 実験式の作製

実験式をたてるに際して、次の仮定をおく。

- (1) 流れはほぼ全領域にわたって、スラグ流であるとする。
- (2) 空気噴出口付近の管内静圧は、次式で与えられるとする。

$$P_s = P_a + \rho_i S$$

- (3) 管内温度は、一定であるとし、管内での気泡の

表-1 実験データ一覧

NAME	D(m)	L(m)	SIGN	SUBMERGED PIPE RATIO (%)
YAMAUCHI (3)	0.029	2.2	Y1	0.727, 0.682, 0.636
YAMAUCHI (3)	0.043	2.2	Y2	0.727, 0.682, 0.636
TODOROKI (4)	0.028	7.5	T1	0.800, 0.700, 0.600
TODOROKI (4)	0.051	6.8	T2	0.700, 0.600, 0.500
STENNING (5)	0.025	4.3	S1	0.709, 0.629, 0.532
OKAYAMA	0.052	3.8	O1	0.800, 0.695, 0.589

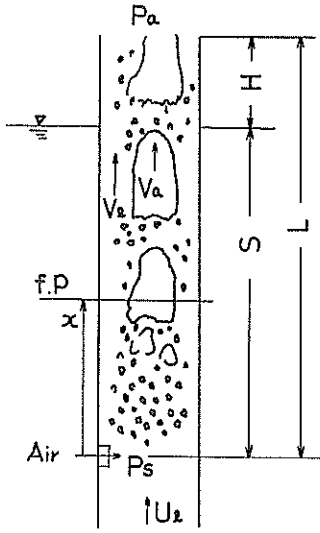


図-1 二相流流動モデル

変化は、等温変化をするものとする。

図-1 において、浸水率 φ は、次式で表わされる。

$$\varphi = S(S+H) = S/L \quad (2)$$

ノズルより x の位置におけるボイド率を f 、圧力を p で表わし、気相、液相の絶対速度を、それぞれ V_a 、 V_l とする。

気液の密度を ρ_a 、 ρ_l とし、二相流を密度 ρ 、速度 u の单相流とみなせば、連続の式より

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial \rho u}{\partial x} = 0 \quad (3)$$

が得られ、同時にオイラーの式より

$$\rho \frac{\partial u}{\partial t} + \rho u \frac{\partial u}{\partial x} = \rho X - \frac{\partial p}{\partial x} \quad (4)$$

が成立する。(3)式に u をかけて(4)式と組み合わせることにより、次の運動量の式が得られる。

$$\frac{\partial}{\partial t} \rho u + \frac{\partial}{\partial x} \rho u^2 = \rho X - \frac{\partial p}{\partial x} \quad (5)$$

ここで再び二相流に分解し、

$$\rho X = \rho_a f g + \rho_l (1-f) g + R(x) \quad (6)$$

$$\rho = \rho_a f + \rho_l (1-f) \quad (7)$$

とおき、各相の速度を式(5)に代入すれば

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial t} [\rho_a f V_a + \rho_l (1-f) V_l] \\ & + \frac{\partial}{\partial x} [\rho_a f V_a^2 + \rho_l (1-f) V_l^2] \\ & = -[\rho_a f + \rho_l (1-f)] g - R(x) - \frac{\partial p}{\partial x} \end{aligned} \quad (8)$$

となる。ここで $R(x)$ は管摩擦損失ならびにその他の管形状による損失を含むものとする。

いま、定常状態であると考え、式(8)の左辺第1項は零となる。これを管全長にわたって積分すると

$$\begin{aligned} & \int_0^L \frac{\partial}{\partial x} [\rho_a f V_a^2 + \rho_l (1-f) V_l^2] dx \\ & = - \int_0^L [\rho_a f + \rho_l (1-f)] g dx - \int_0^L R(x) dx - \int_0^L \frac{\partial p}{\partial x} dx \end{aligned} \quad (9)$$

を得る。式(9)の左辺第1項は、速度による損失を表わしており、これを R_v とおき、さらに

$$R_f = \int_0^L R(x) dx$$

とおく。いま管内のボイド率 f が、管全長にわたって、平均ボイド率 \bar{f} で代表させるものとする、(9)式より、

$$R_v = -[\gamma_a \bar{f} + \gamma_l (1-\bar{f})] L - R_f - (p_a - p_s) \quad (10)$$

となる。ここで $\gamma_a \ll \gamma_l$ として、 γ_a のかかっている項を無視し、

$$R_{\text{loss}} = (R_f + R_v) / L \gamma_l$$

として整理すれば、

$$(p_s - p_a) / L \gamma_l = \bar{f} - 1 - R_{\text{loss}} \quad (11)$$

となり、これに式(1)(2)を代入することにより

$$\bar{f} - (1 - \varphi) = R_{\text{loss}} \quad (12)$$

が得られる。

ここで気液の見かけ流速を次節で定義する。

$$u_{a0} = Q_{a0} / A \quad (13)$$

$$u_l = Q_l / A \quad (14)$$

Q_{a0} 、 Q_l は、気相、液相の流量であり、 A は管断面積である。なお添字 0 は基準状態 (15°C, 1 気圧) を表わしている。従って仮定(3)により、平均圧力 P_{av} を次式で表わせば、

$$P_{av} = \frac{1}{2} (p_a + p_s) \quad (15)$$

平均圧力点における気相の空気流量ならびに見かけ流速は、次のようになる。

$$Q_a = p_a Q_{a0} / p_{av} \quad (16)$$

$$u_a = p_a u_{a0} / p_{av} \quad (17)$$

つぎに、揚水開始直前の管内平均ボイド率 \bar{f}^* を導く。一般にエアリフトにおいては、或る程度の揚程 H が、とられるのが普通であり、この場合、管内に空気を噴出し、徐々に空気量を増加させてゆくと揚程 H まで水面が上昇し、その後揚水作用が行なわれる。この水面上昇は、滑らかに行なわれる訳ではなく、激しい上下運動の繰り返しをとまらう。しかしながら平均的には、管内液

相の流動はないとみなしてもよく、このように考えると、水面で揚程 H の先端に達した瞬間の管内におけるパラノスの式として、次式が成立する。

$$(1-\bar{f})\gamma_i L = S \cdot \gamma_i \quad (18)$$

$\varphi = S/L$ を式(18)に代入すると

$$\bar{f} = 1 - \varphi \quad (19)$$

となる。これを式(12)に代入すると

$$\bar{f} - \bar{f}^* = R_{\text{loss}} \quad (20)$$

が得られる。式(20)の左辺は、 \bar{f} が、揚水時の管内平均ボイド率を示しているから、いいかえると、揚水を行うのに必要な正味のボイド率ということもできる。また、 \bar{f}^* は、式(19)より浸水率そのものを意味するものと考えられるので、このことを考慮して、 R_{loss} を規定する物理量として、次のものを考えた。

$$R_{\text{loss}} = R_{\text{loss}}(u_a, u_i, D, L, \nu_a, \nu_i, \rho_a, \rho_i, T, g) \quad (21)$$

ここで、 T : 温度

ν_a, ν_i : 各相の動粘性係数

ρ_a, ρ_i : 各相の密度

である。

$T = \text{const}$, $\nu_a/\nu_i = \text{const}$, $\rho_a/\rho_i = \text{const}$ と考えて、式(21)を、無次元項で表すと、次式に示す無次元項で R_{loss} は成り立っていると考えられる。

$$R_{\text{loss}} = R_{\text{loss}}(D/L, F_{ri}, F_{ra}, Re_i) \quad (22)$$

ここで、 Re_i : 液相に対するレイノルズ数 $u_i D/\nu_i$

F_{ri} : 液相に対するフルード数 u_i/\sqrt{gD}

F_{ra} : 気相に対するフルード数 u_a/\sqrt{gD}

式(22)より、次のような函数形を考えてみる。

$$R_{\text{loss}} = K_a (Re_i)^{n_1} (F_{ri})^{n_2} (F_{ra})^{n_3} (D/L)^{n_4} \quad (23)$$

