

港 湾 技 研 資 料

TECHNICAL NOTE OF
PORT AND HARBOUR RESEARCH INSTITUTE
MINISTRY OF TRANSPORT, JAPAN

No. 23

ホッパーの沈澱効果に関する研究

—ドラグサクシヨン浚渫船海鵬丸のエコノミックローディング—.....

近藤 基・木原 純孝・青木 幸男
菊谷 徹

作業船調査報告 (その 6)

—海麟丸実船試験報告— 八木 得次・早乙女保二・笹谷 哲也
入江 義次・青木 幸男・石塚 浩次

昭和 41 年 4 月

運輸省港湾技術研究所



港 湾 技 研 資 料 No. 23

目 次

ホッパーの沈澱効果に関する研究.....	1~22
海麟丸実船試験報告.....	1~31

作業船調査報告(その6)

海麟丸実船試験報告

八木 得次* 早乙女保二**
笹谷 哲也*** 入江 義次****
青木 幸男**** 石塚 浩次*****

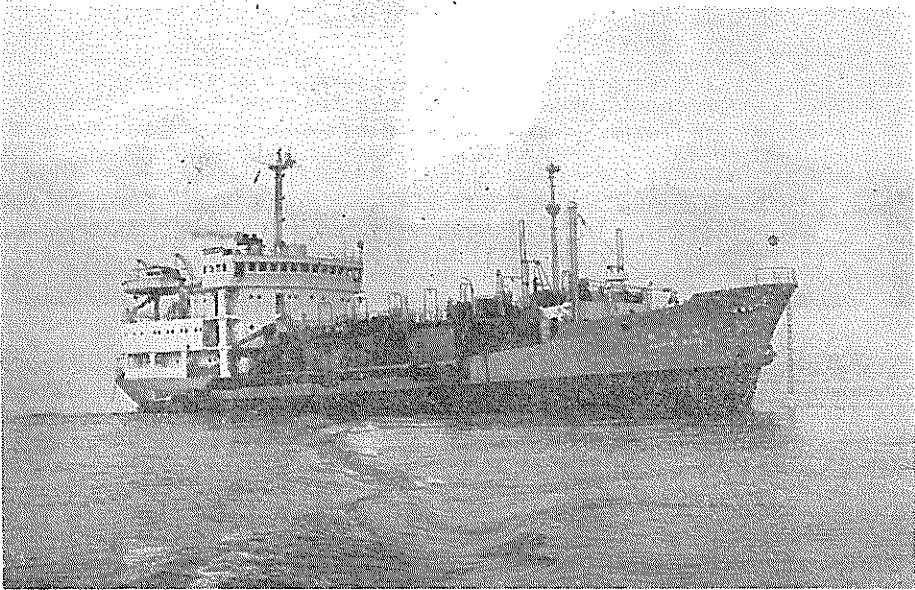


写真-1 海麟丸 全景

* 機材部流体輸送研究室長

*** 前機材部機械課

***** 機械部作業船研究室

** 機材部主任研究官

**** 機材部流体輸送研究室

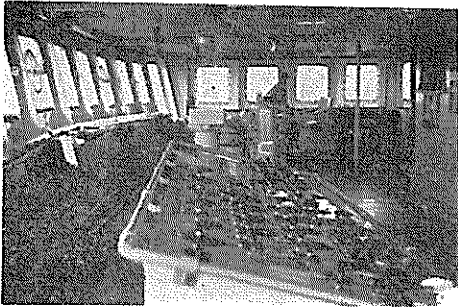


写真-2 操 舵 室

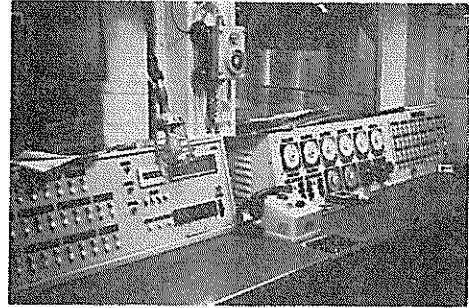


写真-3 機関部監視室

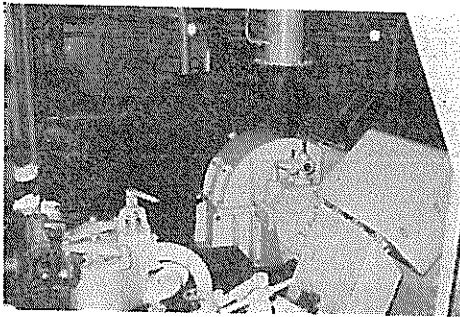


写真-4 ポンプ室

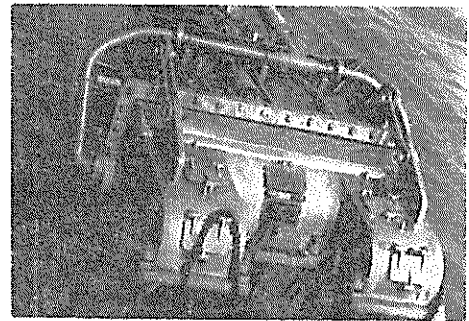


写真-5 自動調節式ドラグヘッド

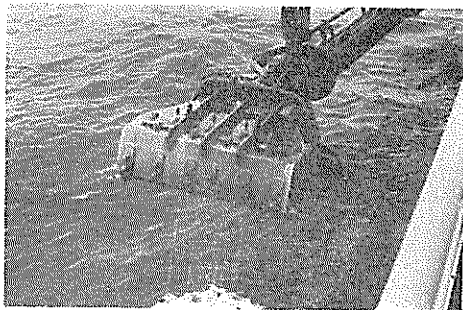


写真-6 調節式ドラグヘッド



写真-7 泥 艙

海 麟 丸 実 船 試 験 報 告

目 次

§ 1. ま え が き	4
§ 2. 海 麟 丸 の 概 要	4
§ 3. 調 査 資 料	5
§ 4. 作 業 状 態	5
4-1 作 業 ダイヤ・グラム	5
4-2 浚 渫 深 度 ・ 接 地 圧 お よ び ド ラ グ ・ ヘ ッ ド 形 式	6
4-3 浚 渫 場 所 お よ び 土 質	6
§ 5. 送 水 試 験	7
5-1 試 験 方 法 お よ び 測 定 項 目	7
5-2 試 験 結 果 お よ び 検 討	8
§ 6. 浚 渫 試 験	12
6-1 試 験 方 法 お よ び 測 定 項 目	12
6-2 試 験 結 果 お よ び 検 討	12
§ 7. ま と め	19
§ 8. あ と が き	20

