

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. 31      NO. 3      Sept. 1992

NAGASE, YOKOSUKA, JAPAN



# 港湾技術研究所報告 (REPORT OF P.H.R.I)

第31巻 第3号 (Vol.31, No.3) 1992年9月 (Sept.1992)

## 目次 (CONTENTS)

1. Planning and Technology for lock Canal upon History  
— From Medieval Canal to the Panama Canal —  
.....Masataka NAGANO..... 3  
(運河計画論史 —中世の運河からパナマ運河までの閘門式運河—  
.....長野正孝)
2. 我国沿岸の潮位と平均海面の変動の解析  
.....村上和男・山田邦明.....37  
(Analysis of tide gauge records and sea-level change around Japanese coast  
.....Kazuo MURAKAMI and Kuniaki YAMADA)
3. 円筒構造物のコンクリート打設直後の温度応力解析  
.....清宮 理・山田昌郎・長廻幹彦.....71  
(Thermal Stress Analysis for Cylindrical Concrete Structures  
.....Osamu KIYOMIYA and Masao YAMADA and Mikihiko NAGASAKO)
4. 水平管における空気混入軟泥の流動特性 (第二報)  
.....岡山義邦・鮎貝基和・鈴木 誠・福本裕哉.....97  
(Fluidity Characteristics of Muddy Slurry with Compressed Air in Horizontal Pipe  
(2nd report)  
.....Yoshikuni OKAYAMA, Motokazu AYUGAI, Makoto SUZUKI and Hiroya FUKUMOTO)
5. 杭打施工管理システムの開発  
.....石塚浩次・根本孝志・林田善久 .....127  
(Developent of Execution Control System for Pipe Driving  
.....Koji ISIZUKA, Takashi NEMOTO and Yoshihisa HAYASIDA)

## 4. 水平管における空気混入軟泥の流動特性 (第二報)

岡山義邦\*・鮎貝基和\*\*・鈴木 誠\*\*・福本裕哉\*\*

### 要 旨

最近の港湾工事においては、通常の浚渫ポンプでの排送が困難であると考えられるような流動性の極めて低い高濃度の軟泥輸送に対して、空気を混入した状態で輸送する試みが数多く見られる。これは、圧縮空気を混入することによってみかけ上の管内流動抵抗を下げ、しかも軟泥スラリの濃度を高いままで輸送し得るという利点を持った輸送工法であり、従来加水によって高濃度軟泥の流動特性を低下させていた方法と大きく異なっている。

埋め立て地あるいは土砂処分場における空気と軟泥固液スラリーとの分離は極めて容易であるため、浚渫土砂の処分地の容量は必要最小限度に抑えられ、この結果埋立地あるいは土砂処分場における排水処分量が減少することになる。すなわち、従来の埋立や土砂処分に伴う総合コストを大きく引き下げる可能性を持った工法である。

しかしながら、現在各地で試行されている空気混入スラリー輸送システムは、その設計にあたって過去の実績あるいは経験に依存する面が多々あり、経済性を評価するためにも適切な流送設計の手法の確立が求められている状況にあるといえる。第一報では、施工条件に沿った空気混入スラリーの流動を適切に比較検討するための基礎資料として、軟泥スラリー単独の水平管における流動特性ならびに空気を混入した場合の軟泥の流動特性の変化を室内流送実験結果をもとに明らかにした。

今回、第一報で明らかにした結果を現地施工データによって検証し、的確な現地規模における管内の流動状況の予測、あるいは効率や経済性を考慮した適切な輸送システムの評価、設計を可能とする手法について検討した。

検証には二つの現地施工データを用いた。一つは三重における、採石場より排出される微粒子分の多いシルト混じり粘土を管径340mm、長さ1300mのパイプラインを使って空気圧送したものである。この輸送土砂は第一報の室内流送実験で使用したものと同じであり、50%平均粒径0.008mm、粒子比重2.65、輸送スラリーの平均密度は1440kg/m<sup>3</sup>である。したがって、三重のデータについては、第一報と同様にこれをべき法則に従うMetzner-Reedのレイノルズ数を用いた擬塑性流体と考えてその管内流動特性をまず明らかにし、これをベースにして圧縮空気を混入した場合の圧力損失の算定を気相、固液相の水平方向分離モデルと考えて検討している。

もう一つの現地施工データは、熊本港における管径304mm、長さ370mの空気圧送プラントで得られたものである。輸送軟泥の平均粒径は0.035mm、粒子真比重2.684であり、輸送時の平均スラリー密度は1600kg/m<sup>3</sup>であった。また、熊本港における空気を含まない軟泥スラリーの基本的流動特性は、室内流動試験の結果、塑性流体と考えたほうが適切であることがわかり、三重データと違ってビンガム流体モデルで計算している。

このように、軟泥スラリーの基本的流動をある程度確定することができれば、第一報に示した水平方向分離モデルを用いて空気を混入した場合の圧力損失を計算することができる。本報告では、現地空気圧送プラントに対する圧力変動の解析、圧力損失計算手法の検討を行うとともに、さらには空気を含まない固液スラリーが、定常流送されている場合を基準に考えた理論効率についても明らかにしている。

また、空気混入時の空気単一スラグ、固液単一スラグの出現頻度を圧力変動データから求め、総合スラグの絶対長さ、一通過サイクル当りの時間等についても解析している。

\*第二港湾建設局 横浜機械整備事務所所長 (前機械技術部 浚渫埋立研究室長)

\*\*機械技術部 浚渫埋立研究室

## 4. Fluidity Characteristics of Muddy Slurry with Compressed Air in Horizontal Pipe (2nd report)

**Yoshikuni OKAYAMA\***

**Motokazu AYUGAI\*\***

**Makoto SUZUKI\*\***

**Hiroya FUKUMOTO\*\***

### Synopsis

In recent activities on port and harbor construction works, many trials on the transportation of dredged soft mud with high density by using compressed air injection through horizontal pipeline. These trials are the unique slurry transportation method using compressed air in order to decrease apparent pressure gradient, which is quite differ from usual way with large quantity of additional water. Because of an easy separation of air from mud slurry at disposal area, this way can achieve the minimum volume of soil disposal area, and which finally reads to minimize the amount of excess water to be treated and should totally bring economic benefits on port and harbor constructions.

However, as far as the designing of such transportation system with compressed air is concerned, it is urgent necessity to establish suitable design method because that present situation are almost based upon the experience in actual activities. Therefore, the authors reported the fluidity characteristics of soft mud slurry with or without air for non-Newtonian fluid in the first report, which could bring suitable and qualitative comparisons concerning slurry transportation in horizontal pipe with compressed air.

In this paper, the experimental results in the report mentioned above are studied comparatively with the data of execution by using actual plants, and the methods on suitable designing are also discussed. In the verification with actual plants, two execution data were employed, one is the data measured in Mie and other in Kumamoto. The characteristics on mud slurry without air used in both fields were clarified by the room experimental facilities, and the mud in Mie is treated as pseudo-plastic fluid based on power-law model and, in Kumamoto, Bingham model is selected as suitable fluid model in this paper.

For these mud slurry with high density, many items on pressure gradient, pressure fluctuations, separation pattern of air and mud slurry in pipe, theoretical efficiency for this transport system, etc. are clarified through this works.

**Key Words :** Non-Newtonian Fluid, Slurry with Compressed Air, Slurry Transport with Compressed Air, High Density Slurry Transport, Dredging and Reclamation

---

\*Director of Yokohama Machinery Office, 2nd Construction Bureau, Ministry of Transport.  
(Former Chief of Dredging and Reclamation Laboratory, Machinery Division.)

\*\*Member of Dredging and Reclamation Laboratory, Machinery Division.

# 目 次

要旨	97
1. まえがき	101
2. 現地圧送プラントならびに室内流動実験装置	101
2.1 三重における圧送装置の概要と計測手法	101
2.2 熊本における圧送装置の概要と計測手法	102
2.3 室内流動実験装置	106
3. 三重ならびに熊本における軟泥スラリの流動特性	106
3.1 三重泥に対する流動パラメータ $n$ , $K$	106
3.2 熊本泥に対する流動パラメータ $\mu_B$ , $\tau_y$	108
3.3 空気混入泥に対する流動抵抗の推定手法	110
4. 現地プラントにおける水平流動データの解析	111
4.1 空気混入軟泥流動時の圧力変化	111
4.2 スラリ相ならびに空気相の分離の状況	111
4.3 成長した空気混入流れにおけるボイド率	117
5. 圧力変化シミュレーションと効率の検討	118
5.1 連続した混合モデルにおける圧力勾配の推定	118
5.2 水平方向完全分離モデルにおける圧力勾配の推定	120
5.3 理論効率の検討	122
6. 結論	124
7. あとがき	125
参考文献	125
主要記号一覧表	125

## 1. まえがき

空気を混入したスラリー輸送には、大水深におけるエアリフト工法<sup>(1),(2)</sup>、シールド工法における気泡土ポンプ圧送<sup>(3),(4)</sup>、風力ずり輸送<sup>(5)</sup>、さらに、シルシポンプやウーザポンプ等のニューマポンプを利用した浚渫工事<sup>(6)</sup>など、陸上や海上の土木工事を中心としてさまざまな形で利用されてきている。

また、固液スラリー自体が非ニュートン流体とし挙動するような気固液三相流れの研究も、化学工業あるいは食品工業分野でレオロジー流体を対象として行われてきている<sup>(7),(8)</sup>。

このような研究成果や実績を背景として、最近の港湾工事においては、通常の浚渫ポンプでの排送が困難であると考えられるような流動性の極めて低い高濃度の軟泥を取り扱っている例が多く、輸送に対して、空気を混入した状態で輸送する試みが数多く見られる。これは、圧縮空気を混入することによって見かけ上の管内流動抵抗を下げ、しかも軟泥スラリーの濃度を高いままで輸送し得るという利点を持った輸送工法であり、従来加水によって高濃度軟泥の流動特性を低下させていた方法と大きく異なっている。

埋め立て地あるいは土砂処分場における空気と軟泥固液スラリーとの分離は極めて容易であるため、浚渫土砂の処分地の容量は必要最小限度に抑えられ、この結果埋立地あるいは土砂処分場における排水処分量が減少することになる。すなわち、従来の埋立や土砂処分に伴う総合的コストを大きく引き下げる可能性を持った工法である。

しかしながら、現在各地で試行されている空気混入スラリー輸送システムは、その設計にあたって過去の実績あるいは経験に依存する面が多々あり、経済性を評価するためにも適切な流送設計の手法の確立が求められている

状況にあるといえる。

第一報<sup>(9)</sup>では、施工条件に沿った空気混入スラリーの流動を適切に比較検討するための基礎資料として、軟泥スラリー単独の水平管における流動特性ならびに空気を混入した場合の軟泥の流動特性の変化を室内流送実験結果をもとに明らかにした。

今回、第一報で明らかにした結果を現地施工データによって検証し、的確な現地規模における管内の流動状況の予測、あるいは効率や経済性を考慮した適切な輸送システムの評価、設計を可能とする手法について検討した。

## 2. 現地圧送プラントならびに室内流動実験装置

### 2.1 三重における圧送装置の概要と計測手法

図-1は、三重で使用した空気圧送システムの概要である。これは、三重県員弁郡で行われた員弁町浚渫工事の中で用いられたものであり、石材を切り出した後の廃さい土砂を1300m離れた土捨て地点まで輸送するものである。

浚渫機も含めて、圧送装置全体が台船上にセットされており、泥上車（マーシ型）で寄せ集められた泥はバックホーでホッパに投入される。ホッパ下部にスクリーパーポンプが結合されており、これによって引き出された軟泥スラリーは遠心ポンプによって若干加圧され、空気吹き込み口へ至る。この点が図の $P_1$ 点である。

輸送管は600m地点まで徐々に10m程度上昇しているが、管内の固液スラリー相の割合が空気相に比べはるかに小さいために、このエレベーションによる圧力損失は殆ど考える必要はない。

空気吹き込み口から管出口までは1300mあり、図-1に示す $P_1$ から $P_5$ の各点に300mピッチで圧力センサが設置されている。表-1には圧送装置の主な仕様を示されている。

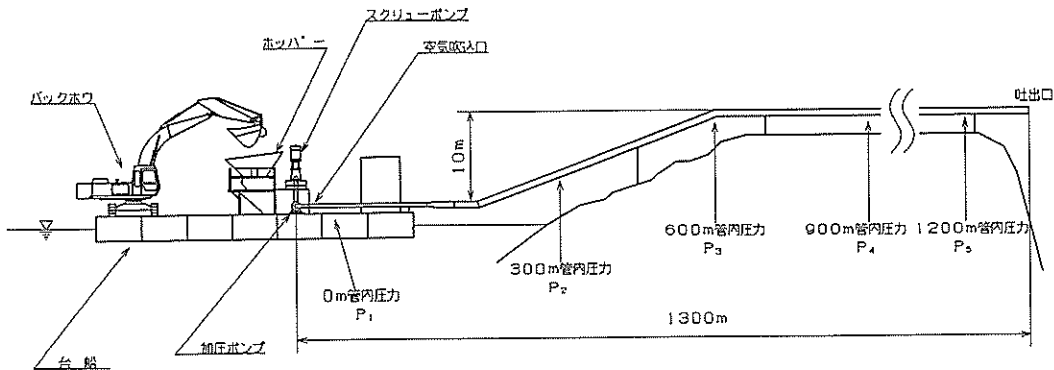


図-1 三重現地プラント配管概略

計測作業は、平成2年12月1日に行われ、表-2に示す項目が連続的にペンオシログラフに記録された。本稿における三重データとは、このオシログラフに記録された連続データのことである。記録スピードが小さかったために、データレコーダに記録された熊本データと比べると、波形の変化を忠実に捉えることが困難な部分も若干生じている。表-3に計測ケース毎の平均空気流量、平均スラリー流量等の施工実績一覧を示す。なお、後述の熊本の場合も同様であるが空気流量はコンプレッサの定格能力から算出している。

図-2は、ここで使用された軟泥に対する粒径加積曲線

表-1 三重現地プラント仕様

1)取扱物	ヘドロ 含水比80%以上	
2)圧送能力	公称100(m <sup>3</sup> /h)×1300(m)	
3)圧送可能最大塊	80(mm)	
4)電源	AC220(V) 60(Hz) 3φ	
5)電源容量	200(KVA)	
6)排送管径	350A	
7)バックホウ	1.4(m <sup>3</sup> )型	
8)装置諸元	a)掛泥装置	・形式 掘置型傾転式 ・スクリー径 300(mm) ・モータ 45(kw) 8P ・制御 VVVF制御
	b)インレット装置	・モータ 22(kw) 8P ・制御 VVVF制御
	c)加圧装置	・モータ 55(kw) 6P ・始動方式 スターデルタ式
	d)ホッパ	・メッシュ 300(mm)×400(mm) ・寸法 2500(mm)×2500(mm)
	e)解砕機	・モータ 7.5(kw) 4P
9)コンプレッサ	10(lm <sup>3</sup> /min)×8台	

表-2 三重現地プラント計測項目および計測方法一覧

計測項目	使用計測器及び計測方法
スクリー・ホッパ間管内圧力 $P_0$	圧力変換器による連続記録
0m地点管内圧力 $P_1$	圧力変換器による連続記録
300m地点管内圧力 $P_2$	圧力変換器による連続記録
600m地点管内圧力 $P_3$	圧力変換器による連続記録
900m地点管内圧力 $P_4$	圧力変換器による連続記録
1200m地点管内圧力 $P_5$	圧力変換器による連続記録
スラリー流量	電磁流量計による連続記録
インレット動力	電流計による連続記録
スクリー動力	電流計による連続記録
ポンプ電流	電流計による連続記録
インレット回転数	パルス検出器による連続記録
スクリー回転数	パルス検出器による連続記録
スラリー濃度	サンプリング後、解析

であり、50%平均粒径は0.008mmである。

## 2.2 熊本における圧送装置の概要と計測手法

熊本においては、泊地および航路の土砂を浚渫し、これを密閉式バージで海上輸送したのち、バージから空気圧送プラントによって埋立地へ排送するという施工を行っている<sup>(10)</sup>。このプラントは、三重の場合と同じく四建方式と称される空気混入高濃度軟泥のパイプライン輸送システムである。