ここで、 R_{loss} は、エアリフトポンプの全損失を含んだものであるが、一応管摩擦損失が、その大部分を占めると考えてもよい。この傾向は、管長が、長くなるに従って強くなる。このように考えると、 R_{loss} は、従来の気液二相流の研究⁸⁻¹⁰⁾において見られるように、单相流の摩擦損失に或る係数を乗じた形で取り扱うのが、便利なようである。この方法に従って、

$$R_{\text{loss}} = \frac{\lambda}{2} \frac{u_i^2}{gD} (1+R) \quad (24)$$

とおく。ここで、 $(1+R)$ としたのは、 R は当然空気量の項を含むと考えられるので、空気量が零の時、 $R \rightarrow 0$ すなわち、管内の摩擦損失が、单相流の場合に合致するようにしたためである。

$$\text{式(24)において、} \quad \frac{u_i^2}{gD} = F_{ri}^2$$

$$\lambda = c R_{ri}^{-n}$$

と表わされるので、これを式(24)に代入すると、

$$R_{\text{loss}} = K' (Re_i)^{-n} (F_{ri})^2 (1+R) \quad (25)$$

とおける。式(23)と式(25)を比較することにより

$$1+R = K'' (F_{ra})^{n_3} (D/L)^{n_4} \quad (26)$$

となる。従って、 R は、気相の見かけ速度と、管径、管長の比で整理されると考えられる。式(20)と式(24)より

$$R = \frac{\bar{f} - \bar{f}^*}{(\lambda/2)(u_i^2/gD)} - 1 \quad (27)$$

が得られる。

ここで管内平均ボイド率 \bar{f} を導く。

仮定(1)より、スラグ流の上昇速度として、一般に広く用いられている Nicklin の式を用いる。

図-1 において、気相の上昇速度 V_a は

$$V_a = 1.2(u_a + u_i) + 0.35\sqrt{gD} \quad (28)$$

で表わされる。

ここで、

$$Q_a = V_a \cdot A \cdot \bar{f}$$

$$\bar{f} = Q_a / A V_a = u_a / V_a \quad (29)$$

であり、これに式(28)を代入すると

$$\bar{f} = \frac{u_a}{1.2(u_a + u_i) + 0.35\sqrt{gD}} \quad (30)$$

が得られる。式(19)、(30)を式(27)に代入し、表-1 のデータを使って、式(27)の右辺を計算し、それを \bar{f}^* で整理したのが 図-2 である。ここで $\bar{f}^*_{ra} = u_a/\sqrt{gD}$

これを見ると、空気量の少ない時点で、逆の傾向を示しているものがあるが、これは、エアリフトの性質として、空気量の小さい部分では、揚水量カーブの立上がり、激しく、空気量の変化に対して、著るしく敏感であることからくるものと思われる。すなわち、揚水量の絶対値が、ほぼ近似したものであっても、各実験者によって得られたデータが、揚水量カーブ上にプロットした場合、直線的であるのか、多少ともふくらみをもった形で増加するのにかよって、式(27)で整理した時、全く逆の傾向も起り得るといえる。また、このような領域で、実際は、浸水率によって、差が見られるが、全体的に見れば、各研究者のデータごとにひとつのまとまりを示していると考えて、浸水率に無関係に、ひとつの記号で示してある。図-2 により、実験データは、 D/L で表わされるポンプの大きさによって異なるが、いずれも1本の直線に漸近し、かつそれらの直線の勾配は、ほぼ等しいといえる。この直線群を表わす式として次式を考える。

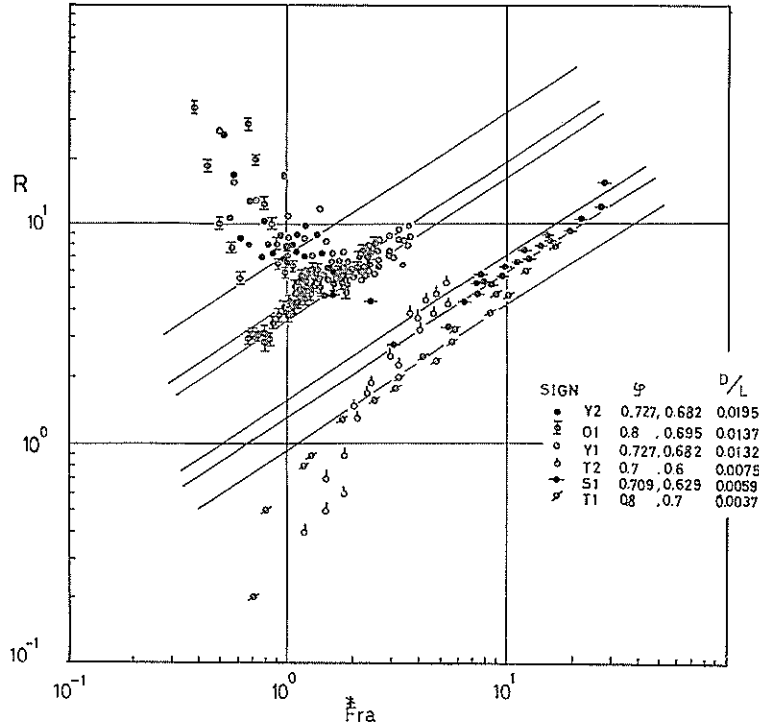


図-2 R と F_{ra}^* の関係

$$R = K F_{ra}^{*m} \quad (31)$$

図-2 より指数 m を決定してやると

$$m = 2/3$$

となる。さらに各直線から K を求め、 D/L で整理すると、図-3 が得られる。これより

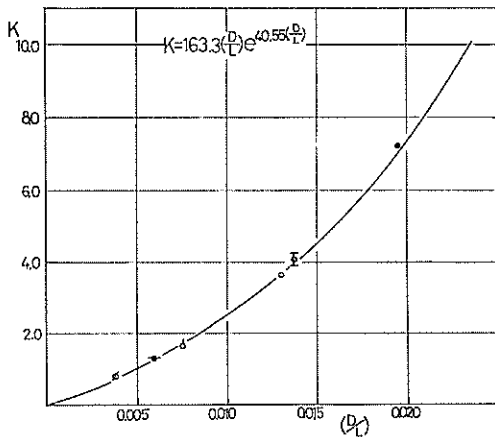


図-3 K と D/L の関係

$$K = 163.3(D/L)e^{40.55(D/L)} \quad (32)$$

となる。すなわち、式(31)、(32)より、 R を表わす実験式として、

$$R = K F_{ra}^{*2/3} \\ K = 163.3(D/L)e^{40.55(D/L)} \quad (33)$$

が得られる。式(27)に式(33)を代入すると、エアリフトの揚水特性を表わす式として、次式を得ることができる。

$$\bar{f} - f = \frac{\lambda}{2} \frac{u_i^2}{gD} [1 + K F_{ra}^{*2/3}] \\ K = 163.3(D/L)e^{40.55(D/L)} \quad (34)$$