§ 1 ま え が き

海鱗丸は、昭和40年3月に竣工したドラグサクシオン浚渫船であって、第一港湾建設局に所属し、秋田、酒田および新潟各港の浚渫工事に従事している新鋭船である。

本報告は、昭和40年8月19日から8月29日まで、秋田港での作業を本船に装備した記録計により得た資料と、昭和40年10月6日および昭和41年3月3日、4日、新潟港で行った実船試験の結果とを取りまとめたものである。

今回の試験は、本船の主要部の一つである浚渫ポンプの特性と、作業実績から、現況を明らかにするためのものであって、新造船に対する資料乃至は、効果的作業への指針の一助となれば幸いである。

§ 2 海鱗丸の概要

本船は、載貨重量約 2,020 t、泥艙容量約 1,355m³（オーバーフロレベル上段にて）を有する、船尾船橋形双螺旋ディーゼル推進式のドラグサクシオン浚渫船であって、各種の浚渫計器および航海計器が装備され、また広範囲な各装置のリモートコントロール、機関部主要計器の遠隔監視および自動記録装置（データ・ログ）等が採用されている。一方動力方式は、主機ディーゼル機関に推進装置と主発電機が串形に結合され、浚渫作業中と航走中のいずれの場合にも主機関の馬力をフルに利用出来る。また、船首にはバウスラスタを装備し、狭隘箇所における回頭作業を容易ならしめている。以上のように、本船は極めて合理的な浚渫作業を遂行出来るドラグサクシオン浚渫船である。

次に本船の主要目を示す。

(1) 船体部

全 長	76.50 m
長さ（垂線間）	70.00 m
巾（型）	13.50 m
深さ（型）	6.00 m
満載吃水（沿海）	4.70 m
（近海）	4.42 m
総 屯 数	2,142.43 t
載荷重量	2,018.78 t
速力（試運転最大）	12.84kt
（作業時平均）	11.78kt

(2) 浚渫機部

浚渫深度（軽荷時）	17.5 m
ドラグアーム	両舷サイド・ドラグ式
ドラグヘッド	調節式（コラル形） 1組
	自動調節式（カルフォルニヤ形）

トランニオン	スライディング・トランニオン
ホッパ分割数	1区画
ホッパ容積	
オーバーフロレベル上段	1,355.41 m ³
中段	1,208.99 m ³
下段	1,067.75 m ³
浚渫ポンプ	2台
形 式	単吸込1段渦巻式
揚水量×揚程	3,000m ³ /h×16m
口 径	吸込側510mm、吐出側440mm
速度制御方式	抵抗制御方式
回転数およびモータ効率（設計値）	

ノッチ数	回転数	モータ効率
1	177.0rpm	74%
2	193.0 "	78 "
3	204.7 "	81 "
4	217.5 "	84 "
5	229.2 "	87 "
6	241.0 "	89 "
7	250.6 "	92 "

浚渫用主要計器

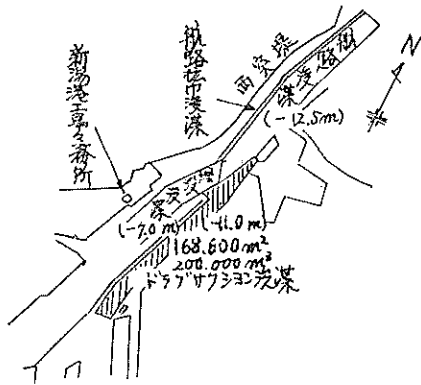
浚渫ポンプ回転計（電気式）	2台
自動記録装置	1式
" "真空計（電気式）	2台
自動記録装置	1式
" "圧力計（電気式）	2台
自動記録装置	1式
含泥率計（アイソトープ式）	2台
自動記録装置	1式
ドラグアーム形状指示器	2台
吃水計（電気式）	2台
排水量計（電気式）	1台
自動記録装置	1式

(3) 機関部

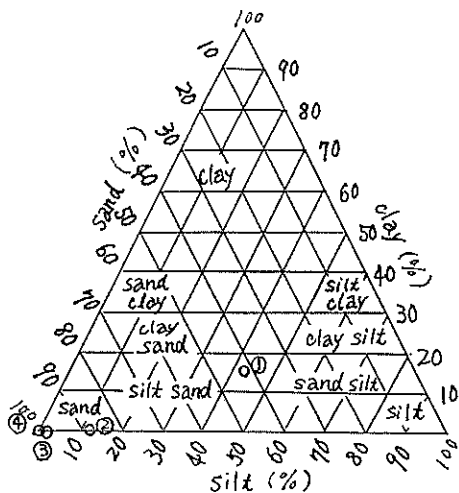
推進兼発電用機関	1,400ps×720 rpm	2台
補助機関	130ps×900 rpm	2台

(4) 電気部

主発電機	700KVA×450V×720 rpm	2台
補助発電機	100KVA×450V×900 rpm	2台
浚渫ポンプ用電動機	250KW×1,200rpm	2台
	定格回転数の約—20%まで制御可能	



図一 新潟港浚渫区域図



図一 秋田、酒田、新潟3港の浚渫土三角座標分類図 (ミシッピ委員法による)