本稿では、この現地施工において連続的に得られた種々のデータを、昨年度行った室内実験結果ならびに三重データと比較している。

図-3には、全体の配管ならびに圧力センサ設置状況が示されている。空気吹き込み部から管出口までの長さは358mであり、本管に設置された圧力センサは $P_{sp}$ 、 $P_1$ 、 $P_2$ 、 $P_3$ の四箇所である。

圧送装置への土砂の供給は、圧送装置専用台船に横付けされたバージよりバックホーを用いて行われている。三重の場合と同様に、ホッパに供給された土砂はホッパ下部のスクリーにより管路部へ押し出される。

遠心ポンプで加圧された軟泥スラリーは、 $P_1$ 点で管路へ吹き込まれた空気と合流する。図の $P_{sp}$ は、加圧ポンプ入

表-3 三重現地データ平均値 (計測作業時)

全ケース共通値	50%平均粒径	$d_{50} = 0.008 (mm)$
	スラリー粒子真比重	$\gamma_s = 2.65$
	スラリー平均密度	$\rho_m = 1440 (kg/m^3)$
	コンプレッサ1台当たり 定格流量	$10 (Nm^3/min)$
	排砂管径	$350A (= 339.8 (mm))$
排砂管長	$1300 (m)$	
排砂管内圧力測定位置	$0, 300, 600, 900, 1200 (m)$	計5点
ケース1	コンプレッサ台数	6台 (= $60 (Nm^3/min)$ )
	平均スラリー流量	$49.68 (m^3/h)$
	平均スラリー流速	$0.152 (m/s)$
ケース2	コンプレッサ台数	5台 (= $50 (Nm^3/min)$ )
	平均スラリー流量	$57.53 (m^3/h)$
	平均スラリー流速	$0.176 (m/s)$
ケース3	コンプレッサ台数	4台 (= $40 (Nm^3/min)$ )
	平均スラリー流量	$33.99 (m^3/h)$
	平均スラリー流速	$0.104 (m/s)$
ケース4	コンプレッサ台数	8台 (= $80 (Nm^3/min)$ )
	平均スラリー流量	$30.07 (m^3/h)$
	平均スラリー流速	$0.092 (m/s)$

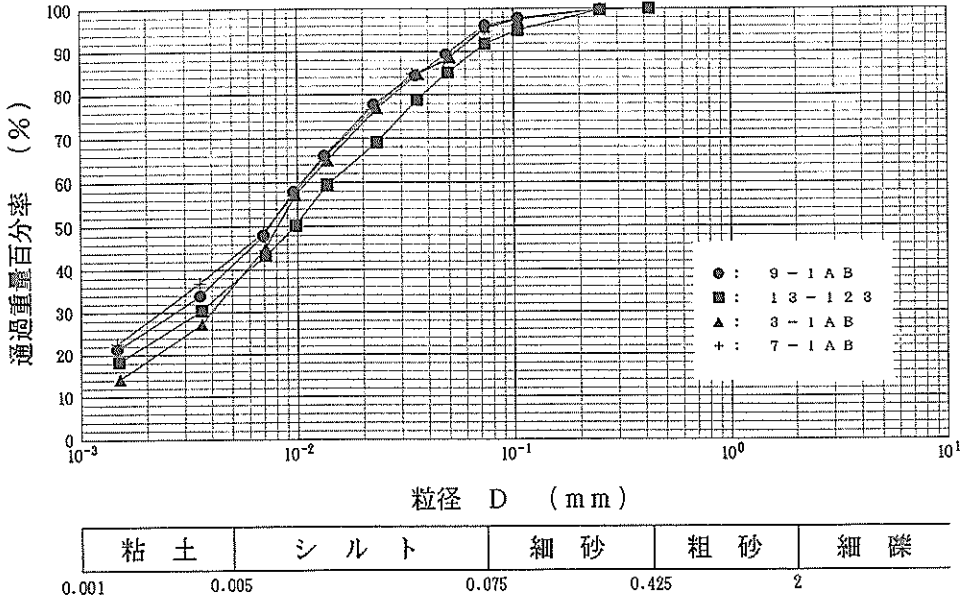


図-2 三重現地供試土砂の粒径分布

表-4 熊本現地プラント仕様

1)取 扱 物	ヘドロ 含水比80%以上	
2)圧 送 能 力	公称150(m <sup>3</sup> /h)×1000(m)×2台	
3)圧送可能最大径	120(mm)	
4)主 機 馬 力	D : 主発電機 1030(PS)×1台、900(PS)×2台 補助発電機 240(PS)×1台、16.8(PS)×1台 D E : 空気圧縮機 203(PS)×4台×2組	
5)排 送 管 径	300A	
6)バ ッ ク ホ ウ	2.0(m <sup>3</sup> )型×2台	
7)装 置 諸 元	a)揚 泥 装 置	・形式 据置型傾転式 ・スクリーン径 370(mm) ・モータ 90(kw) 8P ・制御 V V V F制御
	b)攪 拌 装 置	・形式 2輪パドル式 ・パドル径 φ700(mm) ・モータ 18.5(kw) 4P
	c)加 圧 装 置	・モータ 132(kw) 6P ・制御 V V V F制御
	d)振動スクリーン	・メッシュ 80(mm)×80(mm) ・モータ 15(kw) 4P
	e)グ リ ズ リ ー	・形式 起刷式(電動加振機付) ・メッシュ 300(mm)×400(mm)
8)コ ン プ レ ッ サ	21.2(Nm <sup>3</sup> /min)×1(kg/cm <sup>3</sup> )×4台×2組	

表-5 熊本現地プラント計測項目および計測方法一覧

測 定 項 目	使用計測器及び計測方法
スクリュー管間管内圧力P <sub>0</sub>	圧力変換器による連続記録
0 m地点管内圧力P <sub>1</sub>	圧力変換器による連続記録
150 m地点管内圧力P <sub>2</sub>	圧力変換器による連続記録
330 m地点管内圧力P <sub>3</sub>	圧力変換器による連続記録
ス ラ リ 濃 度	γ線密度計による連続記録
注 水 流 量	電磁流量計による連続記録
ス ラ リ 流 量	電磁流量計による連続記録
ス ク リ ュ ー 回 転 数	回転計による連続記録
加 圧 ポ ンプ 回 転 数	回転計による連続記録
ス ク リ ュ ー 電 流	電流計による連続記録
加 圧 ポ ンプ 電 流	電流計による連続記録
空 気 管 内 圧 力P <sub>01</sub>	圧力変換器による連続記録

表-6 熊本現地データ平均値(計測作業時)

全ケース共通値	50%平均粒径	d <sub>50</sub> = 0.035 (mm)
	スラリー粒子真比重	γ <sub>s</sub> = 2.684
	スラリー平均密度	ρ <sub>m</sub> = 1600 (kg/m <sup>3</sup> )
	コンプレッサ1台当たり定格流量	21.2 (Nm <sup>3</sup> /min)
	排砂管径	300A (= 304.7 (mm))
	排砂管長	357.8 (m)
	排砂管内圧力測定位置	0.150, 330 (m) 計3点
ケース1	コンプレッサ台数	3台 (= 63.6 (Nm <sup>3</sup> /min))
	平均スラリー流量	247.5 (m <sup>3</sup> /h)
	平均スラリー流速	0.947 (m/s)
ケース2	平均スラリー密度	1596 (kg/m <sup>3</sup> )
	コンプレッサ台数	2台 (= 42.4 (Nm <sup>3</sup> /min))
	平均スラリー流量	220.0 (m <sup>3</sup> /h)
	平均スラリー流速	0.842 (m/s)
	平均スラリー密度	1619 (kg/m <sup>3</sup> )

口におけるスラリの圧力を意味している。

このプラントの専用台船上における空気吹き込み部より下流部を詳しく示したのが図-4である。加圧用サンドポンプと空気吹き込み部の間にγ線密度計ならびに電磁流量計がセットされている。したがって、この部分で測定される値は空気を含まないスラリー単独の密度ならびに流量を表すことになる。



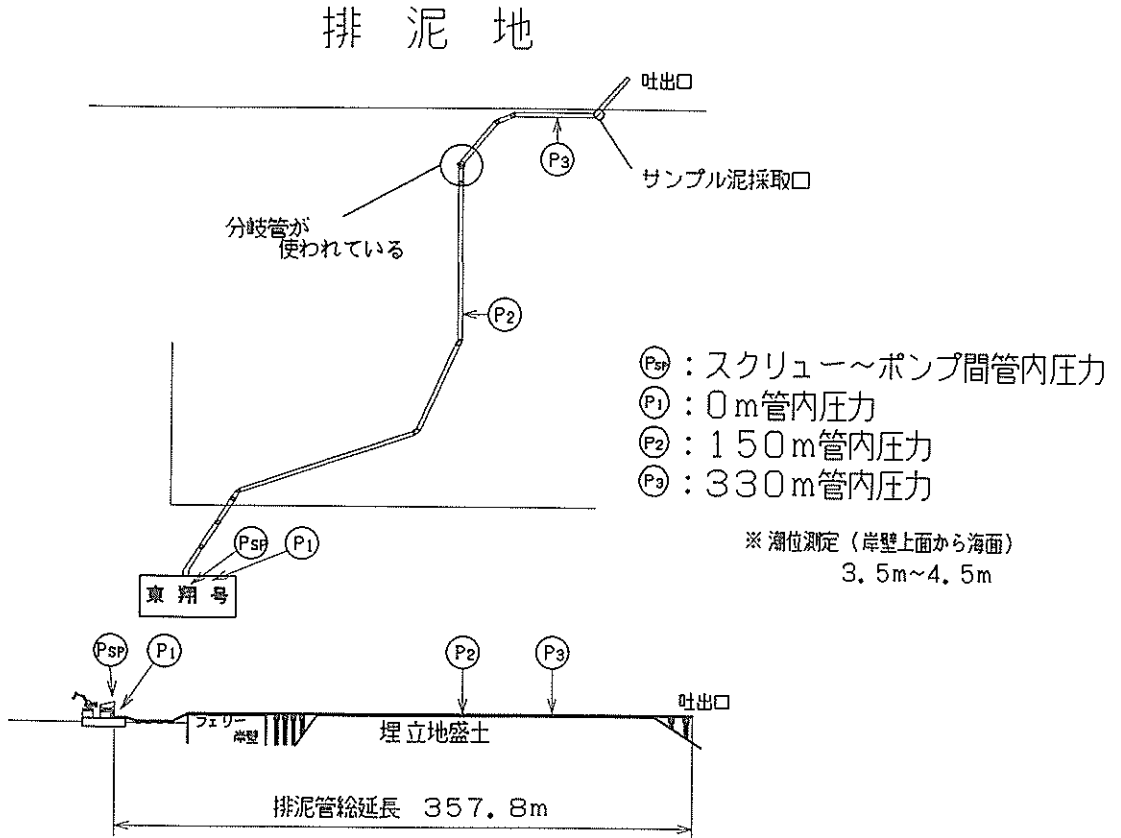


図-3 熊本現地プラント配管概略

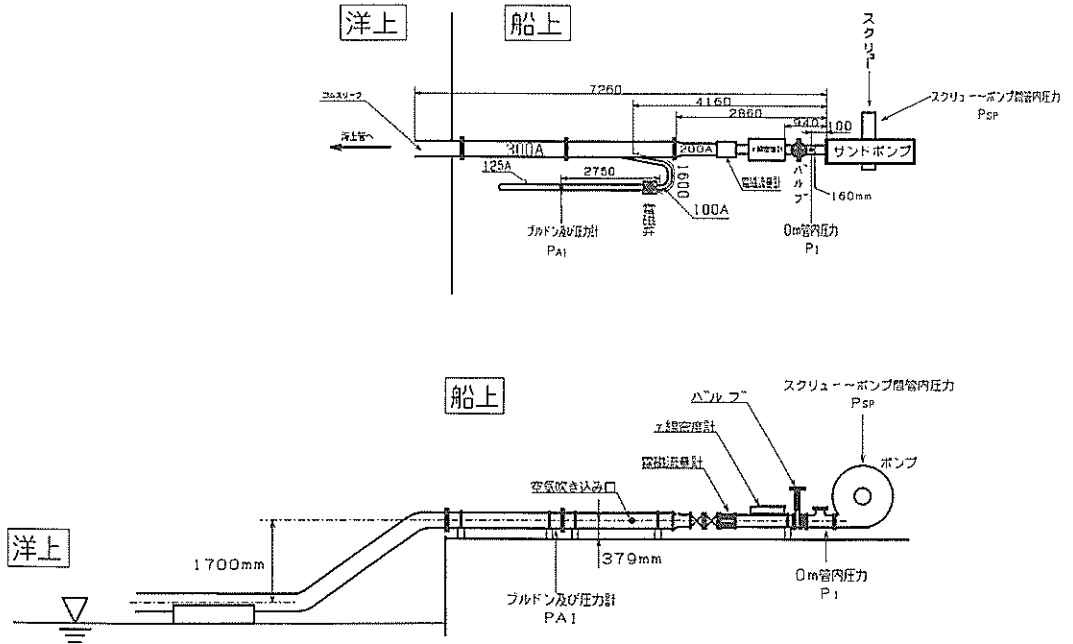


図-4 熊本現地プラント装置概略

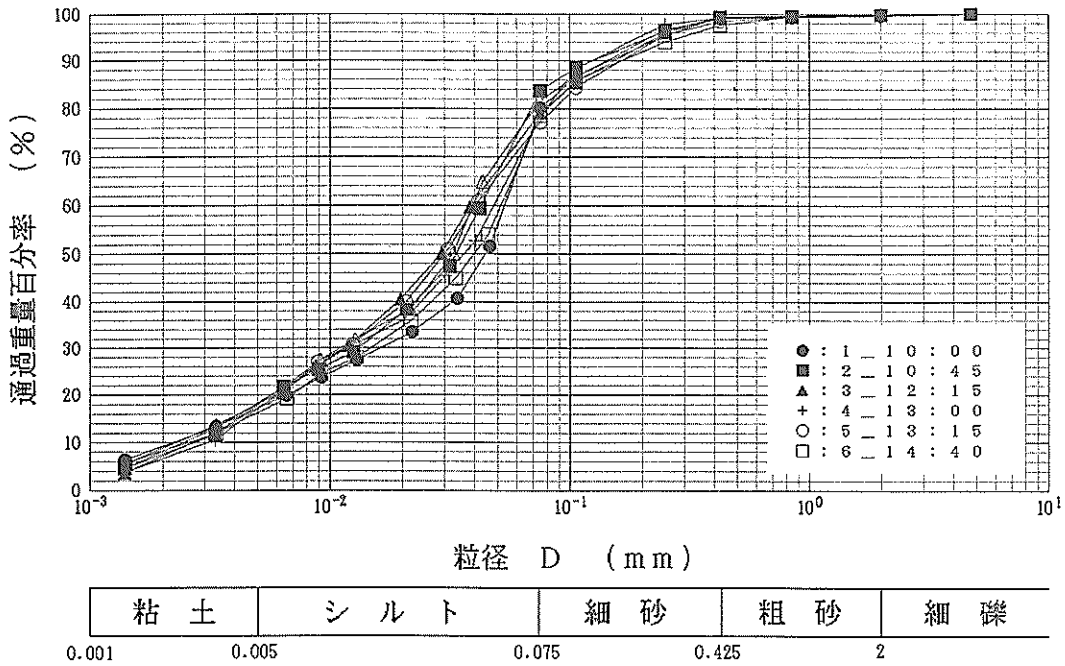


図-5 熊本現地供試土砂の粒径分布

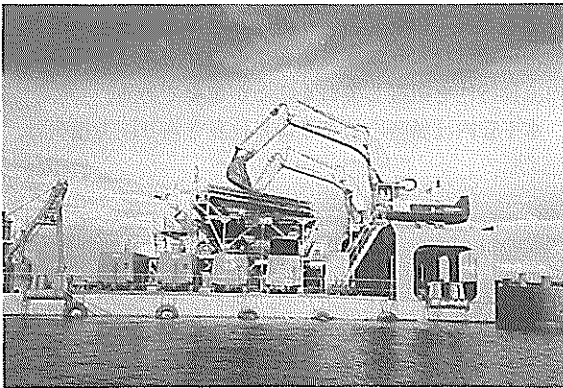


写真-1 熊本プラント(1)