ここで摩擦損失係数 λ は、滑らかな管に対する Blasius の式より

$$\lambda = 0.3164 R_{zi}^{-1/4} \quad (35)$$

とした。

式(34)を解き、表-1の実験データとともに示したのが、図-4, 5, 6, 7, 8, 9 である。ここで実線のカーブは、式(34)を示している。

これを解くにあたって、摩擦損失係数 λ は、次のように処理して計算した。従来の研究では、或るレイノルズ数範囲において、 λ を一定として、取り扱っている。し

エアリフトの揚水性能式に対する一考察

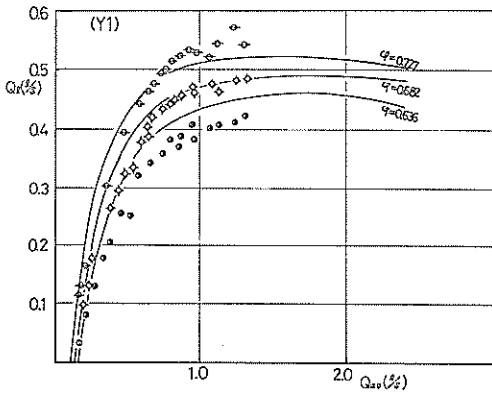


図-4 式(34)と実験データ(Y1)との比較

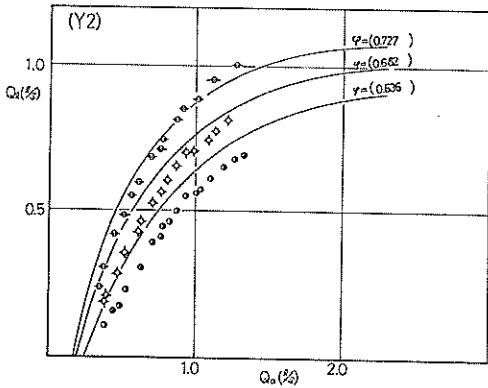


図-5 式(34)と実験データ(Y2)との比較

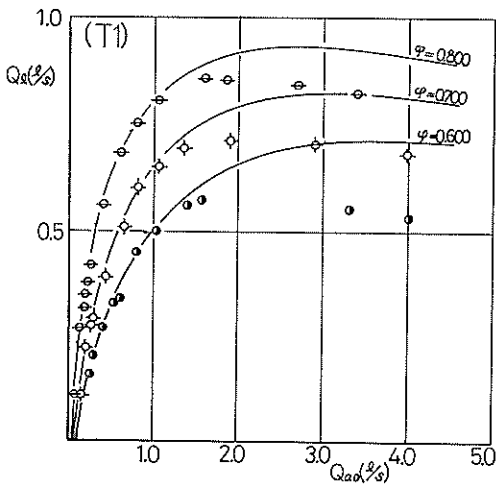


図-6 式(34)と実験データ(T1)との比較

かしながら、このように λ を一定とする方法は、レイノルズ数が或る程度制限された単一の実験の場合には、適当かもしれないが、種々の大きさのポンプに適用するには無理があると思われる。図-10は、ここで用いた実験データによる、見かけ液流速に対するレイノルズ数の範囲を示したものである。

今回筆者等をとった方法は、基本的には λ を一定と考える訳であるが、ただその一定値を、式(34)の計算過程で修正していくというものである。初期設定値は、すべ

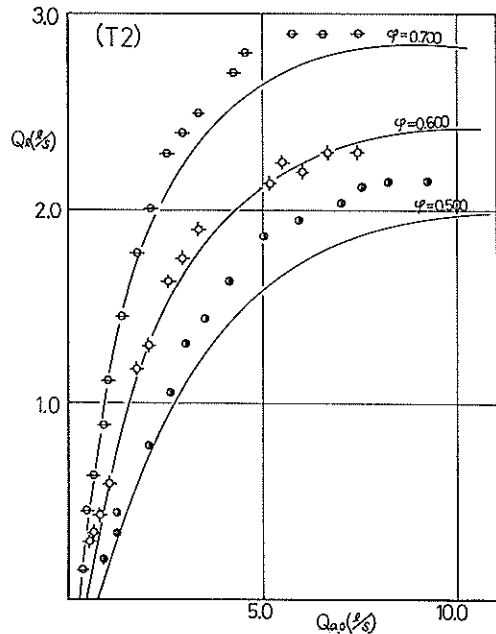


図-7 式(34)と実験データ(T2)との比較

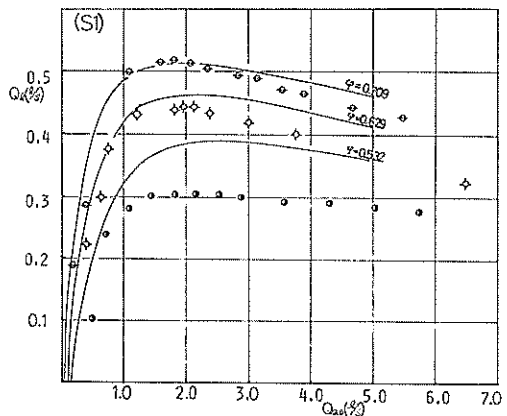


図-8 式(34)と実験データ(S1)との比較

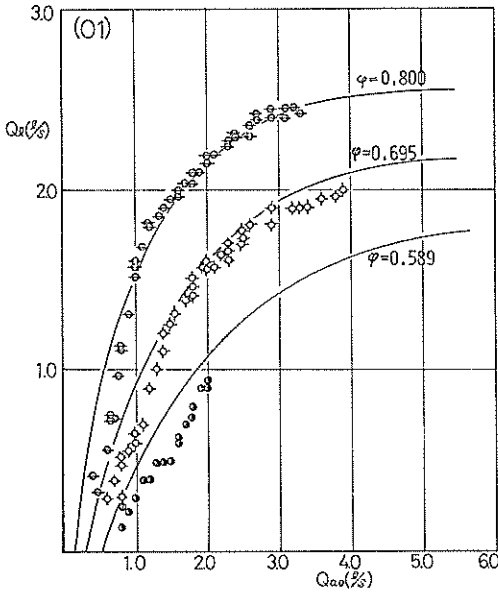


図-9 式(34)と実験データ(01)との比較

てのケースについて $\lambda_{OR}=0.028$ とし、これを式(34)に代入することにより、空気流速 u_{ao} に対する見かけ液流速 u_i が求められる。同時に u_i に対する新しい摩擦損失係数 λ が得られるので、この λ と λ_{OR} の算術平均を、次の計算における λ_{OR} とする。このような繰返し計算で、 λ がどのように収束するかを示したのが 図-11 である。これによると、2~3回の計算で、ほぼ一定の λ に収束していることがわかる。従って5回目の $\lambda_{OR(5)}$ は、式(34)を厳密に計算することによって得られる λ にほぼ等しいと考え、この時得られる見かけ液流速 $u_{i(5)}$ を真値とみなし、各計算過程における $u_{i(N)}$ との誤差を

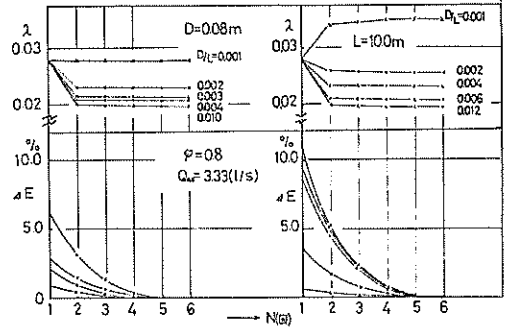


図-11 繰返し計算による解の収束

次式で定義する。

$$\Delta E_{(N)} = |u_{i(5)} - u_{i(N)}| / u_{i(5)} \quad (36)$$

ただし、 N は計算回数を示す。

この誤差が、 N によって、どのように減少するかを 図-11 に示す。この結果から判断して、ほぼ3回程度繰返し計算を行えば、誤差 1~2% 以内におさえられるといえる。以上のことをまとめると次のようになる。 N 回目の計算において設定した摩擦損失係数を $\lambda_{(N)}$ とし、これを使用して得られる見かけ液流速を $u_{i(N)}$ とする。この $u_{i(N)}$ を用いて再び新しい摩擦損失係数が求められるが、これを $\lambda_{(N, N)}$ とする。上記定義により

$$\lambda_{(N)} = \frac{1}{2} [\lambda_{(N-1)} + \lambda_{(N-1, N-1)}] \quad (37)$$

$$N=1, 2, 3 \dots$$

ただし、 $\lambda_{(0)}$ としては任意に選択してよい。筆者等の場合、 $\lambda_{(0)}=0.028$ とした。

3.3 実験式の適合性

図-4~9 より判断して、比較的一致しているといえるが、浸水率 ϕ が小さくなるにつれて、近似度が低下する例が多い。これは式(34)を導く過程で、 R_{loss} に浸水率 ϕ の影響が、まだ相当残っている結果と考えられるが、実際にエアリフトポンプを使用する場合、浸水率は、比較的大きい部分で用いられること(5の浸水率による最大効率の変化の項参照)が多いということ、また液流量が低下傾向にある領域では、使用されることはないことなどの理由から式(34)は、管径、管長が変化した場合のエアリフト揚水特性ならびに揚水効率などの検討に用いても充分妥当であると考えられる。以下の検討は、すべて式(34)を用いて計算された結果について行なわれている。