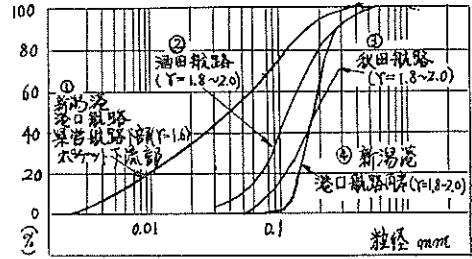
§ 5 送水試験

送水試験は、表一に示すように、揚水量試験および入口絞り試験を計20回行った。

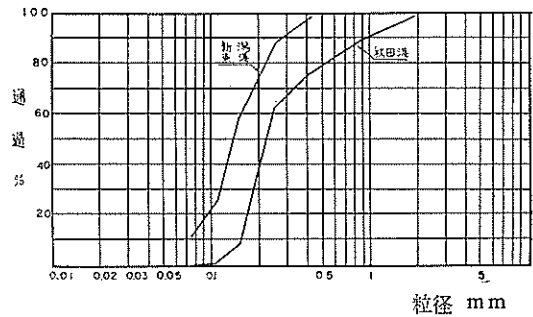
前者は、揚水量、圧力、電力等から浚渫ポンプの送水時特性並びに同曲線上での使用点を求めんとするものであり、後者は、高負圧時の特性変化および最高負圧限界を調べたものである。

5-1 試験方法および測定項目

試験は、吃水計および排水量計が船速による影響を受けないように港外に係船し、ドラッグヘッドを海水中に降して揚水作業を行い、泥船からオーバ・フローするまで、或は、泥船水位が適当量変化する間、後記測定項目の計



3-1 図 秋田、酒田、新潟港埋没土砂粒径加積曲線



図一 5 秋田港、新潟東港の粒径加積曲線

表一 4 浚渫土質

港名	土質	ρ_s	ρ_a
秋田港	中砂	2.59	1.9
新潟京港	細砂	2.60	1.9
新潟西港	軟泥	—	1.4

測を行った。

試験 No. 1~No. 7 においては、吐出弁、吸込弁共全開状態にし、浚渫ポンプの各ノッチ (各回転数) の特性曲線上の使用点を求め、No. 8~No. 16 では、吐出弁のみ順次絞って、1, 4, 7 各ノッチの特性曲線上の点を求めた。

また、入口絞り試験にあつては、吐出弁を全開とし、吸込弁を絞ることによって、高負圧状態における性能変化を調べた。

各試験共、後記測定項目について、自動記録または直読記録 (30sec~60sec 間隔) によって同時計測を行った。

(1) ポンプ流量 (Q)

ポンプ流量は、下記3種類の方法で求め比較検討したが、その差は殆んど無かった。

吃水計…吃水計の読みから排水量曲線を使用して求める方法で、排水量の算出には、トリムによる影響を考慮して、次式を用いた。

$$W = W_a + T \cdot \frac{\boxtimes F}{L} t_r \dots\dots\dots(1)$$

- 但し W : 排水量 (ton)
- W_a : 平均吃水における排水量 (ton)
- T : 毎種排水屯 (ton/cm)
- $\boxtimes F$: 船体中心より浮心面までの水平距離 (m)
- L : 垂線間長 (m)
- t_r : トリム (cm)

排水量…自動記録計の資料からを求める方法。
泥艙水位…泥艙水位の変化から直接容積を算出する方法。

(2) ポンプ吸込圧力 (V_g) および吐出圧力 (P_g)

自動記録を主とし、チェックのため1~2回ポンプ室ゲージの直読計測を行って比較した。

なお、試験 No. 8~No. 20 では、2号ポンプのみ、水銀マンメータを使用して、上記資料と照合し、吐出圧力のみ、若干の補正を行った。

(3) ポンプ回転数 (n_p)

自動記録を主とし、随時タコメータで直読測定して照合した。

(4) ポンプ電力 (N_p)

自動記録および電圧、電流、モータ特性から求めたモータ出力に、減速機の伝達効率(0.985 とした)を乗じて、ポンプ入力とした。

5-2 試験結果および検討

(1) 測定記録について

送水時間に対する各測定項目の変化の一例を図-6 (巻末) に示す。本船のように泥艙を有する浚渫船では、泥艙内の積込量が増加すると共に、吃水が深くなるため、ポンプの吸込側の押込揚程が増加し、実揚程 (h_c) が減少するから、ポンプの使用点は、特性曲線上を移動する。したがって、図-6 で判るように、吸込実揚程 (h_s) の増加と共に、吸込圧力および全揚程 (H) は低下し、電力、流量等は増加する傾向となる。

次に泥艙内にたまる累加水量を前記3種類の方法で算出して比較した一例を図-7 に示す。いずれを採っても大差ないが、排水量計にはトリム変化がある場合には、誤差を生じ、また、泥艙水位からの算

出は、泥艙面積の変化のため、計算にかなり労力を伴うので、ここでは吃水計によるものを採用した。

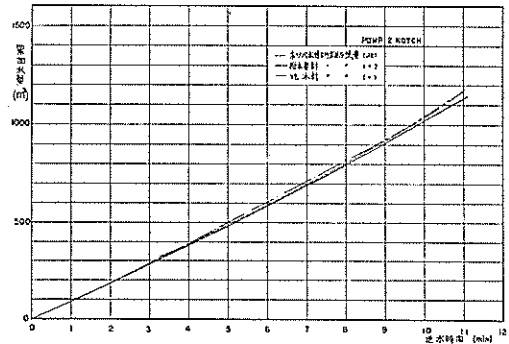


図-7 累加水量の比較

参考までに、吃水計による累加水量 1,000m³ 時の、他の方法による水量を算出して比較してみると表-5 の通りである。

表-5 累加水量の比較

試験番号	測定法 ノッチ	吃水計 1,000m³ 時の水量			吃水計を基準にした誤差		
		吃水計 m³	排水量計 m³	泥水艙位 m³	吃水計 %	排水量計 %	泥水艙位 %
No. 1	1	1000	1023	1040	0	+2	+4
No. 2	2	1000	1018	1023	0	+2	+2
No. 3	3	1000	965	1038	0	-4	+4
No. 4	4	1000	905	1048	0	-9	+4
No. 5	5	1000	965	982	0	-4	-2
No. 6	6	1000	—	1038	0	—	+4
No. 7	7	1000	—	1006	0	—	+1