空気吹き込み口より下流部の管径は304mmであり、このパイプに直径100mmの空気供給管が結合されている。図中 $P_a$ はスラリとの合流直前の吹き込み空気圧センサである。

表-4は、本プラントの主な仕様であり、表-5には、熊本の計測作業における計測項目ならびに計測方法の一覧が示されている。計測作業は、平成3年9月4日に表-6に示すような施工条件下で行っている。

なお、図-5の粒度分布から分かるように、熊本の場合、50%平均粒径は三重の場合より大きく、0.035mmで



写真-2 熊本プラント(2)

あった。また、写真-1、写真-2は、現地空気圧送装置による作業状況を示すものである。

### 2.3 室内流動実験装置

前報で示したように、空気を混入しない場合のスラリの流動特性を事前に把握しておくことが空気混入スラリの流動を明らかにする場合重要である。

三重データについては前報の室内実験データから推定した。熊本については現地泥を港湾技術研究所に輸送し、室内流動実験装置による流動テスト結果から判断した。

この流動実験装置は図-6に示すようにループになっている。スラリタンクで一定濃度に調整された固液スラリは、スラリポンプを経て固液スラリ計測部へ送られたのち再びタンク内に回収される。

本実験装置の主体であるスラリ流送配管は全長が約10mであり、計測部以外のパイプは鋼管 (SGP40A) を使用

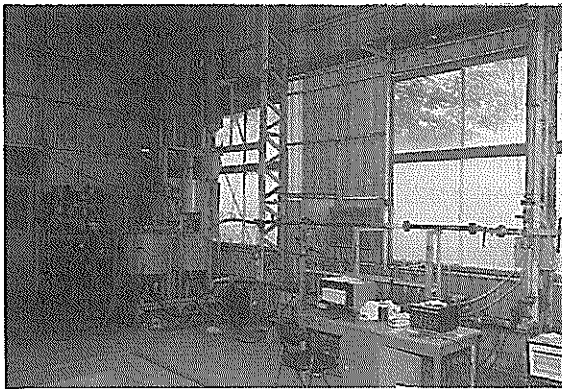


写真-3 室内流動装置

している。圧力損失計測部分は内径38mm、長さ2.5mの亚克力管である。

スラリタンク内にはスラリ攪拌用ミキサがあり、実験中均一なスラリ混合状態を保てるように、常に低速で回転させられている。スラリポンプはスラリタンク出口直後に設けられている。スラリの管内流速は、管路中に設けられたバルブにより変更することができ、差圧計測部の後方に取り付けられた電磁流量計によって管内流速が計測される。

スラリ流送実験を行う場合には、目標スラリ濃度に見合った清水を循環させ、この状態でスラリタンクに軟泥を目標濃度まで投入していった。目標濃度は一定容量の容器に泥水をサンプリングし、この重量を計算重量に近づけるといふ簡便な方法で行い、スラリの混合状態が安定したことを確認してから実験を開始している。最終的なスラリ濃度は、実験中適宜採取したサンプリング泥水に対する分析結果である。

写真-3に流動実験装置を示す。

### 3. 三重ならびに熊本における軟泥スラリの流動特性

#### 3.1 三重泥に対する流動パラメータ $n, K$

空気を含んだ軟泥スラリの流動特性を推定する場合、前報に示したように空気を含まない固液スラリ単独の管内流動特性を把握しておくことが重要である。

水平管内流動時のスラリの単位長さ当り圧力損失は、

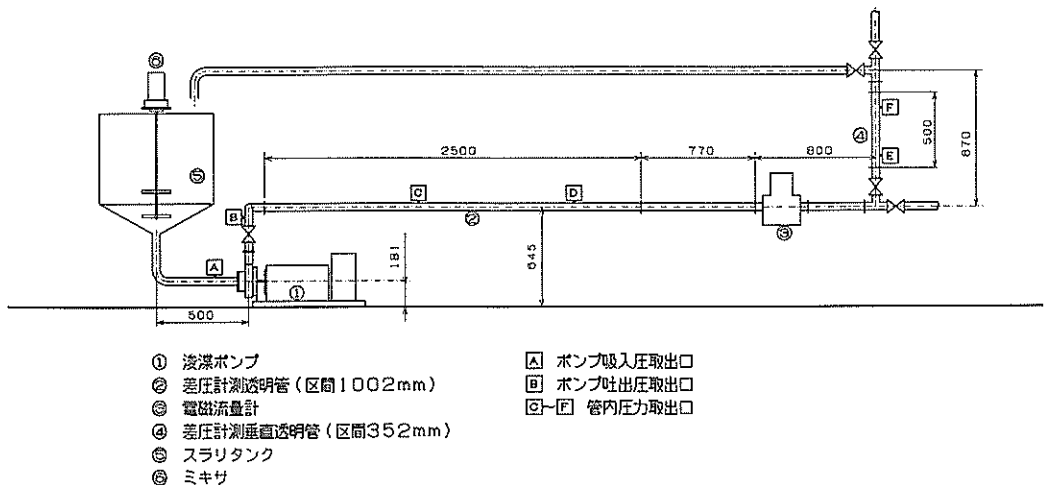


図-6 室内実験装置概略 (D=0.038m)

$$D_p/L = \frac{4 \cdot f \cdot \rho_f \cdot u_s^2}{2 \cdot D} \quad (1)$$

で求められる。ここで、 $f$ はFanningの摩擦損失係数、 $\rho_f$ はスラリー密度、 $u_s$ はスラリー流速である。

三重において用いた土砂は、前報の室内実験で用いた土砂と同じものであり、流動パターンからするとべき法則に基づく擬塑性流体に分類されるものであった(図-7参照)。このときの摩擦損失係数 $f$ の求め方を簡単に示すと、以下の通りである(詳しくは前報参照)。

この場合、Metzner-Reedのレイノルズ数<sup>(11)</sup>を

$$R_{eMR} = \frac{\rho_f \cdot D^n \cdot u_s^{(2-n)}}{K} \cdot 8 \cdot \left( \frac{n}{6n+2} \right)^n \quad (2)$$

としたとき層流部分に対して

$$f = \frac{16}{R_{eMR}} \quad (3)$$

で摩擦損失係数が得られる。

レイノルズ数が、益山らの示した<sup>(12)</sup>臨界レイノルズ数、すなわち、

$$R_{eMRC} = \frac{2240 \cdot (2n+1) \cdot (3n+2)}{(3n+1)^2} \quad (4)$$

を越えると乱流ゾーンに入るが、この場合の管摩擦損失係数 $f$ の求め方は以下の通りである。

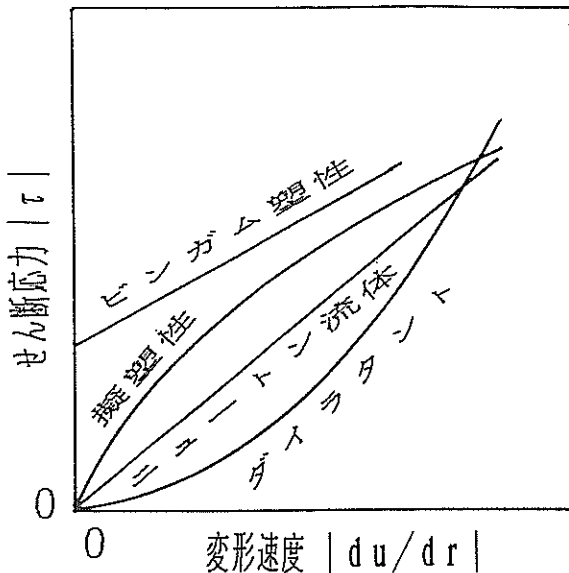


図-7 流体の流動特性の分類

清水流送時の管摩擦損失係数は、実験式としてKnudsen and Katz<sup>(13)</sup>の式にきわめて近い式(5)が得られている。

$$f_w = 0.048 \cdot Re_t^{-0.2} \quad (5)$$

ここで、 $\mu_w$ を清水の粘性係数とすれば

$$Re_t = \frac{\rho_w \cdot D \cdot u_s}{\mu_w} \quad (6)$$

である。

この送水時の摩擦損失係数に対するべき数を考慮し、乱流部分における摩擦損失係数は臨界レイノルズ数において $f_c$ 値をとり、それ以後は送水時の摩擦損失係数と同じべき数で変化していくと考えることによって

$$f = f_c \cdot \left( \frac{R_{eMR}}{R_{eMRC}} \right)^{-0.2} \quad (7)$$

で乱流ゾーンにおける管摩擦損失係数が計算出来る。ここで、 $f_c$ は式(4)から求めた臨界レイノルズ数における式(3)の値である。

前報の室内流送実験データから得られたレオロジーパラメータ $n, K$ を用いた上述計算式と実験データとの対比を図-8に示す。図中、 $\tau$ は壁面せん断応力、 $S_v$ はずり速度(=  $8u_s/D$ )である。

また、図-9、図-10は、 $n$ ならびに $K$ の値をスラリー密度に対してプロットしたものである。

本稿で取り扱う三重の現地スラリーの計測作業時の密度は平均して $1440 \text{ kg/m}^3$ であった。図-9、図-10には密度に対応して変化する $n, K$ の値から今回の三重現地スラリーに対する値を推定するやりかたが示されている。また、表-7には、室内流動試験によって得られたパラメータ値

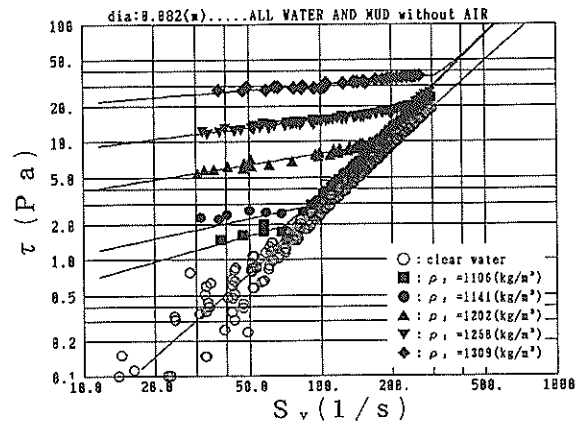


図-8 せん断速度 $S_v$ とせん断応力 $\tau$ の関係(三重泥)

ならびに推定結果をとりまとめている。  
すなわち、

$$n=0.072$$

$$K=218.0 \text{ (Pa} \cdot \text{s}^n\text{)}$$

が今回の三重現地スラリーに対して推定された値である。

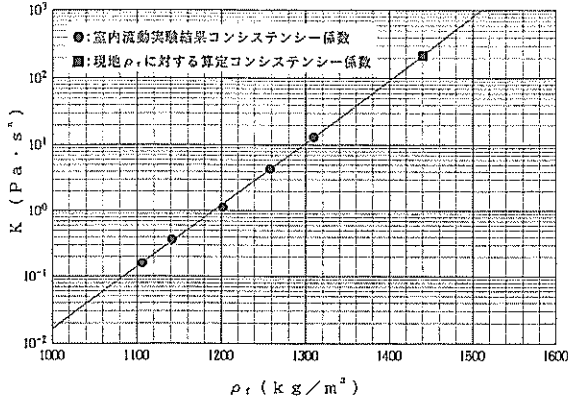


図-9 スラリー密度 $\rho_r$ とレオロジー指数 $n$ の関係

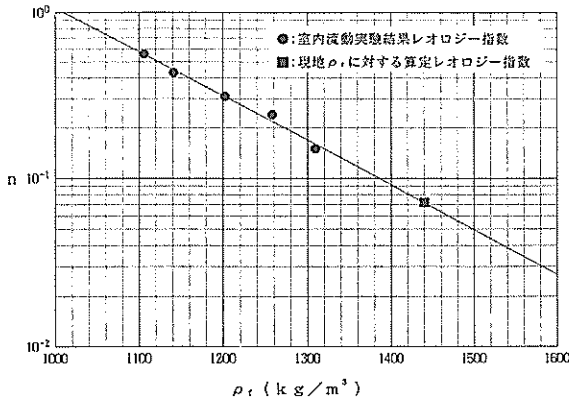


図-10 スラリー密度 $\rho_r$ とコンシステンシー係数 $K$ の関係

### 3.2 熊本泥に対する流動パラメータ $\mu_B$ , $\tau_y$

図-11は、熊本において輸送した現地泥を室内流動試験装置を用いて試験を行った結果を示したものである。種々の試行錯誤の結果、層流部分の変化の仕方、乱流への遷移の状況から考えると、三重泥の場合と異なり、流動モデルをべき法則モデルで考えるよりもビンガム流体モデルとして取り扱った方がよいということが明らかとなった。

表-7 三重軟泥スラリーの物性一覧

	$\rho_r$ ( $\text{kg}/\text{m}^3$ )	$n$	$K$ ( $\text{Pa} \cdot \text{s}^n$ )
室内流動 試験結果	1106	0.56	0.1646
	1141	0.43	0.3753
	1202	0.31	1.660
	1258	0.24	4.485
現地物性	1440	0.072	218.0

この場合の流動パラメータの決定は以下のように行われる。ビンガム流体モデルにおいては、管中心から $r$ の点のせん断応力を $\tau$ 、降伏応力を $\tau_y$ とすると

$$\tau - \tau_y = \mu_B \left( -\frac{du}{dr} \right) \quad \tau \geq \tau_y \quad (8)$$

$$\frac{du}{dr} = 0 \quad \tau < \tau_y \quad (9)$$

という形で速度勾配に対するせん断応力が表される。式(8), (9)からわかるように $\tau < \tau_y$ である管中心付近では、ずれ応力がないために流速が一定となり、流速分布は管中心に栓部を持った形となる。

いま、栓部に対する管中心からの半径を $r_y$ とし、管の半径を $r_0$ とすると

$$a = \frac{r_y}{r_0} = \frac{\tau_y}{\tau_0} \quad (10)$$

となり、この $a$ を比栓半径と称している。この、比栓半径

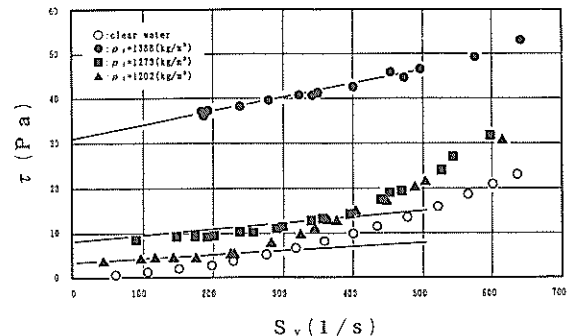


図-11 せん断速度 $\rho_r$ とせん断応力 $\tau$ の関係 (熊本泥)

$a$ ならびに式(8), (9), (10)を用いて管内の任意の点の流速  $u$  を表すと

$$u = \frac{\tau_0 \cdot r_0}{2 \cdot \mu_B} \cdot \left\{ 1 - 2a + 2a \cdot \left( \frac{r}{r_0} \right) - \left( \frac{r}{r_0} \right)^2 \right\} \quad (11)$$

が得られる。

いま、管内平均流速を  $u_s$  とすると、ずり速度  $S_v$  と管壁におけるせん断応力  $\tau_0$  の間に

$$\begin{aligned} S_v &= \frac{8 \cdot u_s}{D} \\ &= \frac{\tau_0}{\mu_B} \cdot \left( 1 - \frac{4}{3}a + \frac{a^4}{3} \right) \end{aligned} \quad (12)$$