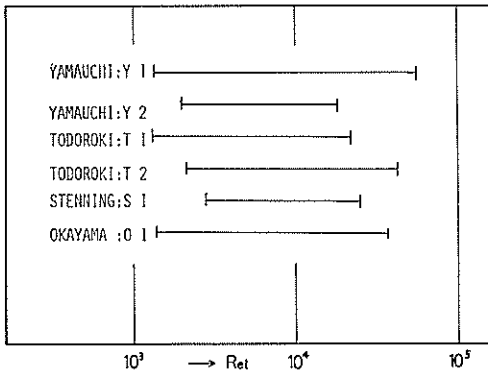


図-10 使用データのレイノルズ数範囲

4. 管径、管長による影響

4.1 管径が変化した場合 (管長一定)

図-12 は、管長が 10 m、浸水率 $\varphi=0.8$ として、管径を 3 種類に変化させた時の揚水曲線を管径をパラメータとして示している。この図から、管径 D を変化させた場合、管径による揚水量特性の変化には、2 種類のケースが存在することがわかる。空気を噴出し始めてしばらくは、管径 D の大きい方が、特性曲線の勾配は、 D の小さいものに比較して大きい。すなわち、空気量 Q_{a0} の変化に対する揚水量 Q_i の変化が大きく、より敏感に反応するということがわかる。これを理解し易いように、空気量 Q_{a0} をパラメータとして示したのが、図-13a である。この図では横軸に、管径と管長の比 D/L がとられているが、いま管長 L が一定であるから、横軸は管径 D の変化と考えてよい。したがって、同一空気量についてみれば、管径 D の増加とともに揚水量は増加し、ある点でのピークを経ると、今度は逆に減少しはじめ、ついには揚水量が零となるパターンをとる。すなわ

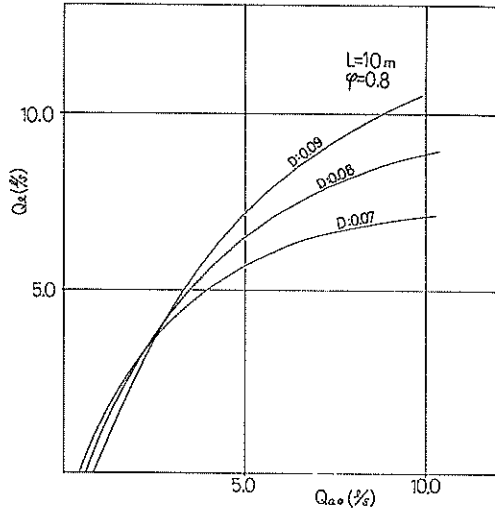


図-12 Q_i と Q_{a0} の関係

ち、管径に対する揚水量カーブは、極大値をもつ。この極大値は、空気流量 Q_{a0} を増加させるにつれて、右方へ、すなわち管径の大きくなる方へ移動する。このピー

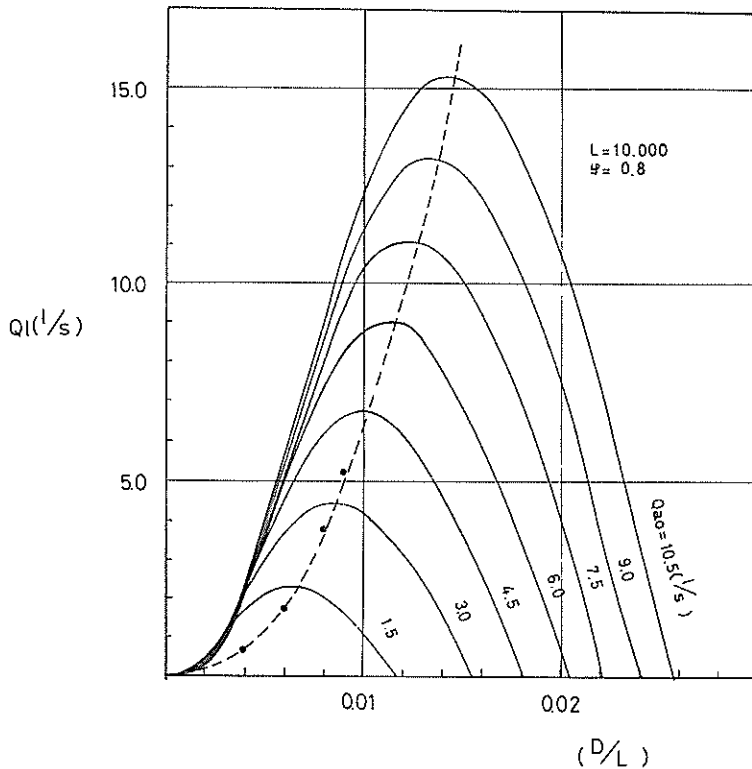


図-13a Q_i と D/L の関係 (L : 一定)

ク値の移動を、図-13a に破線で示す。またこの図は、エアリフトの種々の特性を示すものでもある。まず管径を一定と考えて、同図を上方に追ってゆくと、空気量 Q_{a0} の小さい範囲では揚水量 Q_i の変化は非常に大きく、 Q_{a0} を増加するにつれて、各揚水量曲線が、お互いに接近してくる。 Q_{a0} をもっと増加すると、図-13a の原点近くの状態からわかるように、 Q_{a0} の大きいカーブと小さいカーブの大小関係が逆になる。

このことは、 Q_{a0} が増加するにつれて、揚水量が減少してくることを意味しており、この傾向は、図-12 の $Q_{a0} \sim Q_i$ カーブにおいて、揚水量が減少しはじめた時の状態を表わすものである。

つぎに 図-13a の右側に存在する横軸との交点、これは、揚水量が零の点であり、いいかえると或る管径に対する最小空気流量を示す点である。この点をつぎのようにして求めることもできる。揚水が行なわれる直前の管内平均ボイド率は、式(19)で表わされる。これを再び書くと、

$$f^* = (1 - \varphi) \quad (38)$$

また、この時の気相絶対速度 \bar{V}_a^* は、式(28)で、 $u_i = 0$ とおいたものであるから、

$$\bar{V}_a^* = 1.2(u_a^*) + 0.35 \sqrt{gD} \quad (39)$$

とおける。ここで u_a^* は、揚水開始直前の、見かけ気相速度である。式(29)を適用すると

$$f^* = \frac{u_a^*}{\bar{V}_a^*} = \frac{u_a^*}{1.2u_a^* + 0.35 \sqrt{gD}} \quad (40)$$