次に、各試験時間中の測定値の平均を求め、これを表-6 および表-7 に示す。

但し、表の記号は、それぞれ、次の通りである。

V_g : 基準面に換算した吸込圧力 (m)

P_g : " " 吐出圧力 (m)

H : 全揚程 (m)

Q : 一台のポンプ流量 (m³/min)

v_s : 吸込管内流速 (m/s)

v_a : 吐出管内流速 (m/s)

N_p : ポンプ入力 (KW)

n_p : ポンプ回転数 (rpm)

h_c : 平均実揚程 (m)

表-6 揚水量試験測定記録

試験番号	ノッチ	ポンプ番号	V_g (m)	P_g (m)	H (m)	Q (m ³ /min)	v_s/v_a (m/s)	N_p (KW)	n_p (r. p. m)	h_t (m)	備考	
No. 1	1	1	0.78	7.58	8.96	46.0	3.75/5.04	93.2	189	5.34	吐吸 出込 弁弁 全 開	
		2	0.96	7.67	9.22	45.6	3.72/5.00	93.8	187			
No. 2	2	1	1.44	7.78	10.01	53.1	4.33/5.82	114.8	201	5.28		
		2	1.20	7.93	9.94	53.7	4.38/5.88	118.5	203			
No. 3	3	1	1.52	8.60	11.02	56.8	4.63/6.23	135.5	210	5.32		
		2	1.55	8.26	10.72	57.0	4.65/6.26	131.9	211			
No. 4	4	1	1.88	8.51	11.46	61.7	5.04/6.77	151.8	222	5.34		
		2	2.07	8.48	11.65	62.7	5.12/6.88	156.8	225			
No. 5	5	1	1.90	9.26	12.30	63.8	5.21/7.00	175.8	231	5.28		
		2	2.13	8.66	11.93	63.8	5.21/7.00	170.6	231			
No. 6	6	1	2.32	8.19	11.78	67.2	5.49/7.38	178.5	234	5.30		
		2	2.32	8.52	12.13	67.8	5.53/7.44	177.1	236			
No. 7	7	1	2.66	9.08	13.18	71.8	5.86/7.88	204.1	245	5.21		
		2	2.68	8.78	12.93	72.2	5.89/7.92	203.9	247			
No. 8	1	2	0.82	7.59	8.96	45.0	3.67/4.94	103.5	190	5.41		吐吸 出弁 弁 全 開
No. 9	4	2	2.15	8.47	11.74	64.1	5.24/7.03	168.5	226	5.20		
No. 10	7	2	3.22	9.04	13.81	74.7	6.10/8.19	224.5	250	5.16		
No. 11	1	2	0.13	10.42	10.90	35.6	2.91/3.91	96.8	199	5.37	吐吸 出弁 絞 り 小	
No. 12	4	2	0.91	12.08	13.45	41.2	3.36/4.52	147.5	230	5.51		
No. 13	7	2	1.40	14.46	16.53	49.4	4.03/5.42	186.7	250	5.48		
No. 14	1	2	-0.02	12.19	12.28	20.1	1.64/2.20	87.6	208	5.57	吐吸 出弁 絞 り 大	
No. 15	4	2	0.18	15.52	15.93	28.8	2.35/3.16	121.0	235	5.21		
No. 16	7	2	0.01	17.80	18.09	32.0	2.61/3.51	146.3	252	3.83		

表-7 入口絞り試験測定記録

試験番号	ノッチ	ポンプ番号	V_g (m)	P_g (m)	H (m)	Q (m ³ /min)	v_s/v_a (m/s)	N_p (KW)	n_p (r. p. m)	h_t (m)	備考
No. 17	1	2	1.77	6.93	9.33	48.0	3.92/5.27	103.0	193	4.96	吐吸小 出込 弁弁 全絞 り
No. 18	7	2	5.03	7.87	14.10	66.2	5.41/7.27	208.7	251	5.29	
No. 19	1	2	6.79	6.14	12.91	10.5	0.86/1.15	69.8	219	5.60	吐吸大 出込 弁弁 全絞 り
No. 20	7	2	9.17	6.11	15.32	12.3	1.01/1.35	102.7	254	5.44	

(2) 管路抵抗と使用点

ポンプの使用点は、その使用状態における抵抗曲

線とQ~H曲線の交点である。そこで、表-6の結果を用いて、これらを検討してみよう。但し、試験

No. 14, 15 および No. 16 は、吸込圧力が、ゼロに近い、計器の指示値が不安定な状態となるため、これらを除く。

さて、吐出弁および吸込弁が、全開状態において、ポンプの圧力 (V_g, P_g) および全抵抗 (h_f) は、次のように表わされる。

$$V_g = h_s + \frac{v_s^2}{2g} + h_{rs} \quad \dots\dots\dots(2)$$

$$P_g = h_a + h_{ra} \quad \dots\dots\dots(3)$$

$$h_f = (h_s + h_a) + (h_{rs} + h_{ra}) + \frac{v_a^2}{2g} \\ = h_t + h_r + \frac{v_a^2}{2g} \quad \dots\dots\dots(4)$$

- 但し、 h_{rs} : 吸込管損失水頭 (m)
 h_{ra} : 吐出管損失水頭 (m)
 h_r : 全損失水頭 (m)
 h_s : 吸込実揚程 (押し込みの場合はマイナス) (m)
 h_a : 吐出実揚程 (m)

また、 h_{rs} および h_{ra} は、それぞれ、次のようなる。

$$h_{rs} = \left\{ \lambda_s \frac{L_s}{D_s} + f_D + f_{B1} + f_{B2} \right\} \frac{v_s^2}{2g} \\ = \Sigma f_s \frac{v_s^2}{2g} = 0.339 \cdot \Sigma f_s \cdot Q^2 \times 10^{-3} \quad \dots\dots(5)$$

$$h_{ra} = \left\{ \lambda_a \frac{L_a}{D_a} + f_{B3} \right\} \frac{v_a^2}{2g} \\ = \Sigma f_a \frac{v_a^2}{2g} = 0.613 \cdot \Sigma f_a \cdot Q^2 \times 10^{-3} \quad \dots\dots(6)$$