の関係が得られる。 $S_v$  の大きい領域では  $a^4 \approx 0$  とみなせるから

$$\tau_0 \approx \mu_B \cdot S_v + \frac{4}{3} \tau_y \quad (13)$$

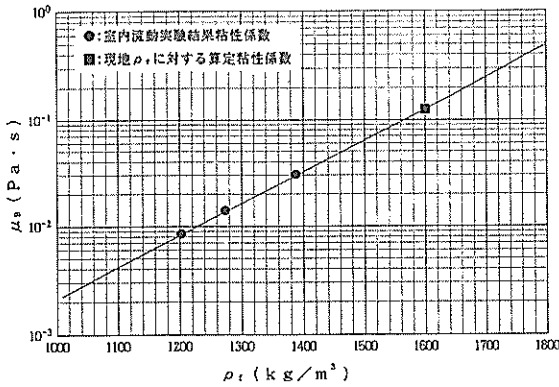


図-12 スラリ密度  $\rho_t$  と粘性係数  $\mu_B$  の関係

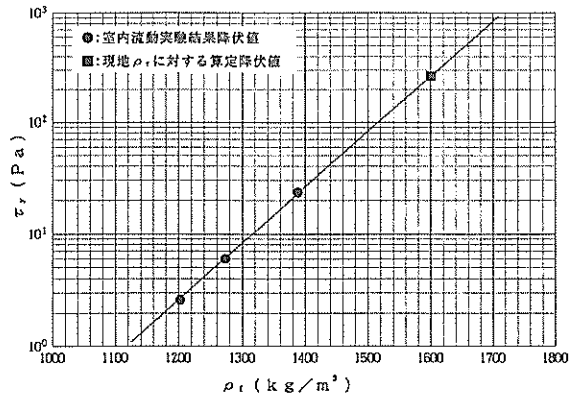


図-13 スラリ密度  $\rho_t$  と降伏値  $\tau_y$  の関係

という関係が得られる。

すなわち、実験データから得られた壁面せん断応力  $\tau_0$  をずり速度  $S_v$  に対してプロットし、これが式(13)に近い関係になれば、対象としている軟泥スラリはビンガム流体モデルとして取り扱えるということになる。前述の流体モデルの選択は、このような点を考慮して決定したものである。

これらのデータの層流部分に式(13)を適用することにより、降伏応力  $\tau_y$ 、ならびにビンガム粘性係数  $\mu_B$  が求められる。熊本泥に対する室内流動試験は、2.3で説明した流動実験装置で行われており、このときの軟泥スラリ密度は4種類である。各々の密度に対して図-12、図-13に示すように  $\tau_y$ 、 $\mu_B$  が変化しており、これらの傾向から熊本現地泥の密度  $1600 \text{ kg/m}^3$  に対する値として

$$\tau_y = 260.0 \text{ (Pa)}$$

$$\mu_B = 0.125 \text{ (Pa}\cdot\text{s)}$$

が得られている。表-8は、室内流動試験における密度と  $\tau_y$ 、 $\mu_B$  の関係、さらに現地泥に対して推定した  $\tau_y$  ならびに  $\mu_B$  の値をとりまとめたものである。

ビンガム流体モデルに対するレイノルズ数の表示には、いろいろの式があるが、ここでは比較的よく利用されている富田の手法を用いることとした。

いま、

$$R_{eb} = \frac{\rho_t \cdot u_s \cdot D}{\mu_B} \quad (14)$$

$$\phi = 1 - \frac{4}{3}a + \frac{a^4}{3} \quad (15)$$

とおいたとき

$$R_{ebt} = R_{eb} \cdot \phi \cdot (1 - a) \quad (16)$$

表-8 熊本軟泥スラリの物性一覧

	$\rho_t$ ( $\text{kg/m}^3$ )	$\mu_B$ ( $\text{Pa}\cdot\text{s}$ )	$\tau_y$ (Pa)
室内流動 試験結果	1202	0.00853	2.612
	1273	0.014	6.00
	1388	0.03054	23.38
現地物性	1600	0.125	260.0

で富田のレイノルズ数が表される。このレイノルズ数を用いると、層流部分に対して

$$f_{bt} = \frac{16}{Re_{bt}} \quad (17)$$

$$f = f_{bt} \cdot (1 - a) \quad (18)$$

で管摩擦損失係数  $f$  が求められる。

乱流ゾーンについては、Karman-prandtlの式を利用して

$$\frac{1}{\sqrt{f_{bt}}} = 4 \cdot \log \{ Re_{bt} \cdot \sqrt{f_{bt}} \} - 0.4 \quad (19)$$

で  $f_{bt}$  が得られる。最終的管摩擦損失  $f$  への変換は式(18)で行う。

また、本稿では、ビンガム流体に対する層流から乱流への遷移については特に議論せず、上記二つの摩擦損失係数のうち大きい方の値を用いて摩擦損失を計算している。

結果的には、このようなやりかたのほうが今回得られたデータの遷移状況に対してはよく合致しているようである。

図-14は、このようにして得られた管摩擦損失係数を用いて、式(1)から計算された単位長さ当たりの圧力損失を室内流送データと比較したものである。層流部分、乱流部分とも非常に良く一致していることがわかる。このことから、熊本泥に対してビンガム流体モデルで取り扱うことの妥当性を理解することができる。なお、一般的にも、熊本港における底泥はビンガムモデルで取り扱か

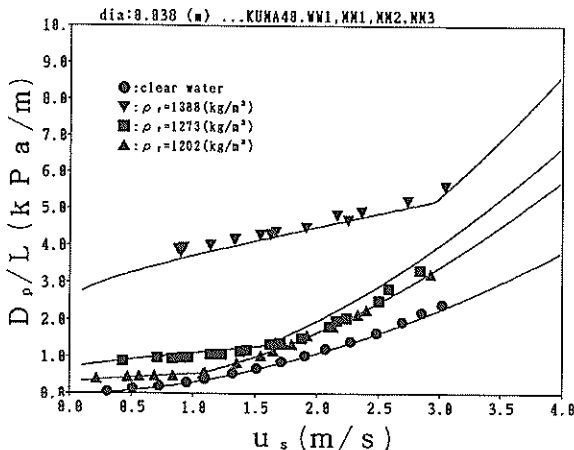


図-14 単位長さ当たりの圧力損失  $D_p/L$  と流速の関係 (熊本泥)

う場合が多いようである<sup>(14)</sup>。

### 3.3 空気混入泥に対する流動抵抗の推定手法

図-15に示すような状態で管内を流動している空気を含んだ流れにおいては、各相が同一速度で流れているとは限らない。すなわち、速度差(スリップ)が存在する。したがって、水平管のある部分における気相の占める割合、すなわちボイド率  $\alpha$  は、スラリならびに空気全体に対する空気流量の比  $X_v$  とは異なった値を示す。

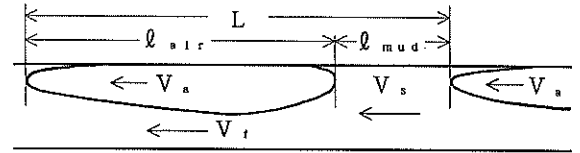


図-15 水平管における空気混入スラリの流動模式図

しかしながら、空気混合比が高く、固液相と気体相が水平方向に分離するようになってくるとボイド率  $\alpha$  を  $X_v$  に等しいと考えたほうが現実的となってくる。

ここで、 $X_v$  は

$$X_v = \frac{Q_a}{Q_a + Q_s} \quad (20)$$

で定義される。 $Q_a$  は空気量であり、これを管断面積  $A$  で除した値をみかけ空気流速といい、

$$u_a = \frac{Q_a}{A} \quad (21)$$

で示される。同様に、 $Q_s$  は液あるいは固液スラリの流量であり、このみかけ流速は

$$u_s = \frac{Q_s}{A} \quad (22)$$

で表される。したがって、 $X_v$  をそれぞれのみかけ流速で表すと

$$X_v = \frac{u_a}{u_a + u_s} \quad (23)$$

となる。

固液スラリの絶対流速  $V_s$  は、前報で示したようにボイド率に無関係に

$$V_s = u_s + u_a \quad (24)$$

となる。

いま、空気混入軟泥全体の圧力損失は固液相、気体相それぞれが流速  $V_s$  で流動していると考えたときの単独の損失を、考えている部分のボイド率  $\alpha$  で按分したものと考えて計算される。これを式で表すと

$$D_{p2}/L = d_{p,s} \cdot (1-\alpha) + d_{p,a} \cdot \alpha \quad (25)$$

となる。ここで、 $d_{p,s}$  は固液相が単独で、かつ  $V_s$  という速度で流動しているときの単位長さ当たり圧力損失であり、3.1項ないしは3.2項においてスラリー流速  $u_s$  の代わりに  $V_s$  を用いて計算する。

また、 $d_{p,a}$  は空気相が速度  $V_s$  で単独に流動しているときの単位長さ当たり圧力損失である。摩擦損失係数としては式(5)の清水流送時の管摩擦損失係数から計算する。

ボイド率は、前報では空気流量比  $X_v$  と実測ボイド率との相関から井上らの式<sup>(15)</sup>の係数を若干変更して用いたけれども、後述のように現地空気圧送プラントにおいては空気流量比がかなり高く、殆どの部分で  $\alpha \approx X_v$  と考えられる状況であった。

#### 4. 現地プラントにおける水平流動データの解析

##### 4.1 空気混入軟泥流動時の圧力変化

図-16～図-19は、三重における実操業時のスラリー流量ならびに管内各点圧力の連続記録(三重 ケース1～4)である。管内圧力は、図-1に示す  $P_1 \sim P_5$  の5点で同時に得られたものであり、圧力の最も高いデータが  $P_1$ 、最も低いデータが  $P_5$  に対応している。

全般的傾向として、下流側へ進むにつれて管内圧のうねり状の変動が顕著になってきており、固液スラリー部分と空気相が徐々に管路(の流れ)方向に分離した、いわゆるスラグ流が形成されていく様子が理解される。

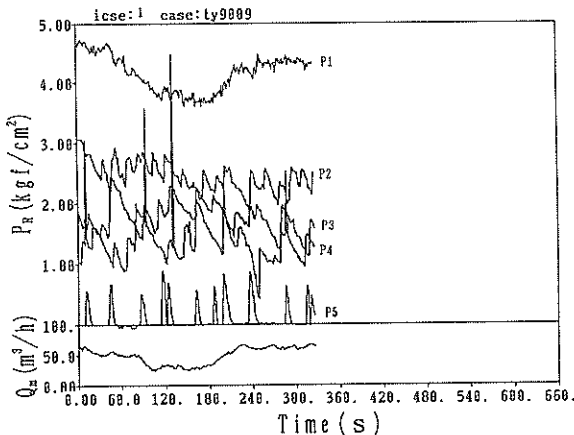


図-16 三重現地連続データ (ケース1)

特に、 $P_5$ において大気圧にまで下がっている時間が長いことは、この間、圧力センサ  $P_5$  以降管出口までの間には管全面を占めるスラリー相は存在しないことを物語っている。

図-20～図-22に示す熊本データ(熊本 ケース1, 2の一部分)についても、圧力測定点は少ないが、現象としては同様の変化を示している。

このような圧力の変化ならびに変化幅を分かりやすく示したのが、図-23～図-28のヒストグラムである。三重データについてみると、各圧力は  $\pm 0.5 \text{ kgf/cm}^2$  程度の幅で変動している。また、 $P_1 \sim P_5$  はそれぞれ300m毎に設置されたセンサであるから、隣どうしの圧力差をみれば各点の単位長さ当たり圧力損失を比較していることになる。これからすると、 $P_2$ 以下の圧力降下に比べ、 $P_1 \sim P_2$ 部分での圧力降下が激しいことがわかる。

熊本データについても同様な傾向が見られる。この場合、圧力センサ  $P_1, P_2, P_3$ 間の距離がそれぞれ異なるため、単位長さ当たりの圧力損失についてもヒストグラムを作成している。 $P_1 \sim P_2$ 間の単位長さ当たり圧力損失と  $P_2 \sim P_3$ 間のそれとではかなり異なっていることが明瞭にわかる。なお、 $P_2 \sim P_3$ 間の差圧にピークが二個あるのは、圧力センサ  $P_3$ と管出口の間に軟泥スラリーが存在するかしないかという二つの状態がかなり明瞭に繰り返されているためと考えられる。

##### 4.2 スラリー相ならびに空気相の分離の状況

管吐出口に近い、ある点における空気混入スラリーの流動状況は、図-15と異なり、管路(の流れ)方向に空気相とスラリー相がかなり明確に分離した流れとなる。各々の単一の相はそれぞれ空気スラグ、固液スラグと称されることが多い。

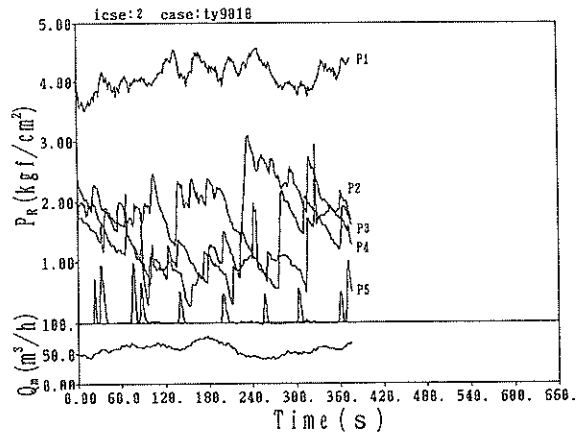


図-17 三重現地連続データ (ケース2)



水平管における空気混入軟泥の流動特性 (第二報)

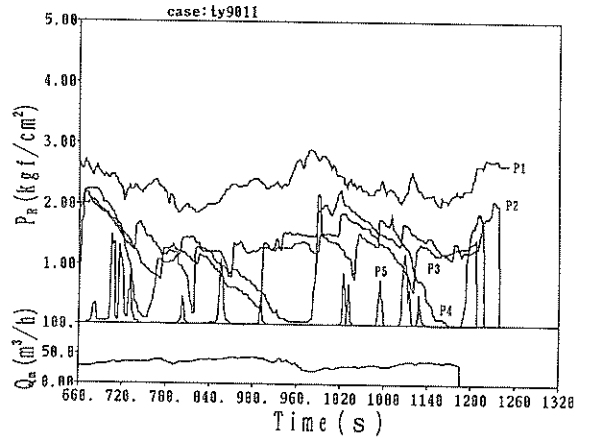
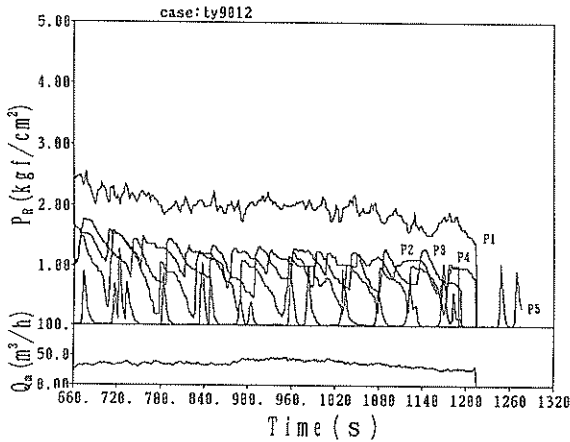
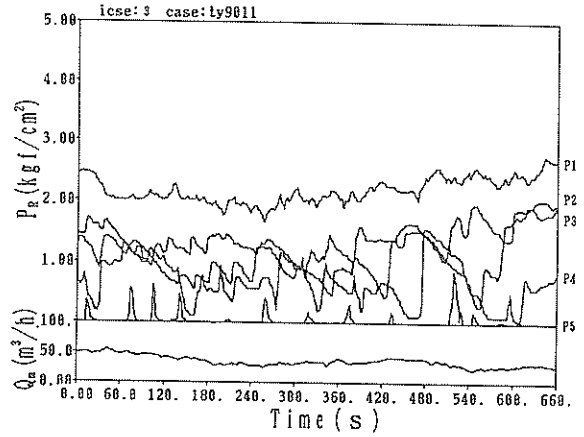
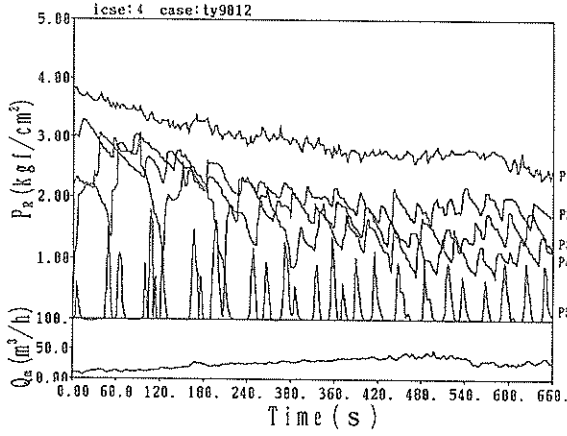