式(38)、(40)より、最小空気流量 \bar{Q}_a^* が求められる。

$$\bar{Q}_a^* = \frac{0.35(1-\varphi)\sqrt{gD}}{1.2\varphi - 0.2} A \quad (41)$$

式(41)を基準状態に換算してやれば、図-13a の揚水量零の点に一致する。なお 図-13b は、図-13a の原点付近の曲線の交錯を示したものである。

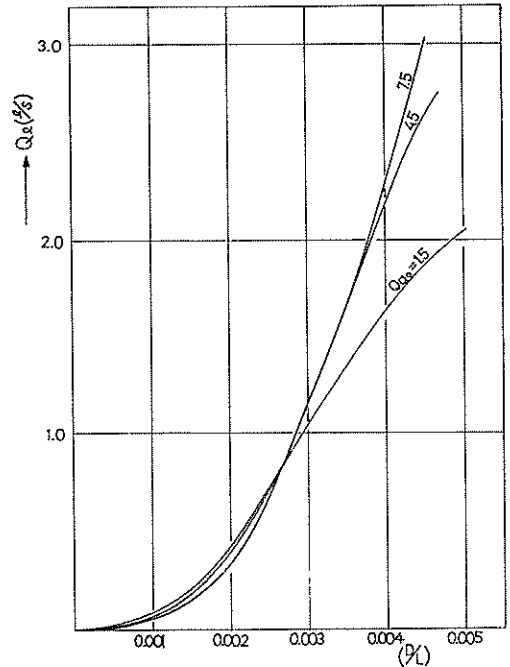


図-13b 原点付近の曲線の交錯

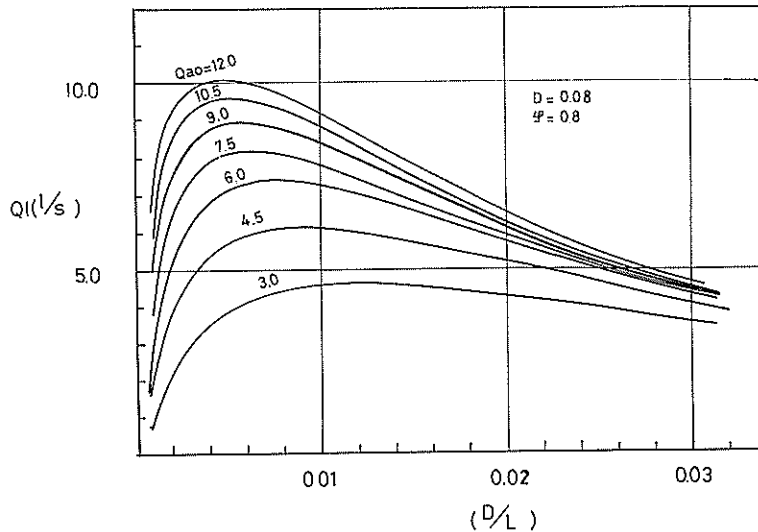


図-14 Q_i と D/L の関係 (D : 一定)

4.2 管長が変化した場合 (管径一定)

筆者等は、エアリフトポンプの使用領域として港湾を考えており、海底からの固体輸送に主眼をおいている。このような場合、管長は作業条件として自動的に決定されるので、管長は変化させた場合の特性変化は、管径が変化した場合のそれに比較して、さほど重要ではない。

しかしながら、エアリフトポンプを特殊液体などの揚液に利用するケースを考えると、このような場合、管長 L を任意に選択できるという点があるので、管径を一定として、 Q_{a0} をパラメータとした特性曲線も多くの利点をもつと思われる。これを図-14に示す。これは、 $D=0.08$, $\varphi=0.8$ に対して計算されたものである。この場合も極大値をもつことは、図-13aと同じであるが、傾向としてはかなり異っている。一般的にいって、図-13aより、ゆるやかな変化をすると考えてよいであろう。

5. 揚水効率

管内に噴射された空気量を Q_{a0} 、吹込点(ノズル部分)の管内静圧を p_s とする。管内で、気泡は、 p_s から大気圧 p_a まで変化するが、この変化を、仮定(3)により等温変化とすると単位時間に空気量 Q_{a0} が外部の液体に及ぼす仕事 W_{in} は、次式で与えられる。

$$W_{in} = p_a Q_{a0} \ln(p_s/p_a) \quad (42)$$

一方、揚水量を Q_l とすれば、これを揚程 H までもち上げるのに必要な単位時間当りの仕事 W_{out} は、

$$W_{out} = \gamma_l Q_l H \quad (43)$$

で定義される。式(43)と(42)の比をとると揚水効率 η_l が求められる。

$$\eta_l = W_{out}/W_{in} = \gamma_l Q_l H / p_a Q_{a0} \ln(p_s/p_a) \quad (44)$$

ここで

$$H = L - S = L(1 - \varphi)$$

$$p_s = p_a + \gamma_l S = p_a + L\varphi\gamma_l$$

を式(44)に代入すると

$$\eta_l = \frac{\gamma_l L(1 - \varphi)}{p_a \ln\left(1 + \frac{\gamma_l}{p_a} L\varphi\right)} \frac{Q_l}{Q_{a0}} \quad (45)$$

となる。従って、揚水効率 η_l は、管長、浸水率を一定とすれば、揚水量 Q_l と空気量 Q_{a0} の比の函数となる。また Q_l は、 Q_{a0} のみの函数と考えられるので

$$d\eta_l/dQ_{a0} = 0 \quad (46)$$

とおくことによって、最高効率点の空気流量が求められる。式(45)を式(46)に適用すれば、

$$\frac{dQ_l}{dQ_{a0}} = \frac{Q_l}{Q_{a0}} \quad (47)$$

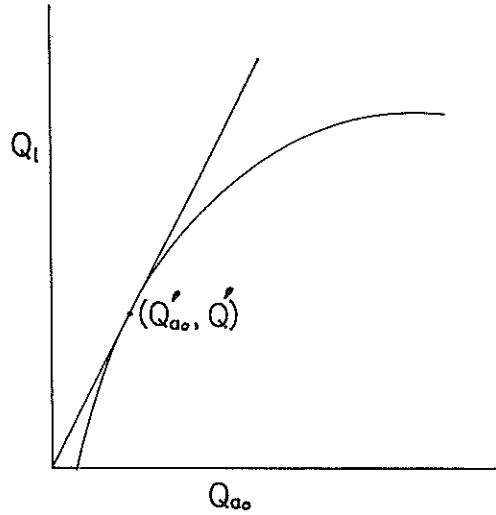


図-15 最高効率点を決定する作図

が得られる。図-15で考えると、式(47)の左辺は揚水量カーブ上の接線の傾きを表わし、右辺は、原点から揚水量カーブ上の点を結んで引いた直線の勾配である。したがって、式(47)を満足する点は、原点から揚水量カーブに接するように引いた直線の接点であるということがわかる。すなわち図-15の点 (Q'_{a0}, Q'_l) が、管長、浸水率を一定とした場合の最高効率点である。さらにこの最高効率点が管長 L 、浸水率によってどのように変化するかを調べてみる。管長 L 、浸水率 φ を一定とした時の最高効率を η_{lmax} で表わすと、 Q_l/Q'_{a0} の函数形がわかれば、これを式(45)に代入することにより、

$$d\eta_{lmax}/dL = 0 \quad (48)$$

又は、

$$d\eta_{lmax}/d\varphi = 0 \quad (49)$$

の条件を調べることににより理論的に最高効率点の移動を把握することができる。最高効率点における Q_l/Q'_{a0} は、式(34)を用いて、原点から揚水量カーブに引いた接線の傾きを求めることによって得られる。しかしながら、これらの条件をすべて調べるには、式(34)が、複雑であり取り扱いにくい。そこで、ここでは図式的に求めてみた。まず管径、管長の異なる数種のエアリフトポンプを想定し、式(34)から揚水量曲線を求めた。このカーブに原点から図-15に示すように接点を引くことによって、最高効率点を求め、これを浸水率 φ についてプロットしたのが、図-16の右上がりカーブである。これから判断すると Q_l/Q'_{a0} は、浸水率 φ のみの函数であることがわかる。したがって、

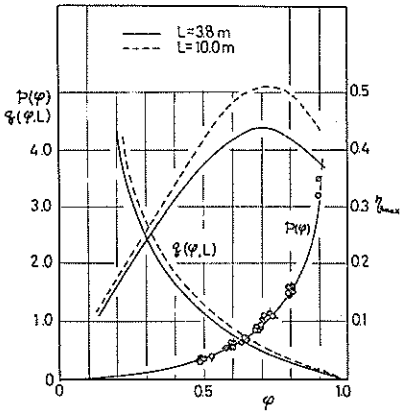


図-16 最高効率点の推移

$$\eta_{i \max} = \frac{\gamma_i L (1 - \varphi)}{p_a \ln \left(1 + \frac{\gamma_i L \varphi}{p_a} \right)} \frac{Q'_i}{Q'_{a0}} \quad (50)$$