- 但し λ : 管摩擦抵抗係数
 f_D : ドラグヘッド損失係数
 f_B : 曲管損失係数
 L : 管長 (m)
 D : 管径 (m)
 Σf : 全損失係数

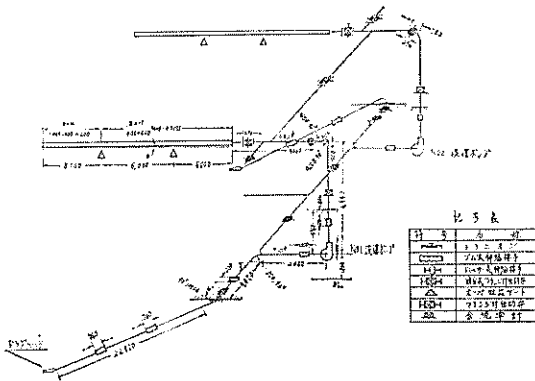


図-8 波湧主管系統図

式(2)~(4)は、流速 (または流量) および実揚程によって変るが、 h_{rs} および h_{ra} は、それぞれ、式(5)

に示すようになるから、実揚程を決めれば、 V_g, P_g, h_f は、直ちに求めることができる。

ところが、表-6 で判る通り、各試験の実揚程は皆異っており、同一使用状態を示していない。そこで、今、 $h_s = -1.5$ m, $h_a = 6.94$ m (一定) および $h_t = 5.44$ m の状態にすれば、 V_g, P_g, h_f は、それぞれ式(7)(8)(9)に示すようになり、測定値を上記状態に補正して図示したのが図-9 である。

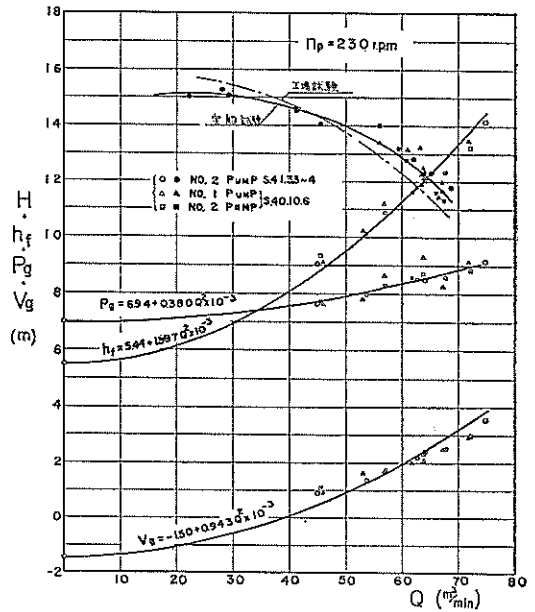


図-9 送水時の管路抵抗と使用点

$$V_g = -1.5 + (1 + \Sigma f_s) \cdot 0.339 \cdot Q^2 \times 10^{-3} \quad \dots\dots(7)$$

$$P_g = 6.94 + 0.613 \cdot \Sigma f_a \cdot Q^2 \times 10^{-3} \quad \dots\dots(8)$$

$$h_f = 5.44 + \{ 0.339 \Sigma f_s + 0.613 (1 + \Sigma f_a) \} \\ Q^2 \times 10^{-3} \quad \dots\dots\dots(9)$$

図中の曲線は、測定値の平均的なものを示す。

これらの曲線から、逆に吸込側、吐出側各々の全損失係数を求めてみると、 $\Sigma f_s = 1.78$, $\Sigma f_a = 0.62$ となる。 Σf_s には、吸込管摩擦損失、ドラグヘッド損失係数および曲管損失係数が含まれ、一方 Σf_a には、吐出管摩擦損失、および曲管損失係数が含まれる。これらの各係数を配分して示せば表-8 の通りである。

表-8 吸込管、吐出管損失係数

	λ	L(m)	D(m)	$\lambda \frac{L}{D}$	f_D	f_B	Σf
h_{rs}	0.016	35.6	0.51	0.96	0.50	$\begin{Bmatrix} 0.10 \\ 0.21 \end{Bmatrix}$	1.78
h_{ra}	0.016	11.5	0.44	0.42	—	0.20	0.62

ここで、 f_D は米国工兵隊で採用している値であるが、 f_B は従来のフローの実験値の70~80%である。本試験では、 Σf すなわち、全損失係数としか求められないため、 λ 、 f_D 、 f_B 等の確定値は、なお後日に残された問題である。しかしながら、ドラグサクシオン浚渫船のように、管長が短いものでは、 f_D 、 f_B 等が管路抵抗に対して占める割合が大きいため、これらの値如何で、流量の増減、浚渫能力或は沈澱効果にまで影響を及ぼすから、設計時のこれらの係数のとり方は、かなり厳密さが要求される。

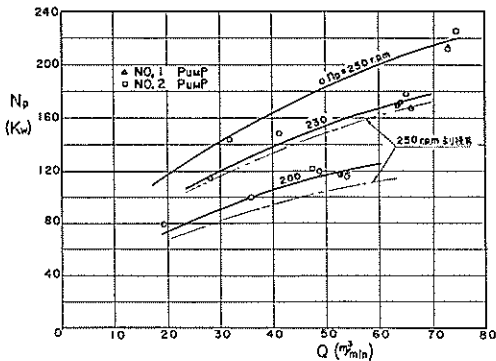
以上は管路抵抗であるが、次にポンプの $Q \sim H$ 特性を調べてみる。

表一6 に示した全揚程は、各試験毎に回転数が異なるので同一に論じられない。そこで、全測定値を、230rpm に換算して図示すると、図一9の●、▲、■である。これらは、若干のパラツキがあるが、略々一つの曲線と見なすことが出来よう。参考までに、工場試験の結果も掲載してあるが、実測値の曲線とは、やや形状を異にしている。