図-18 三重現地連続データ (ケース 3)

図-19 三重現地連続データ (ケース 4)

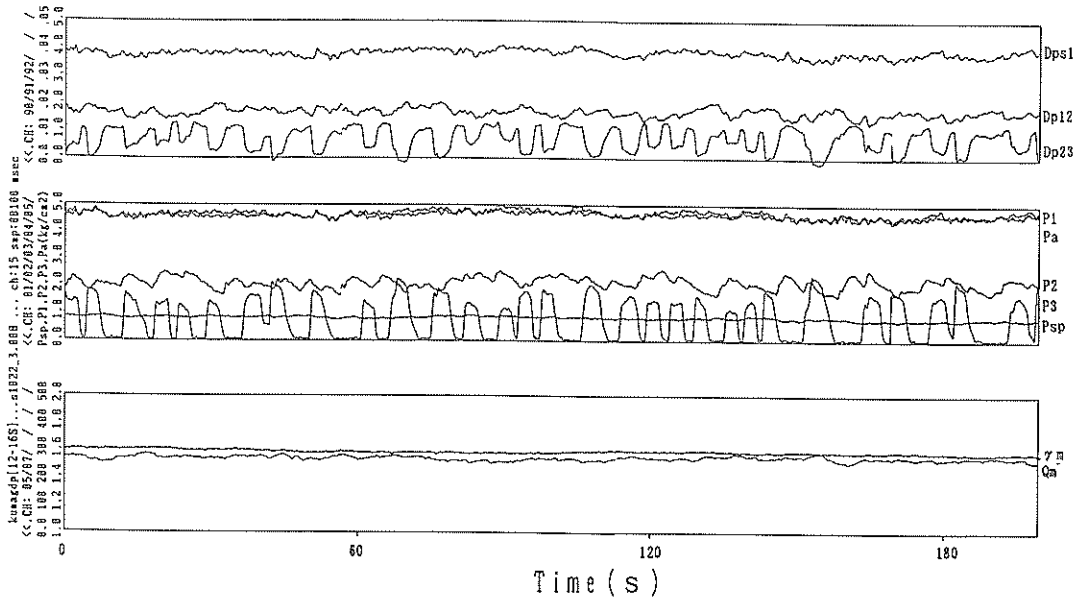


図-20 熊本現地連続データ (ケース 1-1)



水平管における空気混入軟泥の流動特性 (第二報)

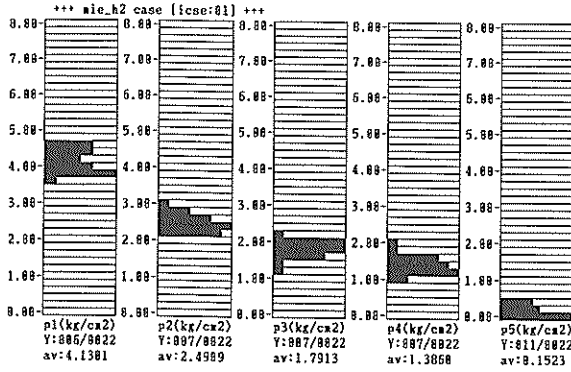


図-23 三重現地圧力ヒストグラム (ケース1)

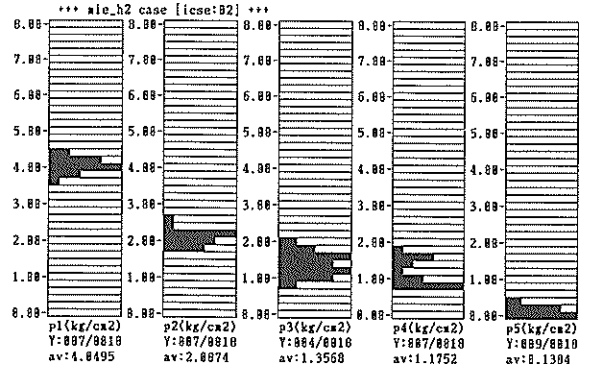


図-24 三重現地圧力ヒストグラム (ケース2)

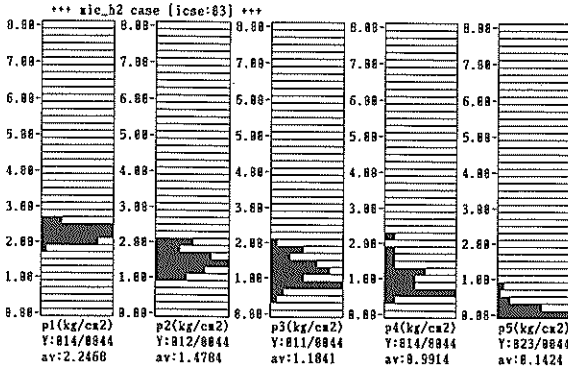


図-25 三重現地圧力ヒストグラム (ケース3)

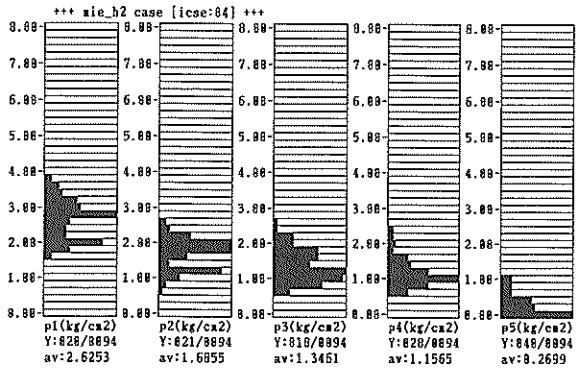


図-26 三重現地圧力ヒストグラム (ケース4)

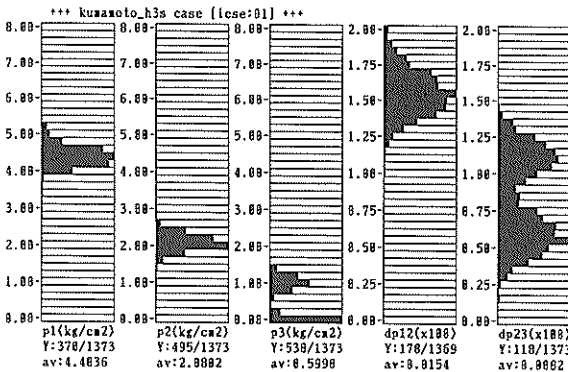


図-27 熊本現地圧力ヒストグラム (ケース1)

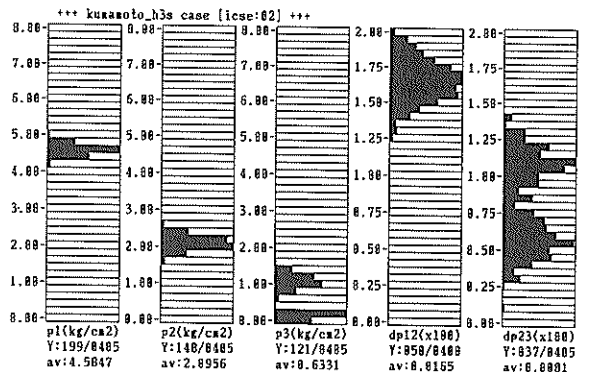


図-28 熊本現地圧力ヒストグラム (ケース2)

この点に圧力センサを設けた場合、そのセンサで得られる空気混入軟泥の流動時圧力変化は、図-29 (上) のようにモデル化される。ここに示された圧力変化点の番号は、具体的な管内の流れ(図-29下)に示された番号と対応している。

図-29 (下) の②ならびに⑦において、仮にセンサと管出口間に軟泥スラリ(固液スラグ)が常に存在するならば、理論的に圧力センサの値は大気圧まで下がらないことになる。すなわち、三重における $P_3$ 点、熊本における $P_3$ 点と管出口までの距離は今回の場合、いずれも一個の空気スラグの長さより短いことを示している。

以上のことを考慮すれば、4.1に示した連続記録において、最も管出口に近いセンサの記録(三重の $P_3$ 、熊本の $P_3$ )を解析することにより、固液スラグ、空気スラグの一個一個の長さ、速度等が計算されることになる。

いま、スラリ相と空気相が完全に分離しているとし、一個の固液スラグの長さを $l_{mud}$ とする。時間 $t_f$ を一個の固液スラグ部分がセンサに到達した時間から次の到達時間、すなわち一サイクル時間とすれば、 $t_f$ 間に供給されたスラリ量 $Q_U$ は

$$Q_U = t_f \cdot Q_s \tag{26}$$

であり、これは

$$Q_U = A \cdot l_{mud} \tag{27}$$

とも表せる。したがって

$$l_{mud} = u_s \cdot t_f \tag{28}$$

が得られる。ここで、 $u_s$ はスラリのみかけ流速であり、式(28)で定義される。

一方、センサから管出口までの距離を $l_{sd}$ とすると、このスラリは時間 $t_{sd}$ 間に $l_{sd} + l_{mud}$ の距離を進むことになるから、固液スラグ速度 $v_{mud}$ は

$$v_{mud} = \frac{l_{mud} + l_{sd}}{t_{sd}} \tag{29}$$

で計算される。

実際上得られる波形においては、必ずしも図-29に示すような均一なパターンが得られる訳ではない。図-30～図-35は、平均的な値がどの辺にあるかを示すために、ヒストグラムの形で式(28)、(29)に関わる測定値ならびに計算値のバラツキの度合いを示したものである。また、表-9は、固液スラグ長、スラグ速度の平均値を取りまとめたものである。

三重についてみると、固液スラグ一個の長さは、4ケースについて3～7m付近が平均値となっており、速度は8～13m/sであることがわかる。前報でも示したようにスラリ相の速度は式(24)で計算されるが、これを施工条件に対して計算した値も表-9に掲載されている。三重の4ケースについて7.5～11.5m/sとなっており、個々のケースで見ると不一致の幅も大きい。これは、図-16等のアナログ記録に見られるように、 $t_f$ に比べ $t_{sd}$ の計測が三重の場合非常に難しい面があったためでもある。

一方、熊本については、空気流量の異なる2ケースに

表-9 スラグ長等の平均値

	三 重			熊 本					
	ヒストグラム $l_{mud}$ (m)	$v_{mud}$ (m/s)	$v_s$ (n/s) (式)	ヒストグラム $l_{mud}$ (m)	$v_{mud}$ (m/s)	$v_s$ (n/s) (式)	$l_{mud}$ (m)	$v_{mud}$ (n/s)	
ケース 1	4.3	12.1	8.7	ケース 1	6.3	7.4	8.6	5.6	11.4
ケース 2	7.0	13.0	7.4						
ケース 3	5.5	9.5	5.9	ケース 2	7.0	6.5	7.8	—	—
ケース 4	2.8	7.5	11.3						

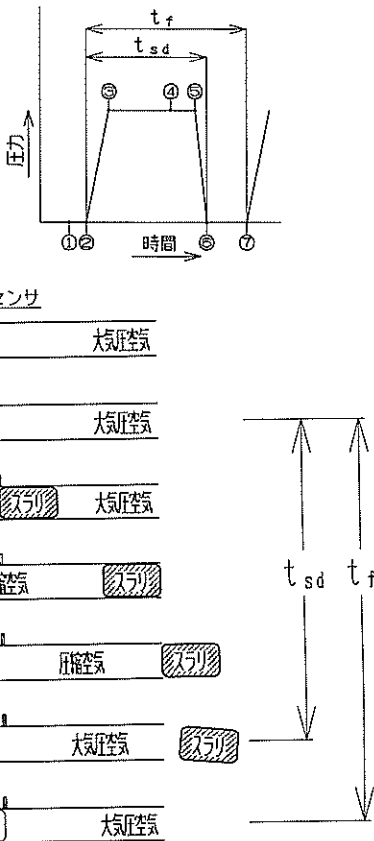


図-29 管端部におけるスラリ流動モデル

水平管における空気混入軟泥の流動特性 (第二報)

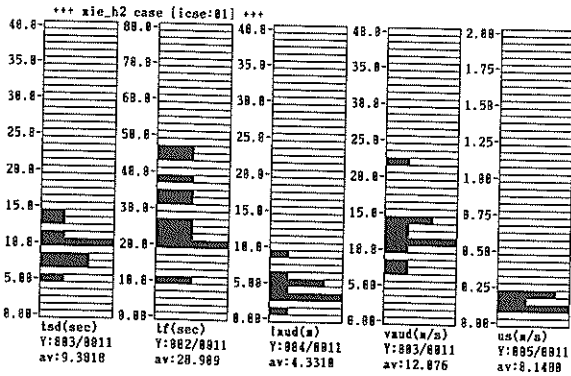


図-30 単一スラグに関するヒストグラム (三重 ケース 1)

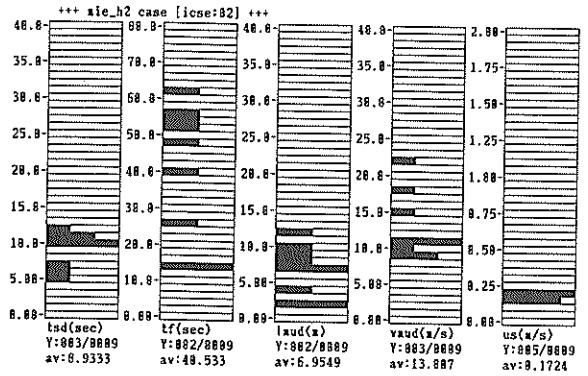


図-31 単一スラグに関するヒストグラム (三重 ケース 2)

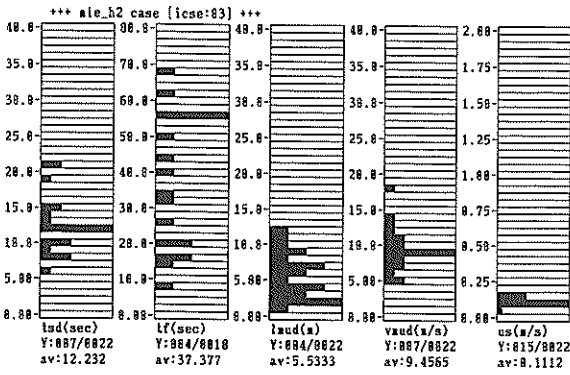


図-32 単一スラグに関するヒストグラム (三重 ケース 3)

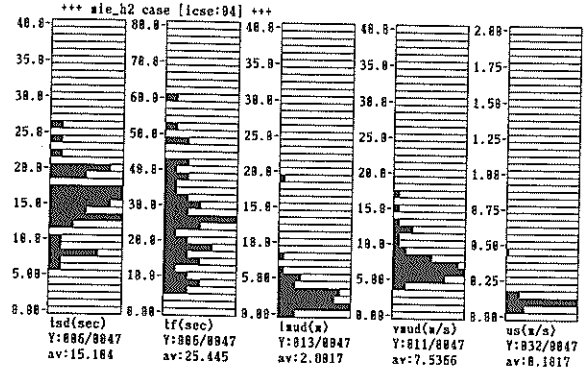


図-33 単一スラグに関するヒストグラム (三重 ケース 4)

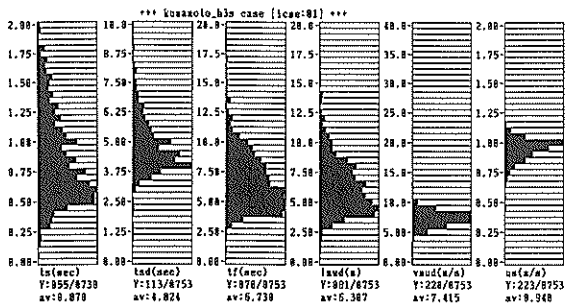


図-34 単一スラグに関するヒストグラム (熊本 ケース 1)