に、 $p(\varphi) = Q'_i / Q'_{a0}$
 $q(\varphi, L) = \gamma_i L (1 - \varphi) / p_a \ln \left(1 + \gamma_i L \varphi / p_a \right)$
 において、代入すると

$$\eta_{i \max} = q(\varphi, L) p(\varphi) \quad (51)$$

となる。図-16の右下がりカーブは、 $q(\varphi, L)$ の計算値を、 L を一定として、 φ についてプロットしたものである。なお、図-16の極大値をもつカーブは、式(51)によって計算されたものであり、最高効率点が、浸水率 φ および管長 L によってどのように変化するかを示したものである。この結果、最高効率点は、浸水率によって異なること、管径には影響されないこと、そして浸水率が約70%程度にピークが存在し、管長の変化とともに若干変動するが、それほど大きな変化はないということがわかる。

すなわち、エアリフトポンプは浸水率 $\varphi=0.7\sim 0.8$ の範囲で使用するのが最も適当であるといえる。筆者等は、前報¹⁾の実験結果から、 $\varphi=0.7$ 程度で最高効率点のピークが現われること、ならびにそれがエアリフトポンプの特性によって生じることを報告したが、本報告で、そのことが更に明らかに説明されたといえよう。

なお、各管径に対する最高効率点($\varphi=0.8$)を計算し、図-13aにプロットした。これらの点は、完全に揚水量のピークに連ねた曲線と一致している。このことは、図-14でも同様である。

6. ノズル形状の影響

2種類のノズルを用いて、これがエアリフトの揚水性

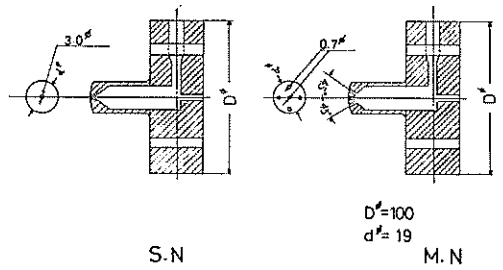


図-17 実験に用いたノズル

能にどの程度の影響を与えるかについて調べた。この2種類のノズルを図-17に示す。ひとつは、直径3mmの噴出口を1個もっており、他のひとつは、直径0.7mmの噴出口を5個もつノズルである。以後前者を単孔ノズル、後者を多孔ノズルと称する。単孔ノズルからは、垂直管軸に直角に、管中心に向かって空気が吹き込まれる。また多孔ノズルの場合は、単孔と同じ方向をもつ中心孔があり、その周囲に4個の噴出口が、45度の角度で配列されている。

実験においては、揚水量の測定と同時に、吹込空気のノズル直前の圧力、更にエアリフト本管に設けられた3個の差圧測定タップから差圧が、それぞれ連続的に測定され、比較検討の対称とされた。図-18は、差圧タップの取付け位置を示したものである。図-18の(a)に示す全長1mのアクリル管が、3個連続してエアリフト本管の一部を構成している。また個々の差圧タップA、B、Cは、それぞれ10cmの差圧区間をもつが、このよう

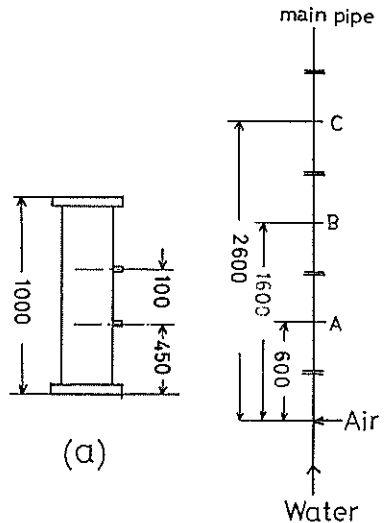


図-18 ノズル取付位置

エアリフトの揚水性能式に対する一考察

に短い距離では、摩擦損失の影響はほとんどないと考えられるので、1—2 間の差圧を測定することは、1—2 間の管内平均比重を測定していることに他ならない。

図-19 は、各浸水率のノズル直前空気圧力 P_N を、空気流量に対して示したものである。 $Q_{a0}=0$ の時、単孔

ノズル、多孔ノズルともに、同一点より出発するが、 Q_{a0} の増加とともに、その差は徐々に大きくなっている。この $Q_{a0} \sim P_N$ カーブは、ノズルの噴出時の抵抗と考えられるので、この2種類のノズルの流出抵抗はかなり異なっているといえる。また $Q_{a0}=0$ の時の圧力 P_{N0} は、こ

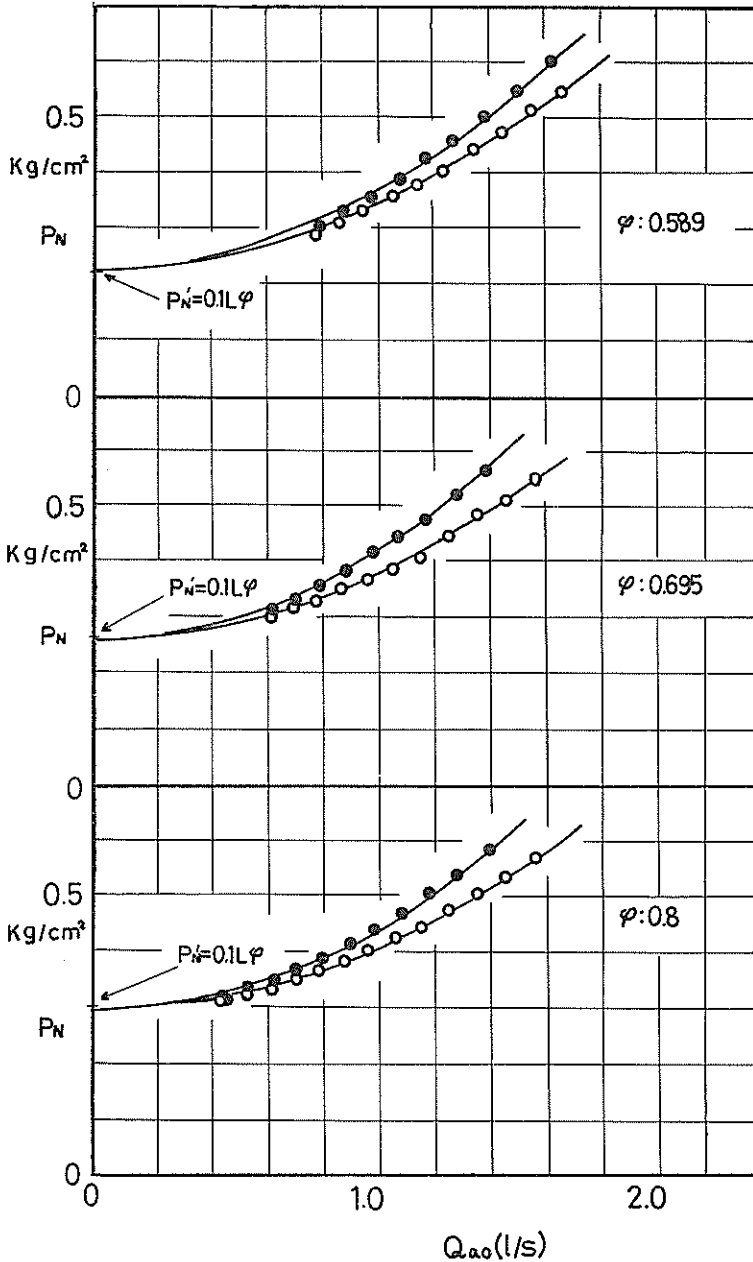


図-19 ノズル直前の空気圧力の変化

これらのノズルによって大気中に空気を噴射した時、 $P_{N0} = 0$ となることを考えると、ノズル部分の本管内静圧と考慮してよいであろう。

式 (1) より、

$$P_N' = p_s - p_a$$

$$= \gamma_t s = L \cdot \varphi \cdot \gamma_t = 0.1 \cdot L \cdot \varphi \quad (\text{kg/cm}^2)$$