さて、以上のようにして求めた、 $Q \sim h_f$ 曲線と $Q \sim H$ 曲線の交点が、230rpm における使用点である。

(3) ポンプ電力

本船は、ポンプとモータの間に減速装置があるため、モータ出力が直ちにポンプ入力とはならない。そこで、ここでは伝達効率(0.985)と、電力計および電圧、電流、モータ特性から算出したモータ出力から、ポンプ入力(ポンプ電力)を求め、流量との関係を示したのが、図一10である。



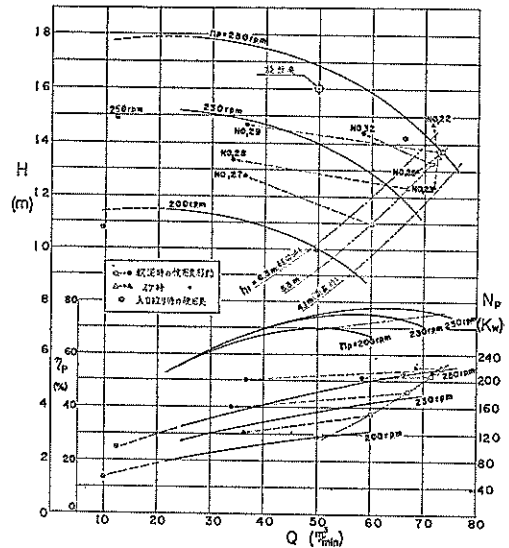
図一10 送水時のポンプ電力

$n_p=250\text{rpm}$ においては、工場試験のものと略々一致しているが、回転数が下るにつれて、換算値との差は大きく、ポンプ効率(η_p)が低下することが判る。

(4) ポンプの特性

以上の揚水量試験の結果をまとめて示したのが、図一11である。回転数は、250、230 および 200rpm

(略々7、4、1ノッチに相当)について示してある。全揚程は、回転数が190~250rpm に変化しているにも拘らず、略々換算値と一致するが、電力は、回転数が下る程、換算値との差が大きくなるため、効率の最高値は図で判るように、次第に低下する。



図一11 ポンプ特性曲線及び浚渫時の使用点

一方、抵抗曲線は、実揚程の変化によって異なるが、本船の軽荷時および満載時に近い実揚程の場合を示せば、この両曲線で囲まれた範囲で、ポンプの使用点は移動することになる。

(5) 入口絞り試験について

本試験は、吸込弁を絞って、高負圧時の性能、特に最高負圧限界を求めるために行ったものである。測定記録は、表一7 に示す通りであるが、全揚程および電力を、7ノッチは250rpm に、1ノッチは200rpm に換算して、図一11上にプロットした。

図から判る通り、電力は、揚水量試験時の $Q \sim N_p$ 曲線上に乗る。一方全揚程は、試験No. 20 以外のものは、略々揚水量試験の曲線に近い、勿論、これらの点はそれぞれ、吸込圧力が異なるために同一視することは出来ないが、試験の結果から考えると、 $V_0=6 \sim 7\text{m}$ 程度では、著しい性能低下が起るとは思われぬ。但し、船の吃水が浅く、トラニオン部の水深が、非常に浅い、場合には、作業開始時、一時的に空気の侵入による性能低下も考えられるが、数分後には十分没水した状態になり、ここから海水が侵入する。しかし、この海水による含泥率低下に及ぼす影響は、極めて微細なものであろう。

いずれにしても、 $V_0=9.2\text{m}$ (測定誤差が若干あ

ったとしても) 状態で、なお、揚水が可能であったことから考えて、本ポンプの吸込特性は、略々満足すべきものと云えよう。ただ、実際の作業においては泥中に含まれるガスが悪影響を及ぼすことがある。

§ 6. 浚渫試験

浚渫試験は、表一2に示す通り、秋田港、新潟東港および西港における浚渫作業の資料から、土砂混合時のポンプの性能、積込土量および作業方法の検討を行った。

なお、秋田港の試験は、本船の運転日報および自動記録の資料から求めたものであり、新潟港の場合は、上記資料の他に一部直読記録を行った。

6-1 試験方法および測定項目

通常の浚渫作業において、下記測定項目の自動記録または直読による同時計測を行い、関連機器の変動状態を調べた。

測定項目は、送水試験の場合に準じているが、浚渫試験で特に注意すべき項目のみ説明する。

(1) ポンプ流量

土砂混合時の流量測定は、電磁流量計による方法が現在の所唯一のものであるが、本船では、この設備がないため、排水量変化から平均流量を求めた。

すなわち、オーバーフローするまでは、1、2号ポンプの平均含泥率、平均流量および排水量増加量には、次の関係がある。

$$\bar{x}_a = \frac{\bar{\rho}_m - \rho_w}{\rho_a - \rho_w} = \frac{\Delta W / 2\bar{Q} - \gamma w}{\gamma a - \gamma w}$$

$$\therefore \bar{Q} = \frac{\Delta W}{2\{\bar{x}_a(\gamma a - \gamma w) + \gamma w\}} \dots\dots\dots(10)$$

但し \bar{Q} : 平均流量 (m³/min)

ΔW : 排水量増加量 (t/min)

\bar{x}_a : 平均含泥率

ρ : 比重 (砂=1.9, 軟泥=1.4, 海水=1.025)

γ : 比重量 (t/m³)

添字 m : 混合水, a : 見掛土砂

w : 海水

上記方法によれば、オーバー・フローまでは比較的正確に求まるので、これらをもとに、含泥率に対する流量の変化を示したのが図-10, 11である。吃水の変化、吸込管状態の使用状態が異なっているため、かなりバラツキが多いが、およその流量低下を推定することが出来る。