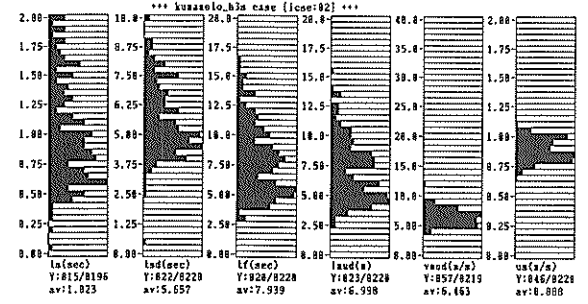


図-35 単一スラグに関するヒストグラム (熊本 ケース 2)

対して固液スラグ長6~7m, 速度7.4~6.5m/sである。これは、表-9からも明らかのように式(24)との一致性も比較的よい。

このような熊本における結果を確認するために、ビデオで撮影された吐出状況を解析し両方の結果を比較してみた。このときの施工条件はケース1に相当するもので

あり、ビデオ解析結果(図-36)によると固液スラグ平均長5.6m、速度は11.4m/sであった。ビデオ解析による速度が表-9に見られるように、かなり高くなっているのは、ビデオデータは大気圧解放状態に対応するものであり、センサ設置場所よりも管内圧力が低い、すなわちみかけ空気流速が高いことに起因していると考えられる。

固液スラグ長と同様に、空気スラグの吐出口における長さを $l_{air}$ とすると

$$l_{air} = u_{ad} \cdot t_f \quad (30)$$

で空気スラグ長が計算される。ここで、 $u_{ad}$ は吐出口におけるみかけ空気流速である。

以上の方法で管出口における固液スラグ長と空気スラグ長の和、 $L$ が求められるが、この $L$ ならびに管直径を用いた無次元量 $L/D$ について、 $u_a/u_s$ でとりまとめた実験例がある。なお、この $u_a$ は、式(30)における $u_{ad}$ と同じと考えてよい。

図-37には、前報の室内実験データ、今回の三重データならびに熊本データから計算した $L/D$ を同時に示しており、ほぼ一本のラインに取りまとめることができるということがわかる。すなわち、スラリー流量、空気流量が与えられるならば、吐出口における固液スラグ、空気スラグの長さかどの程度かをかなり明確に推定できることになる。

図-37には、参考文献(10)で行われている室内実験データの平均線(点線)も示されているが、著者らのデータと非常によく一致した傾向を示していることがわかる。

### 4.3 成長した空気混入流れにおけるボイド率

図-16～図-22の連続記録に見られるように、実際の管出口付近では殆ど固液スラリー相と空気相は、水平方向完全分離に近い状態で流れているととることができる。こ

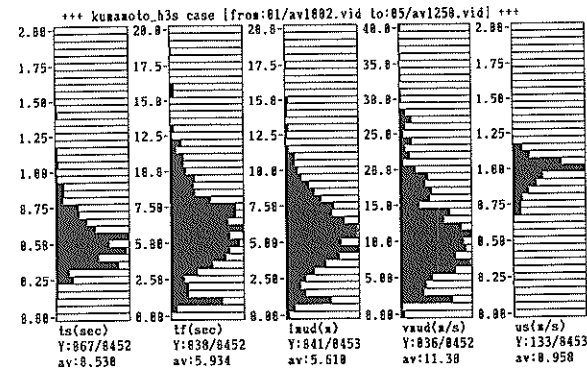


図-36 ビデオ解析データのヒストグラム

のような場合、理論的に管内のボイド率は、気体と固液全体の流量に対する空気の流量比に等しくなる。すなわち、その位置(圧力)での空気流量比を $X_v$ 、ボイド率を $\alpha$ とすれば

$$\alpha \doteq X_v = \frac{u_a}{u_a + u_s} \quad (31)$$

となる。

しかしながら、4.1項で触れたように、空気吹込部直後では空気相と固液スラグ相との水平方向分離が十分ではなく、圧力損失も管出口に近い部分に比べると、かなり高くなっている。

空気を含んだ軟泥スラリーの単位長さ当たりの圧力損失は、3章で示したように式(26)で表されるが、これを変形すれば、

$$\alpha = \frac{d_{p,s} - D_{p2}/L}{d_{p,s} - d_{p,a}} \quad (32)$$

が得られる。いま、圧力損失が空気吹込部付近とそれ以外の部分とで異なっている原因を、ボイド率の大小に大きく依存すると考えると、式(32)から現地圧力損失データを用いて空気吹込部付近およびその他の部分におけるボイド率の違いを計算することができる。

図-38ならびに図-39は、実際の単位長さ当たり圧力損失値から、式(32)によって計算されたボイド率を、そのセンサ付近の空気流量比に対してプロットしたものである。図-38が空気吹込部に最も近い場所、すなわち三重におけ

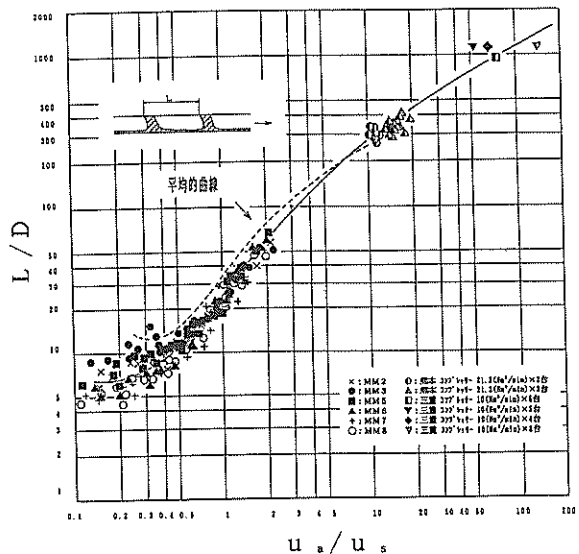


図-37  $u_a/u_s$ と $L/D$ の関係

る  $P_1 \sim P_2$  間の値であり図-39には、それ以外の水平方向分離がかなり成長していると考えられる部分の値が示されている。

図-38から分かるように、センサ  $P_1 \sim P_2$  間におけるボイド率  $\alpha$  は空気流量比  $X_v$  に比べてかなり低い、すなわち固液スラグと空気スラグ間の速度差 (スリップ) が大きいということになる。この付近のボイド率は、前報の室内実験データによるカーブより高く、どちらかといえば Nicklin の式に基づいた次式、すなわち

$$\alpha = 0.833 \cdot X_v \quad (33)$$

に近い値をとっている。

しかしながら、式(33)も、さらに前報において採用したカーブも、 $X_v$  が非常に大きく、その値が1に近づいた場

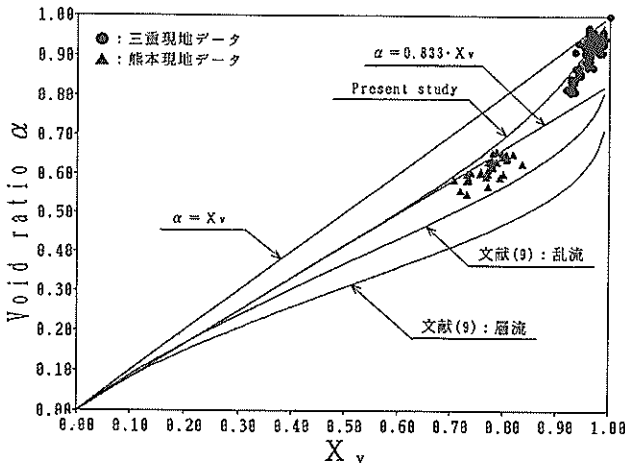


図-38 空気流量比  $X_v$  とボイド率  $\alpha$  の関係 (現地データ空気吹入部周辺)

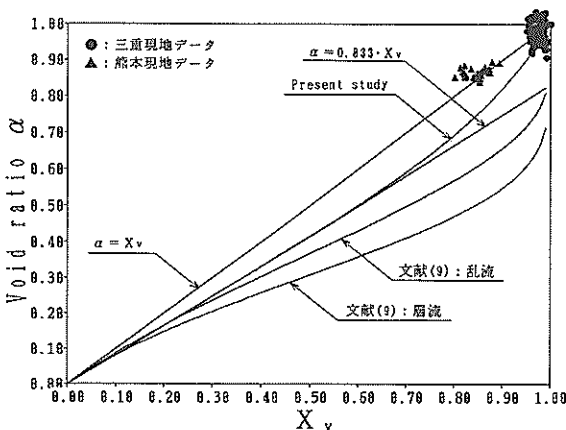


図-39 空気流量  $X_v$  とボイド率  $\alpha$  の関係 (現地データ空気吹込部以外)

合には、ボイド率の変化を忠実に表し得ない。

したがって、 $X_v$  の高いところも考慮して考えれば、前報で採用されたカーブ (図中の層流、乱流に対するカーブ) よりも、 $X_v$  の低い領域では式(33)を採用し、 $X_v$  が1に近づくにつれて式(33)から急激に  $\alpha = 1.0$  に近づくようなカーブを採用するほうが現実的と考えられる。このような変化を考慮した図-38に示すカーブは

$$\alpha = (0.833 + 0.167 X_v^{7.02}) \cdot X_v \quad (34)$$

という、式(33)を若干変形したものとなっている。

一方、流れがかなり安定したとと考えられる領域では、図-39に示すように、ボイド率はほぼ空気流量比  $X_v$  に等しいと考えてよいことがわかる。したがって、実際の現地空気圧送プラントにおける空気混入軟泥の圧力損失を計算する場合、厳密には空気吹込部付近でのボイド率を式(34)で計算し、それ以後は式(31)で計算する方がよい。

しかしながら、現実には全管長に対し、どの付近で水平方向分離が完成するかという点に関して殆ど決め手となるようにデータがないために、実際上は、二方式で計算したボイド率を用いて圧力損失を計算し、この中間程度を単位長さ当り圧力損失と考える方が現実的であろう。

## 5. 圧力変化シミュレーションと効率の検討

### 5.1 連続した混合モデルにおける圧力勾配の推定

いま、管端部より固液スラグ長だけ上流側における圧力を  $P_d$  とすると、 $P_d$  は大気圧と単位スラグ当たりのスラリ流動損失に応じた圧力の間で変動する。いま、固液スラグの絶対速度を  $V_s$  とし、式(24)を再掲すると

$$V_s = u_a + u_s \quad (35)$$

で表される。そして、1個の長さ  $l_{mud}$  の固液スラグが単独で、かつ流速  $V_s$  で流れた時の最大圧力損失が  $P_d$  ということになる。すなわち

$$P_d = \frac{4f \cdot \rho_f \cdot V_s^2 \cdot l_{mud}}{2 \cdot D} \quad (36)$$

となる。ここで摩擦損失係数  $f$  の求め方は3章に示す方



図-40 シミュレーションにおけるパイプライン分割図

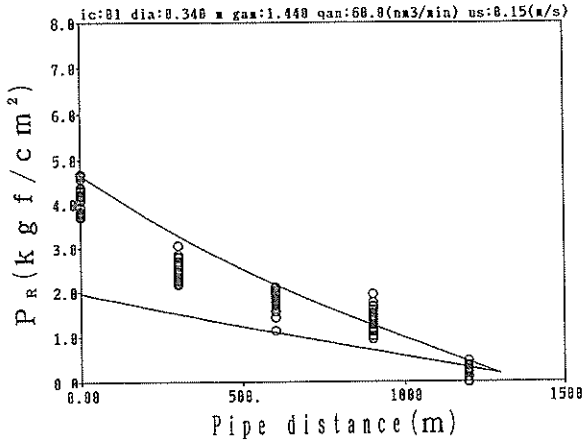


図-41 圧力勾配シミュレーション (三重 ケース1)

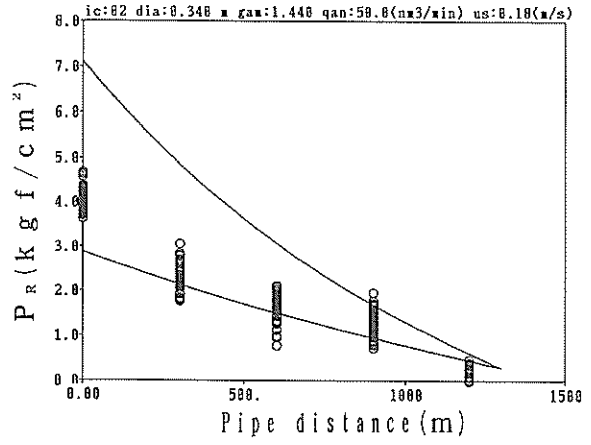


図-42 圧力勾配シミュレーション (三重 ケース2)

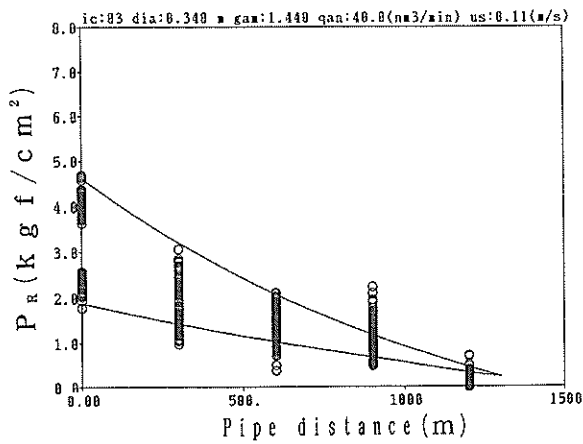


図-43 圧力勾配シミュレーション (三重 ケース3)

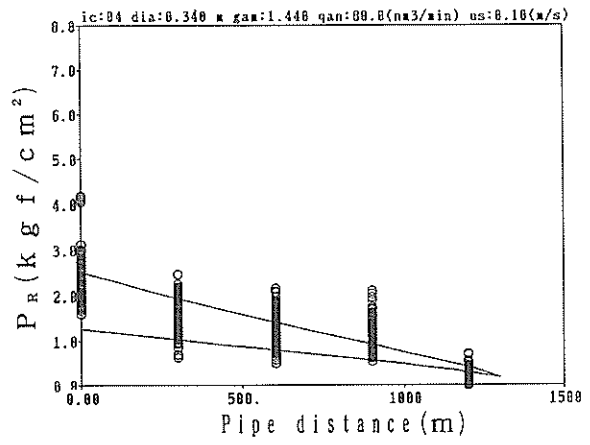


図-44 圧力勾配シミュレーション (三重 ケース4)

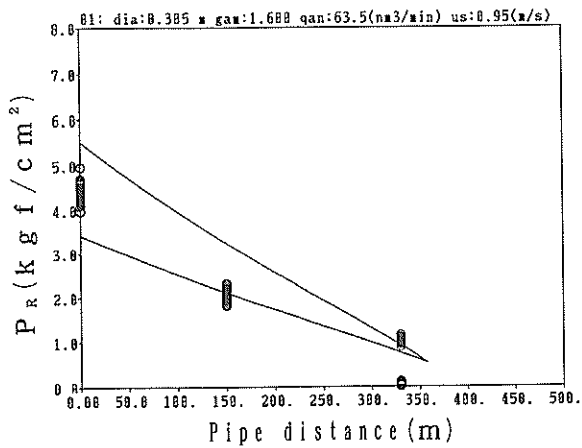


図-45 圧力勾配シミュレーション (熊本 ケース1)

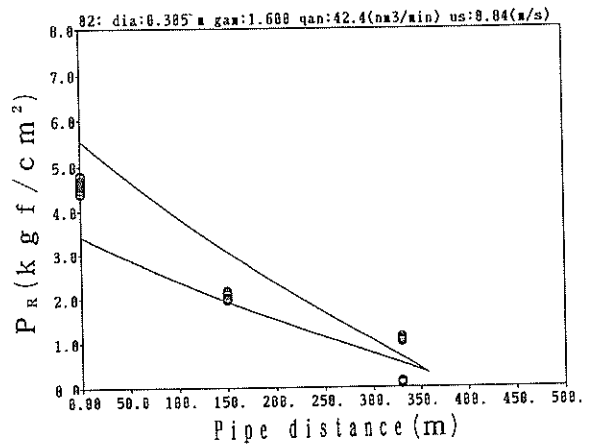


図-46 圧力勾配シミュレーション (熊本 ケース2)