となる。ただし、 L は m で表わす。図-19 に各浸水率での P_N' を示している。 P_{N0} と P_N' はほぼ等しいと考えてよいので、これにより仮定 (2) は、一応妥当であるといえるであろう。

図-20 およびは 図-21 は、揚水量の比較ならびに管内

差圧の変化をそれぞれ示したものである。揚水量は、単孔ノズルおよび多孔ノズルによる差はほとんど見られない結果になっている。一方 図-21 では、タップ B, C では、ノズルによる差はほとんどないが、A においてはかなり顕著な差が見られる。筆者等の観察でも、ノズル直後の流れは、相当異っていたが、本管先端ではその差はほとんど確認できなかった。写真-1 は、各ノズル直後のエアリフト本管内の流れの様子を示したものであるが、これによってもその差異を認めることができる。

これらの事実から考えて、筆者等の用いた程度の異ったノズルを使用すると、ノズル直近では、かなり流れに

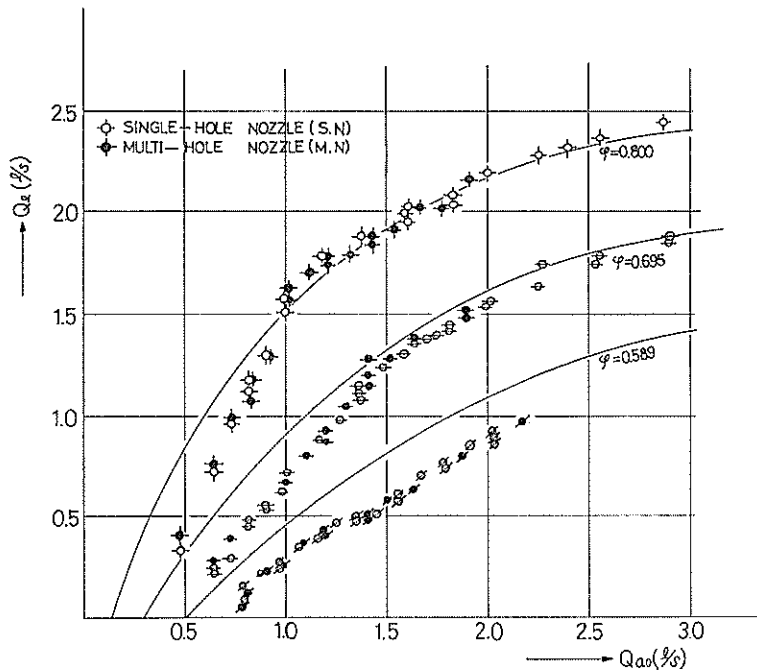
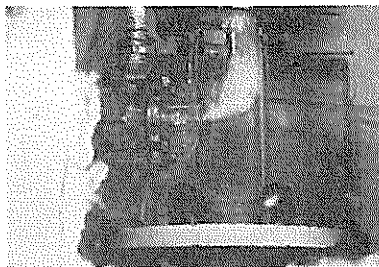
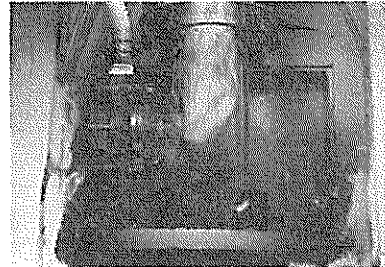


図-20 ノズルによる揚水量の比較



単孔ノズル



多孔ノズル

($Q_{a0} = 80 \text{ Nl/min}$)

写真-1 ノズル付近の二相流れ

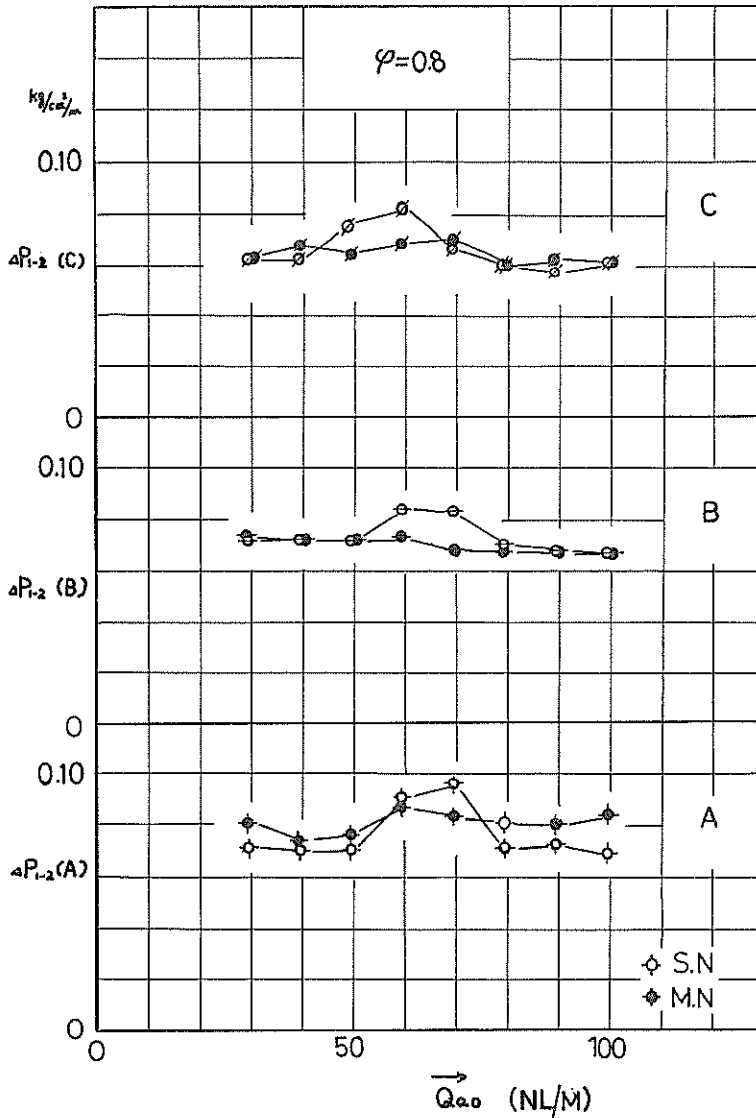


図-21 Q_{a0} に対する差圧の変化

差があるが、流れが上方に移動するにつれてその差異は消めつするのではないと思われる。差圧タップBは、ノズルから約1.5m上方に位置しているから、約1~2mでその差はなくなっていることになる。この結果、揚水量にほとんど差が見られないということになるのであろうと思われる。

7. 最適設計の方法

管長 L を一定と定めると、水面上の装置の関係なら

びに、5による最高効率の関係から、浸水率 ϕ が定まってくる。したがって、一応固体輸送手段としてエアリフトポンプを使用する場合を想定すれば、管長、浸水率は外的に決定されるので、最適なエアリフトポンプを設計する場合、図-13の一定管長での管径に対する揚水量変化特性を用いることができる。図-22, 23は、最適設計の方法を検討するために、図-12, 13の特性カーブを書き改めたものである。いま管長 L 、浸水率 ϕ が定っているとす。設計条件として、揚水量 \dot{Q}_i が与えられる、

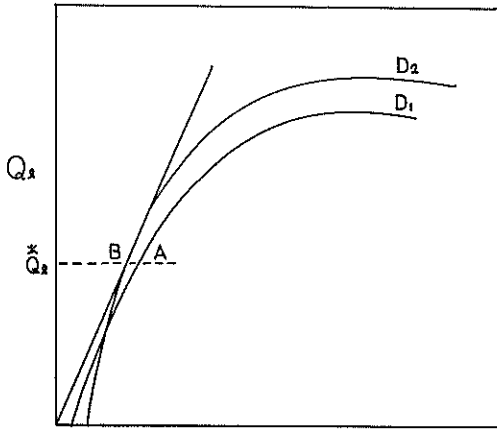


図-22 $Q_{a0} \sim Q_i$ カーブ

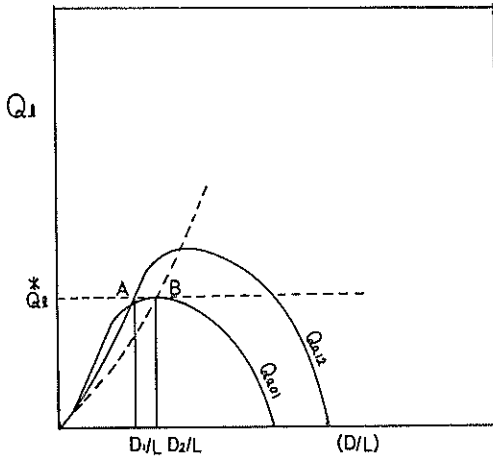


図-28 $Q_i \sim D/L$ カーブ (L : 一定)