次に、オーバーフロー後の流量は、上記方法では算出出来ないで、図-10および図-11を利用して、含泥率から概略値を推定し、さらに、1号、2号ポ

ンプに対する流量配分は下式によって行った。

$$Q_1 = 2\bar{Q} \cdot \frac{n_{p1}}{n_{p1} + n_{p2}} \cdot \frac{2Q_{x1}}{Q_{x1} + Q_{x2}} \dots\dots\dots(11)$$

但し Q_1 : 1号ポンプの流量 (m³/min)

n_p : ポンプ回転数 (rpm)

Q_x : 図-10, 11から求めた含泥率に対する流量 (m³/min)

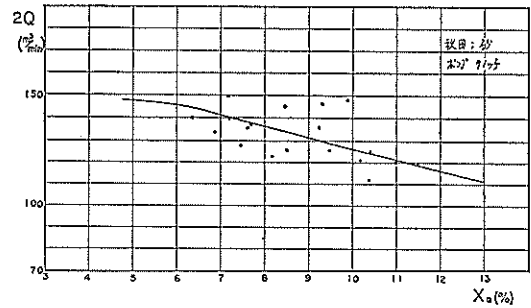


図-12 含泥率による流量変化(秋田港)

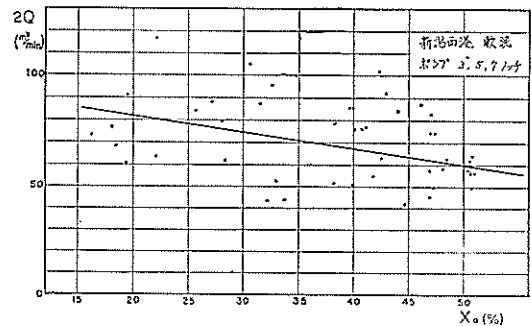


図-13 含泥率による流量変化(新潟西港)

(2) 含泥率

含泥率計は、 $\rho_a = 2.0$ に設定してあるため、次のように補正を行って、見掛含泥率とした。

$$\text{砂 } x_a = \frac{2.0 - \rho_w}{\rho_a - \rho_w} \cdot x_0 = 1.114 x_0$$

$$\text{軟泥 } x_a = \frac{2.0 - \rho_w}{\rho_a - \rho_w} \cdot x_0 = 2.600 x_0$$

但し x_0 : 含泥率計のよみ

(3) その他

ポンプ圧力、回転数、電力等は、送水試験の場合と同様である。

6-2 試験結果および検討

(1) 測定記録

浚渫時間中の各測定項目の記録を、図-14~図-23(巻末)に示す。秋田港の場合は、各試験共測定値の変化が少ないが、新潟西港の場合は、含泥率の変動が大きいこと、また、これと関連してドラッグヘッドの埋没状態が変わるため、各測定値は著しく変動している。また、試験全般について見ると、含泥率

は、2号より1号の方が大きく、特に砂質土の場合は顕著である。1号は自動調節形、2号は調節形のドラグヘッドがついており、海底面との接地状態が大きな影響をおよぼしているものと思われる。実際

に試験中、ドラグヘッドの接地角を変えると、一時的に含泥率が上がることが多かった。

次に、表-9は、各試験におけるオーバ・フローまでの測定結果の平均値を示したものである。

表-9 浚渫試験の測定記録

港名	試験番号	ノッチ	ポンプ番号	V_g (m)	P_g (m)	H (m)	Q (m ³ /min)	N_p (KW)	n_p (rpm)	x_a (%)
秋田港	No. 22	7	1	4.52	8.59	14.68	71.6	213	248	8.5
			2	4.02	—	—	72.8	208	482	6.4
	No. 23	7	1	3.50	8.29	13.33	71.8	206	248	6.4
			2	3.82	—	—	72.6	211	248	5.8
	No. 25	7	1	3.51	8.03	12.95	68.5	218	250	7.0
			2	3.42	—	—	69.1	213	250	6.4
新潟西港	No. 27	3	1	2.36	7.67	10.42	35.2	122	217	45.0
			2	4.21	8.14	12.75	36.2	120	217	33.4
	No. 28	5	1	3.64	9.39	13.39	33.8	157	234	53.1
			2	4.46	7.88	12.73	35.2	152	238	43.8
	No. 29	7	1	4.35	9.90	14.67	36.5	197	250	37.3
			2	3.30	9.50	13.23	37.1	196	252	35.6
新潟東港	No. 30	7	2	5.31	8.32	14.45	52.7	200	245	12.7 / 6.4
新潟西港	No. 32	7	2	4.68	8.68	14.36	58.4	203	245	17.9 / 13.5

(2) 浚渫時におけるポンプの使用点

以上の測定記録から、浚渫時におけるポンプの使用点を求めることが出来る。但し、本船の場合は、浚渫開始後、土砂の積込量と共に吃水が次第に深くなるため、ポンプの使用点は常に移動していることになる。

本試験における浚渫開始からオーバ・フローまでの実揚程の変化は、いずれも4.3m~6.3mの範囲にあるので、ここでは、平均実揚程5.3mとして、送水時の使用点とし、浚渫時の使用点の移動を図-11に併記した。

一般に浚渫ポンプの使用点の移動傾向は、図-24に示すように、土粒子が大きくなって流量の低下量が大きく、揚程(水柱にて)の増加量は少なくなる。

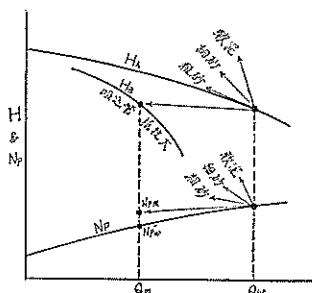


図-24 使用点移動の一般的傾向

本船の場合について見ると、砂では含泥率が低いせいもあって、流量の低下はわずかであるが、揚程は増加または減少している。本記録から考えて、より確かなのは、流量であって、全揚程は、吐出圧力、吸込圧力の変動が大きいため、或は圧力計導管の一時的閉塞等が起ることもあって、不確定な値になり易い。したがって、本例のみで移動傾向を確かめることは出来ない。