法に基づいて計算する。

いま、図-40に示すように空気吹込部から管端までの距離を $L_i$ し、管端から $\Delta l$ 毎に上流に向かってとった或点の管内圧力 $P_{n-1}$ と一区間離れた点の管内圧力は $P_n$ との関係は

$$P_n = P_{n-1} + \{ (d_{p.s}) (1 - \alpha) + (d_{p.a}) \cdot \alpha \} \cdot \Delta l \quad (37)$$

で与えられる。ここで $\Delta l$ を適当に小さくとるならば、 $P_n$ 、 $P_{n-1}$ 間の平均的ボイド率は、前の区間における平均ボイド率で代用できる。ただし、 $P_i$ の計算においては、 $P_0$ 点、即ち、圧力 $P_d$ に対して得られたボイド率を用いて計算する。

図-41～図-46は、現地データから求めた単独固液スラグ長 $l_{mud}$ に対して、ボイド率を式(31)及び(34)で全長に渡って計算したものである。ここで $\Delta l$ は、三重の場合50m、熊本の場合20mとしている。また、 $l_{mud}$ は表-9のヒストグラム平均値を用いている。

この図に現地データをプロットしてみると、三重、熊本ともに両方のボイド率に対する計算値の間におさまっていることがわかる。前述のように、本来は、空気吹込口付近で式(34)のボイド率を使い、その後なめらかに式(31)のボイド率を使った結果に移ってゆくのが妥当な考え方であるが、両者の遷移点に関しては殆ど明らかになっていないために、實際上両方のカーブにはさまれた値を推定値としてとる方がベターであろう。

### 5.2 水平方向完全分離モデルにおける圧力勾配の推定

5.1項で得た管内圧力変化カーブは管長全体の任意の部分で、一定割合の空気相と固液スラグ相が混在することを前提としたシミュレーションである。したがって、ある一点の圧力をみると、常に変動のない平均的値しか得られないことになる。

ところが、実際の水平管内の発達した水平方向分離流れにおいては、圧力傾配が顕著なのは固液スラグ相のみであり、空気相においてはその水平方向における圧力勾配は殆ど無いと考えて良い。このような仮定に基づいたシミュレーションを行うと、これによる管内の或点における圧力変動はより現実に近いものが得られる。

このシミュレーション計算においては、まず、或る固液スラグの先端が管出口に達した点を時間0とし、次の固液スラグの先端が再び管端に達するまでを1サイクルとして、一定時間毎に全管長にわたる圧力分布を計算する。

例えば、1サイクル中のいくつかの流動状況とそのときの圧力分布状態との例を示せば、図-47のとおりであ

る。状態③の後に、再び①に示す圧力分布状態となる。したがって、仮にA-Aで示すライン上に圧力センサを設けたならば、そこにおける時系列データにおいては、台形に近い圧力変化が記録されることになる。

各時刻における全管長にわたる圧力分布の計算においては、まず管端部即ち大気開放状態でのスラリならび空気のみかけ速度から固液スラグの絶対速度を出し、管端部からスラリ長 $l_{mud}$ にわたる圧力損失を計算する。すなわち、図-47の①において $P_1$ が計算できる。次にこの圧力 $P_1$ における空気みかけ流速を求め、これとスラリみかけ流速より、この点のボイド率を算出する。これによって空気スラグ長さ $l_{air}$ が求められるから

$$P_2 = P_1 \quad (38)$$

とおくことにより、 $l_2$ 、 $P_2$ が求められることになる。このようにして或る時刻における管端部からの距離と管内圧力の分布が決定できる。

管端部から、はじめに考えていた単一固液スラグがな

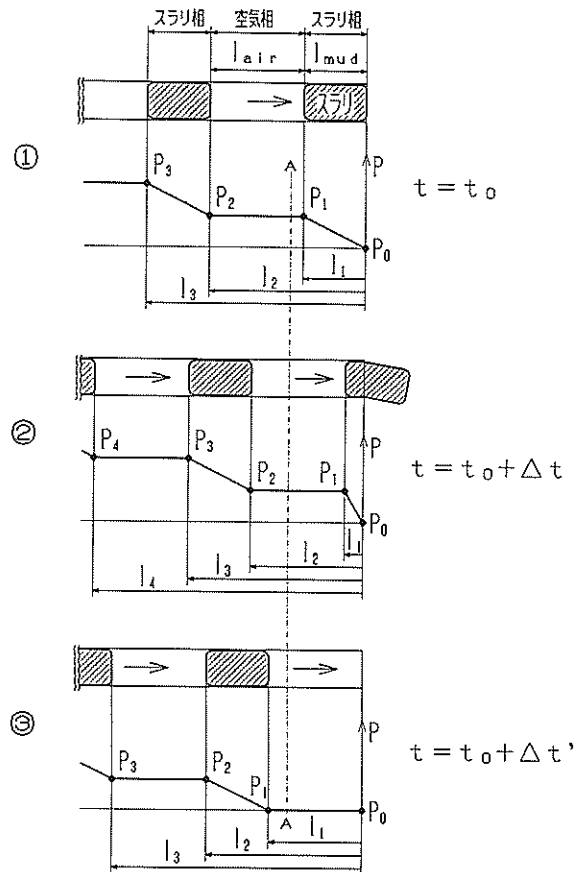


図-47 水平方向完全分離シミュレーション計算モデル

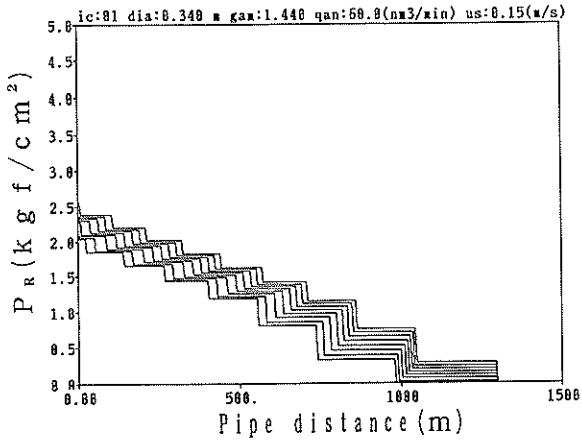


図-48 シミュレーション結果 (三重 ケース1)

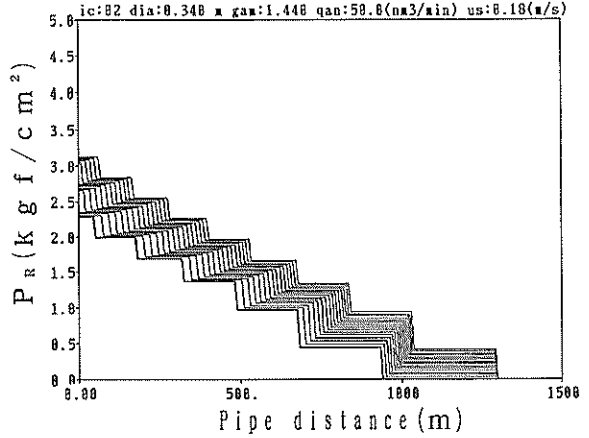


図-49 シミュレーション結果 (三重 ケース2)

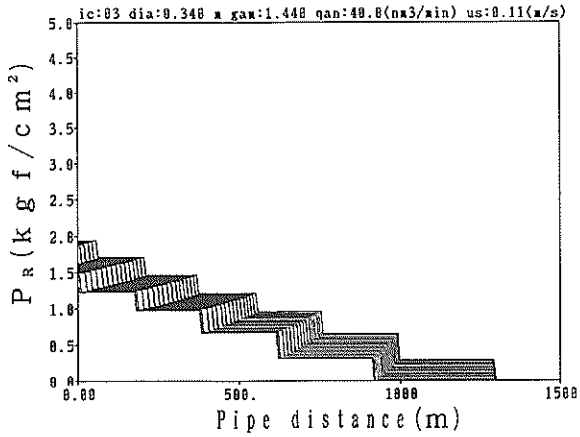


図-50 シミュレーション結果 (三重 ケース3)

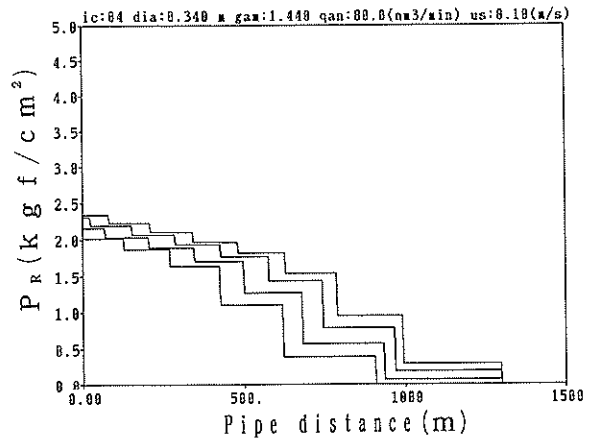


図-51 シミュレーション結果 (三重 ケース4)

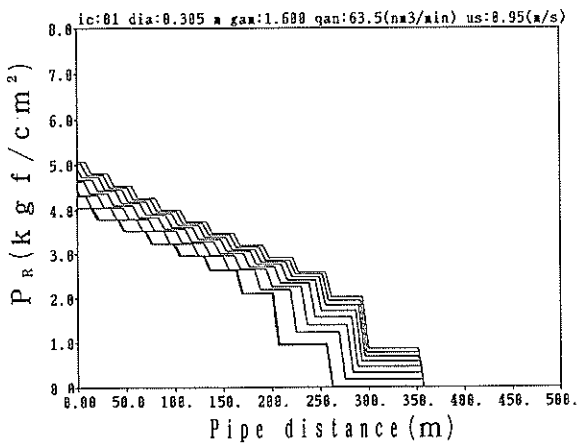


図-52 シミュレーション結果 (熊本 ケース1)

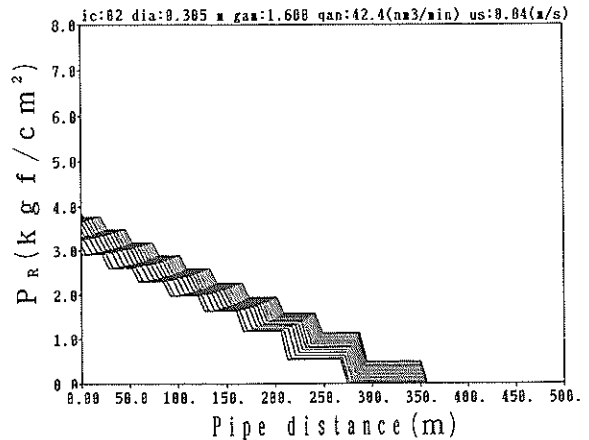


図-53 シミュレーション結果 (熊本 ケース2)

くなった時間 (図-47③) においては、管端部が大気開放状態となっているために、

$$P_1 = P_0 = P_{at} \quad (99)$$

として計算する。ここで、 $P_{at}$ は大気圧である。

図-48～図-51は、三重データに対する計算例であり、固液スラグ長さ  $l_{mud}$  を表-9に示すヒストグラム平均値とし、一サイクル間を50ミリ秒毎に示したものである。

同様に図-52、図-53は、熊本データに対する結果である。熊本に比べ、三重の場合は極端に空気相の長さがスラリ相長さに対して長くなっていることがわかる。

現地プラントにおいては、この長さ方向の一定の位置に圧力センサをとりつけている。例えば、三重の場合  $P_1 \sim P_5$ まで5個の圧力センサがとりつけられているし、熊本の場合3個のセンサがとりつけられている。

これらの位置で得られた圧力変動を時間軸に対して示し、シミュレーション結果と三重データ (ケース4) とを比較したのが図-54および図-55である。ただし、三重の場合、複雑さを避けるために  $P_1$ 、 $P_3$ 、 $P_5$ の3点をとって比較している。

このシミュレーション結果はかなり一致している部分が多いと考えられる。すなわち、これらのセンサ部分における空気混入軟泥の管内流動状況は、水平方向完全分離にほぼ近い流れとなっていることが推測される。

しかしながら、 $P_1$ のように空気吹込部における圧力変動をみると、実際のデータにおける変動幅が小さく、この部分での水平方向分離はまだ不完全であることを物語っている。このような状況は、熊本についても同様である (図-56、図-57、ケース1参照)。

以上述べた内容は、実際の圧送プラントの操業管理に

おいて管端部の適当な位置に圧力センサを取り付ければ、そのデータから単一スラリ相の長さ、ピッチ等が求められること、さらにその値が妥当性を持っていることを示すものである。また、これらのデータを使ったシミュレーション手法によって、管端部センサから全管内の流動の状況をほぼ推測し得ることを示していると考えられる。このことが施工の自動運転に大きく関与するものと考えられる。

### 5.3 理論効率の検討

従来、この種の水平管における空気圧送工法においては、その輸送効率を検討する試みは殆どなされていない。これは、この工法が基本的に空気なしで送ることの不可能な領域を、空気を使用することによって可能にしているという側面が強いために、空気を含まないで送った場

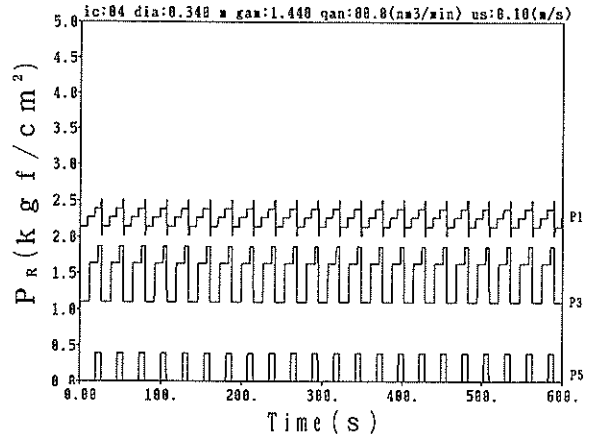


図-54 圧力変動シミュレーション (三重 ケース4)

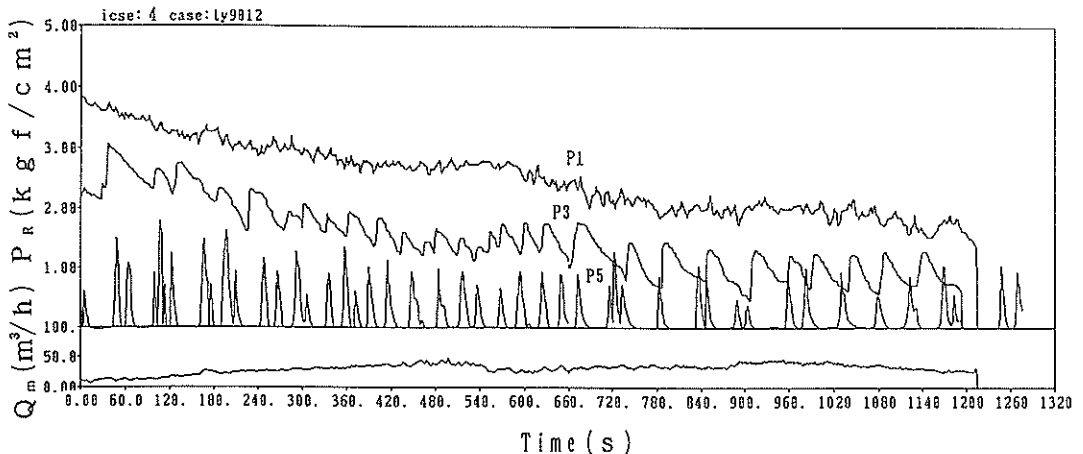


図-55 三重現地連続データ (ケース4)