図-23で、 \dot{Q}_i から横軸に平行線を引くと、空気量 Q_{a0} により無数の交点が存在するが、簡単のため、 Q_{a01} 、 Q_{a02} の二つの場合を考える。図-28に示すように、これらの交点のひとつにピーク値として \dot{Q}_i をもつカーブを選ぶことができる。5で述べたように、このピークは、最高効率点でもある。選択する管径として、交点A、Bにおける値が考えられる。このA、B点は、図-22の揚水量カーブと \dot{Q}_i 一定の直線との交線A、Bに一致している。B点は、管径 D は大きくなるが揚水効率の最も良い点であり、必要とされる空気量も少なくてすむ。それに反し、点Aは、管径は小さく選べるが、その代わり効率は減少し、必要空気量は増加する。従って、経済的なバランス

を考慮して、この選択を行なうことにより最適なエアリフトポンプの設計が可能となるであろう。

ただし、液流速にある程度の変化もたせたい場合には、図-22で示されるように、A点の方が、 Q_{a0} の変化に対する Q_i の変化は、鈍い。極端に言えば、あまり管径を小さく選ぶと、 Q_{a0} を増減しても Q_i はほとんど変化しない結果になる場合も生じる。このような場合には、管径は多少大きくても、 Q_{a0} の変化に対してより敏感な、点Bを設計値として選ぶことも必要とされるであろう。水力学的には、最高効率点である点Bを選ぶのが順当であるといえる。

8. 結 論

従来行なわれていたエアリフトに関する研究データのいくつかを整理することにより、ポンプの仕様が異なった場合にも適用できる特性実験式を作製し、この式によって管径、管長の影響について検討を加えた。

さらにこれを用いて最適なエアリフトポンプを設計する方法について考察した。なおノズル形状についても、2種類の実験を行い、これによる影響について検討した。これをまとめると次のようになる。

(1) 表-1の実験データを無次元で整理することにより、式(34)を得た。式(34)は、浸水率 ϕ の影響が、未だ残っており、実験データと一致しない部分もあるが、エアリフト使用範囲においては、ほぼ表-1の実験データに近似するといえる。

(2) 式(34)は、ポンプの大きさを表わす項として (D/L) を含む。したがって、 D/L を変化させることにより、 L を変化させた場合 (D :一定)ならびに D を変化させた場合 (L :一定)のおのおのについて、揚水量曲線を得た。

(3) 式(34)を使用して、最高揚水効率曲線を図式的に求めた。この結果最高揚水効率 η_{lmax} は

$$\eta_{lmax} = q(\phi, L) \cdot p(\phi)$$

で表わされることがわかった。なおこの計算結果から、最高効率は、浸水率によって変化するが、そのピークは、ほぼ $\phi = 0.7 \sim 0.8$ 程度であり、管長によって若干移動する。

(4) ノズル形状を2種類に変えて揚水実験を行ったが、これにより、空気噴射点の極く近くでは、ノズル形状の影響が流れに現われているが、上方1~2m程度で、その影響は消えつき最終的な揚水量の差としては現われていないということがわかった。

(5) 最適なエアリフトポンプの設計方法について、揚水量曲線ならびに、管長を一定とした $(D/L) \sim Q_L$ カーブによって若干の考察を行った。

9. あとがき

過去に行なわれたエアリフトに関する実験データのいくつかを用いて管径や管長といった、いわゆるポンプの仕様が異なった場合にも適用できる特性実験式の作成を行い、この式によって、エアリフトの諸特性に対する若干の考察を行った。エアリフトポンプが通常使用される領域においては、この実験式は、比較的良い一致を示しているといえるが、浸水率の影響など未だ不十分な面も多い。今後この点での修正を含めて完全なものにしてゆく必要があると考えられる。なお本論文でエアリフトポンプの最適設計について若干論及したが、これは二相流に関する考察であり、固体を含んだ三相流に直接的に応用するには無理があろう。しかし、固体を輸送するのに必要な液流速を二相流の場合より高く選ぶことにより、或る程度の推測は可能であるといえよう。最後に、本論文の検討にあたり貴重な御助言を頂いた流体輸送研究室は石技官ならびに図面のトレースなどの労を煩わした同研究室斎藤技官に感謝の意を表わす次第である。

(1974年6月29日受付)

文 献

- 1) 岡山, 八木: エアリフトの揚水特性について, 港研報告12巻3号
- 2) F. Pickert: The theory of the air-lift pump, Engineering (July 1, 1932)
- 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) 藤 一郎, 佐藤泰生, 本田 達: 気ほうポンプの揚水特性, 機械学会論文集 (第2部) '38巻312号 (S 47-8)
- 5) A.H. Stenning and C.B. Martin: An Analytical and Experimental Study of Air-Lift pump Performance, Trans. ASME Ser. A 90-2 (April '68)
- 6) 宮城: Theory of the Air-lift pump with Special Reference to the Slip of air Bubbles in water, 機械学会誌, 27-85 (10, 1923)
- 7) 千田: リバースサーキュレーションドリルに用いられるエアリフトポンプ, 建設機械 '68-29
- 8) 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 (S 40-4)
- 9) 井上, 青木: 管内二相流の圧力損失に関する基礎的研究(第二報), 機械学会論文集, 32-238 (S 41-6)
- 10) 井上, 青木: 管内二相流の圧力損失に関する基礎的研究(第三報), 機械学会論文集, 36-288 (S 45-8)

記 号 表

A :	管断面積 (m^2)
D :	管径 (m)
f :	局所ボイド率
\bar{f} :	管内平均ボイド率
\bar{f}^* :	揚水開始時管内平均ボイド率
g :	重力加速度 (m/s^2)
H :	揚程 (m)
L :	管長 (m)
p_a :	大気圧 (kg/cm^2)
p_s :	ノズル前面の管内静圧 (kg/cm^2)
p_{av} :	平均管内静圧 (kg/cm^2)
Q_a :	空気流量 (l/s)
Q_L :	液流量 (l/s)
Q_{a0} :	空気流量 (基準状態) (l/s)
S :	浸水深さ (m)
u_a :	気相見かけ速度 (m/s)
u_l :	液相見かけ速度 (m/s)
u_{a0} :	気相見かけ速度 (基準状態) (m/s)
V_a :	気相速度 (m/s)
V_l :	液相速度 (m/s)
V_a^* :	揚水開始時気相速度 (m/s)
u_a^* :	揚水開始時気相見かけ速度 (m/s)
Q_a^* :	揚水開始時空気流量
Re_l :	液相見かけ流速に対するレイノルズ数 $u_l D / \nu_l$
Fr_l :	液相見かけ流速に対するフルード数 u_l / \sqrt{gD}
Fr_a :	気相見かけ流速に対するフルード数 u_a / \sqrt{gD}
Fr_a^* :	u_{a0} に対するフルード数 u_{a0} / \sqrt{gD}
λ :	管摩擦損失係数
η_l :	揚水効率
φ :	浸水率
ν_a :	気相の動粘性係数 (m^2/s)
ν_l :	液相の動粘性係数 (m^2/s)
ρ_a :	気相の密度 (kg/m^3)
ρ_l :	液相の密度 (kg/m^3)
γ_a :	気相の比重量 (kg/m^3)
γ_l :	液相の比重量 (kg/m^3)