合、理論的にどの位のエネルギーが必要かという点について、その推定に難しい面があるためであろうと考えられる。

今回、実際のパイプライン輸送としては不可能であっても、理論的にどの程度のエネルギーが空気なし輸送が必要かという点についてより詳しく求めることができたため、これに対する空気の供給エネルギーの比という形で理論効率を算出してみた。

いま、スラリの比重量を  $\gamma_f$  とし、これを流量  $Q_s$  で或る一定の距離輸送するのに必要な理論動力を  $P_{sreq}$  とすると

$$P_{sreq} = \frac{\gamma_f \cdot Q_s \cdot H_s}{75} \quad (40)$$

で表される。

ここで、揚程  $H_s$  はスラリポンプ所要吐出圧  $P_{req}$  を使って

$$H_s = \frac{\gamma_w}{\gamma_f} \cdot (P_{req} \times 10) \quad (41)$$

となる。これは、所要吐出圧を水柱高さに換算し、これをさらに泥水柱高さに換算した形となっている。ここで  $\gamma_w$  は清水の比重量であり、 $P_{req}$  は  $\text{kgf/cm}^2$  で表されている。

一方、空気を  $P_1$  でスラリラインへ供給していると仮定すると、コンプレッサにより圧力  $P_1$  まで加圧するエネルギーは圧縮過程を等温圧縮として

$$P_{sin} = \frac{G_a \cdot P_{at} \cdot v_0 \cdot \ln\left(\frac{P_1}{P_{at}}\right)}{75} \quad (42)$$

で計算される。ここで  $G_a$  は供給空気量 ( $\text{kg/s}$ )、 $P_{at}$ 、 $v_0$  は大気圧状態での絶対圧力 ( $\text{kg/m}^2$ ) ならびに比容積 ( $\text{m}^3/\text{kg}$ ) である。

このように空気の圧縮エネルギーならびにスラリ空気なし輸送に関する所要エネルギーが求められると混気圧送プラントの理論効率  $\eta$  は

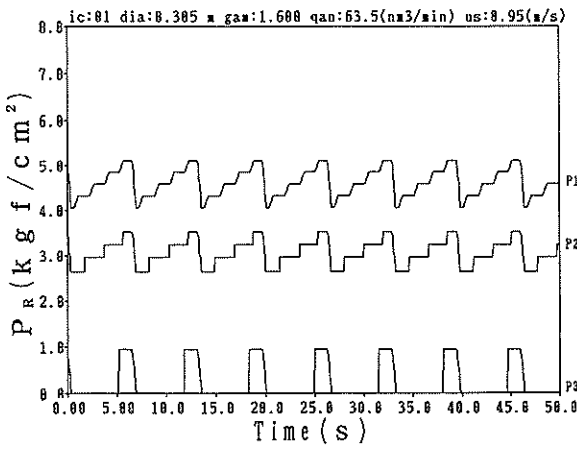


図-56 圧力変動シュミレーション(熊本 ケース1)

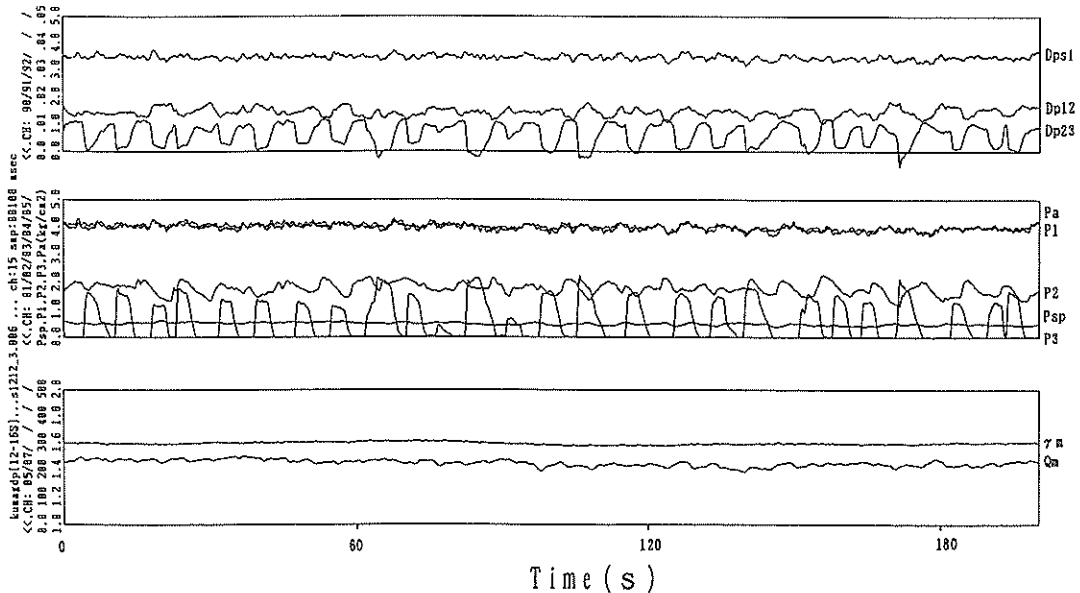


図-57 熊本現地連続データ (ケース1)

$$\eta = \left( \frac{P_{sreq}}{P_{sin}} \right) \quad (43)$$

で与えられる。

表-10は三重ならびに熊本における輸送条件をもとに式(43)から理論効率を求めたものであり、図-58にスラリ、空気みかけ流速比 $u_s/u_a$ に対する $\eta$ の値をプロットしている。ただし、 $u_a$ は標準状態に対する値である。

これらを見ると、今回の現地データからは $\eta$ について $u_s/u_a$ の影響は表れてなく、平均的にみれば30～40%の効率ということがいえる。効率の絶対値としての意味からすると、今回の試算は単なる理論効率ではあるが、横並びで種々のプラントを比較する場合には十分使える量であると考えられる。

表-10 現地施工における理論効率

実験地	三重				熊本	
	case1	case2	case3	case4	case1	case2
実験ケース	case1	case2	case3	case4	case1	case2
$Q_m$ ( $M^3/min$ )	60	50	40	80	63.6	42.4
$u_s$ ( $m/s$ )	0.152	0.176	0.104	0.092	0.942	0.842
$u_s/u_a$	0.018	0.019	0.014	0.006	0.062	0.087
$P_{req}$ ( $kgf/cm^2$ )	37.179	37.621	37.917	37.387	9.123	8.878
$P_{ain}$ ( $kw$ )	163.740	135.480	78.160	161.950	178.290	121.200
$P_{res}$ ( $kw$ )	50.220	58.860	35.050	30.570	61.750	53.380
効率 $\eta$ (%)	30.67	43.45	44.84	18.88	34.63	44.04

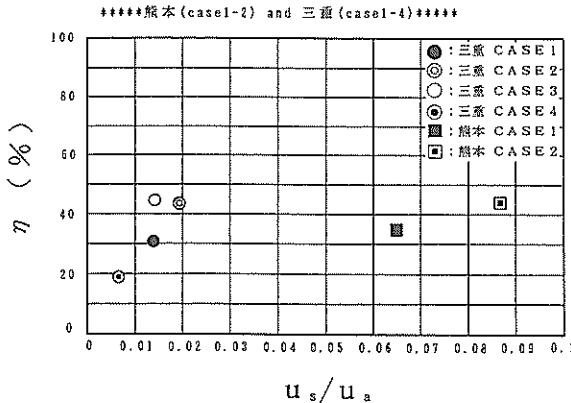


図-58  $u_s/u_a$ と効率 $\eta$ の関係

## 6. 結論

本研究により明らかになった諸点を整理すると次のようになる。

- (1) 固液スラリ自体の管内流動は、三重データに対し

Metzner-Reedのレイノルズ数を用いたべき法則モデル、熊本データに対してビンガム流体モデルを使用した。これらのレオロジー定数は、同一泥に対する管径40～80mmの室内流送データから推定したものであるが、管径300mm以上の現地サイズパイプラインにも十分適用し得る。

- (2) 管内圧力は空気混入直後の一定区間で急激に減少し、その後低下傾向がゆるやかになってくる。このことを管内ボイド率の変化に着目して考えると、空気混入後一定区間は水平方向に空気相と固液スラリ相が完全分離せず、このためボイド率は気液混合比より低下している(空気相と固液スラリ相のスリップが大きい)が、徐々に水平方向分離が進みボイド率も気液混合比と等しくなってくる。このことが、空気混入直後の圧力損失を大きくしている大きな理由と考えられる。

- (3) 空気圧送工法における空気混合比は通常の気液流れに比べ極めて高いために、この範囲のボイド率を推定するにあたって、従来のボイド率算定式をベースにした式を新しく作成した。これは、空気混入スラリの圧力損失が第一報に示した方法に従うと仮定した場合の計算ボイド率に適合するカーブであり、特に空気圧送プラントにおいて空気混入部付近のボイド率を推定するときに用いることができる。

- (4) 空気を混入した場合の圧力損失は、水平方向分離モデルを用いて計算することができる。空気スラグ、固液スラグが管路(の流れ)方向に分離したと考えられる地点より後流側においては、ボイド率を空気混合比に等しいとおいて計算することができるが、空気混入部付近では(3)に示したボイド率を使った方がデータとの一致性は良い。どの地点で水平方向分離が完成するかについての予測は困難であるため、二つの方法で計算した中間値から圧力損失を推定する方が現実的である。

- (5) 本報告に示したやり方で空気を含まない、固液スラリ単独の管全長に対する流動抵抗が計算できる。この流動に必要なエネルギーが、圧縮空気によって与えられると考えて理論効率を算出した。この結果、三重、熊本両方とも30～40%であった。

- (6) 空気スラグ、固液スラグの長さ、およびその発生ピッチは、本報告に示したように、大気圧状態の $u_a/u_s$ がわかれば推定することが可能であり、設計したプラントにおいてどのような空気混合流れが実現されるかをかなりの確に予測することができる。

7. あとがき

本報告は、第一報と合わせて、空気混入スラリー輸送システムを設計する上で貴重な基礎データとして活用され得ると考えられる。しかしながら、より適切な流送条件の設計を実現するためには流送規模、土質条件等の異なる現地データさらに収集し、今回得られた手法をこれらに適用して検討していくことが必要であると考えられる。

今回の現地データの収集にあたっては、従来から空気を利用した高能率浚渫・排送システムに関し共同研究を行ってきた東洋建設(株)に種々の面で便宜を図って頂いた。とくに、三重データに関しては、その収集を直接同社にお願いし、これを港湾技術研究所で解析した。

さらに、熊本港における現地計測作業においては、第四港湾建設局熊本港工事事務所、下関機械整備事務所の方々に大変お世話になった。関係各位に対し、厚く感謝する次第である。(1992年6月30日受付)

参考文献

1. 岡山義邦, 八木得次, エアリフト工法について, 昭和52年度港湾技術研究所講演会講演集, pp.205-235, 1977.12
2. 宇佐美毅, 斉藤隆之, 北原良哉, エアリフトポンプによる固体粒子の輸送特性(第2報), 日本鉱業会誌, Vol.98 No.1127, pp.29-34, 1982.1
3. 斉藤他, 土圧型シールドにおける気泡混入により流動性を高める推進実験, 大林組研究所報, No.21, pp.105-109, 1980
4. 斉藤他, 気泡シールド工法における掘削土の連続輸送に関する基礎実験, 大林組研究所報, No.27, pp.107-111, 1983
5. 栗原和夫, 施工研究 "土砂風送" によるずり出し, 土木施工, 21巻4号, pp.26-35, 1980.4
6. 藤井邦和, 大津不二夫, ウーザポンプ船による有機性堆積土の除去, 港湾技術要報 No.100(第12回有害底質の処理処分に関する日米専門家会議議事録運輸省港湾局), 1987.3
7. R.P.CHHABRA et al., Co-current Flow of Air and Shear Thinning Suspensions in Pipes of Large Diameter, *Chem. Eng. Res. Des.*, Vol.61, pp.56-61, Jan. 1983.
8. R.P.CHHABRA et al., Isothermal Two-Phase Flow of Air and Aqueous Polymer Solutions in A Smooth Horizontal Pipe, *Chem. Eng. Res. Des.*,

Vol.62, pp.22-32, Jan.1984.

9. 岡山義邦, 鮎貝基和, 鈴木誠, 福本裕哉, 水平管における空気混入軟泥の流動特性, 港湾技術研究所報告, 第30巻2号, pp.533-557, 1991.6
10. 嶺泰宏, 熊本港高濃度圧送工法による浚渫埋立工事, マリンボイス21, No.164, pp.35-44, 1992
11. A.B. Metzner and J.C. Reed, Flow of Non-Newtonian Fluids-Correlation of the Laminar, Transition, and Turbulent-Flow Regions, *A.I.Ch.E. Journal*, Vol.1 No.4, pp.434-440, December 1955.
12. 益山忠, 川島俊夫, 非ニュートン流体の下限臨界レイノルズ数について, 日本機械学会論文集(第2部), 43巻373号, pp.3320-3326, 昭和52年9月
13. G.W. GOVIER and K. AZIZ, The Flow of Complex Mixtures in Pipes, *Van Nostrand Reinhold Company*, NY, 1972
14. 鶴谷広一, 回転粘度計による底泥の流動特性の検討, 港湾技術研究所資料, No.566, Dec.1986
15. 井上晃, 青木成文, 管内二相流の圧力損失に関する基礎的研究(第4報), 日本機械学会論文集(第2部), 36巻288号, pp.1366-1373, 昭和45年8月
16. 世古口言彦, 佐藤泰生, 仮屋崎侃, 気水二相流体の非整定流動範囲に関する研究, 機械学会論文集(第2部), 35巻279号, pp.2234-2242, 昭和44年

主要記号一覧

$A$	: 管断面積
$a$	: 比栓半径
$D$	: 管径
$D_p/L$	: スラリーの単位長さ当たりの圧力損失
$D_{p2}/L$	: 空気混入スラリーの単位長さ当たりの圧力損失
$d_{p_a}$	: 気体相が絶対速度 $V_a$ で流動したときの単位長さ当たりの圧力損失
$d_{p_s}$	: 固液相が絶対速度 $V_s$ で単独で流動したときの単位長さ当たりの圧力損失
$f$	: Fanningの管摩擦損失係数
$f_c$	: 臨界レイノルズ数における摩擦損失係数
$f_w$	: Fanningの清水流送時の摩擦損失係数
$f_{bt}$	: ビンガム流体に対する富田の摩擦損失係数
$H_s$	: ポンプの吐き出し揚程(泥水柱)
$K$	: コンシステンシー係数
$l_{air}$	: 単一空気スラッグの管長手方向の長さ

$l_{mud}$	: 単一固液スラッグの管長手方向の長さ
$L$	: $l_{air} + l_{mud}$
$n$	: レオロジー指数
$P_{0..n}$	: 管内圧力, 圧力センサ設置点
$P_{sreq}$	: 所要動力
$P_{sin}$	: 供給動力
$Q_a$	: 単位時間当たり空気流量
$Q_s$	: 液あるいは固液スラリの単位時間当たり 流量
$r$	: 管中心から外へ向かう距離
$r_0$	: 管の半径
$Re_l$	: レイノルズ数
$Re_{MR}$	: Metzner-Reedのレイノルズ数
$Re_{MRC}$	: 臨界レイノルズ数
$Re_{ebt}$	: 富田のレイノルズ数
$S_v$	: せん断速度
$u$	: 管内流速
$u_a$	: 空気みかけ流速
$u_s$	: 液あるいは固液スラリのみかけ流速
$V_s$	: 液スラッグ部の絶対速度
$X_v$	: 空気流量比
$\alpha$	: ボイド率
$\gamma_f$	: スラリ比重量
$\mu_B$	: ビンガム流体の粘性係数
$\mu_w$	: 清水の粘性係数
$\rho_a$	: 空気の密度
$\rho_f$	: 液またはスラリの密度
$\rho_w$	: 清水の密度
$\tau$	: せん断応力
$\tau_0$	: 管壁 $r_0$ におけるせん断応力
$\tau_y$	: ビンガム流体の降伏応力
$\eta$	: 空気圧送における理論効率