一方軟泥の場合は、流量の低下が著しく、送水時の50~60%になっており、揚程の増加は僅かであって、図-24に示した一般的傾向とは著しく趣きを異にしている。軟泥浚渫の場合は、接地圧をかなり小さくしたとしても、ドラグヘッドは土中に埋没した状態で曳かれるために、吸込口の抵抗が過大になり、加えて土砂が混入されるから、ポンプの使用点の移動傾向は複雑なものとなつて、図-24の H_p 曲線に示されるような特性上に移動するものと思われる。また、試験 No. 27~29 と No. 32 とでは、流量の変化量が大幅に異なる。これも前述のドラグヘッドの埋没状態が影響しているものと推定され、したがって含泥率も前者が35~50%であるのに対し、後者では僅か15%程度になっている。

次に、ポンプ電力は、砂では、送水時に比べて、やや増加及至は殆んど変わらないが、軟泥の場合には、流量の低下量が著しいために、むしろ減少傾向にある。土砂混合時の電力の増加傾向は、同一流量上で略々混合比重に比例するといわれており、浚渫時の電力 (N_{pm}) と、浚渫時と同じ流量上の送水時における電力 (N_{pw}') との比 $N_{pm}/N_{pw}'=1.08\sim 1.28$ で、 $\rho_m=1.08\sim 1.16$ から略々妥当な値と云えよう。

(3) ポンプ揚土量について

ドラッグヘッドは、海底土面に接地乃至は埋没状態で曳きずられているため、吸込管の抵抗が増大し、流量の低下を来たすが特に軟泥浚渫の場合に、この傾向が著しいことは、前項で述べた通りである。

ポンプに吸引される含泥率は、ポンプ回転数、船速或は、ドラッグヘッドの状態 (形状、接地圧、窓の開閉状態、埋没状態) 等によって影響されるが、特に吸込管側の状態が問題となる。

そこで、ここでは、含泥率或は揚土量と吸込圧力の関係を検討してみる。

送水時および送泥時 (埋没がない場合) の吸込圧

力は、次のように示される。

$$V_{gw} = h_s + h_{rs} \dots \dots \dots (10)$$

$$V_{gm} = (\rho_m - 1) \{h_u + h_s + \beta \cdot h_{rs}\} V_{gw} \\ = \alpha (\rho_a - 1) \{h_u + h_s + \beta \cdot h_{rs}\} V_{gw} \dots \dots (11)$$

但し、 V_{gw} : 送水時の吸込圧力 (m)

V_{gm} : 送泥時の吸込圧力 (m)

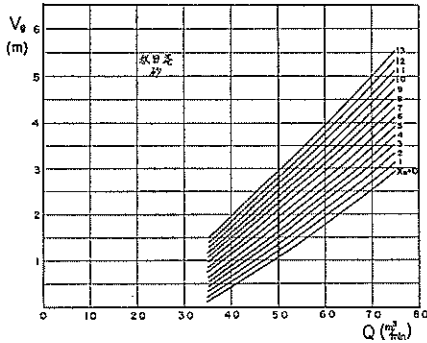
h_u : 浚渫深度 (m)

β : 土質係数

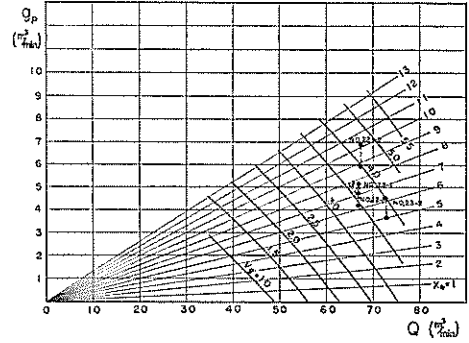
今、秋田港および新潟西港の場合、表—10に示すような条件下で、 V_{gm} を計算すれば、図—25、26の通りである。但し、 V_{gw} 曲線は、測定値に忠実にしたがって求めたものを用いており、式(5)に示すような、 $h_{rs} \propto Q^2$ にはなっていない。

表—10 浚渫条件

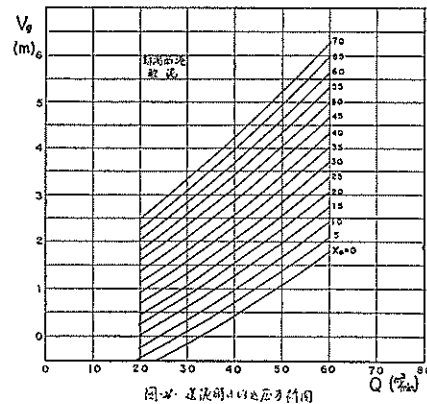
港名	h_s	h_u	ρ_a	β
秋田港	-1.62	10	1.9	3
新潟西港	-1.62	11	1.4	2



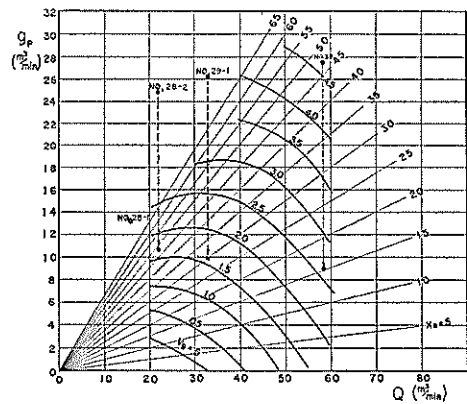
図—25 送砂時の吸込圧力線図 (秋田港)



図—27 砂の揚土量曲線 (秋田港)



図—26 送泥時の吸込圧力線図 (新潟西港)



図—28 軟泥の揚土量曲線 (新潟西港)

さて、図一25, 26 において、 V_{gm} 一定上の流量および含泥率を求めれば、直ちにポンプ揚土量(g_p)を算出することが出来る。図一27, 28 は流量に対するポンプ揚土量の線図である。

図一27, 28 で、測定中 $h_s = -1.62\text{m}$ 時における吸込圧力 (V_{gm}) および、流量から求めた点の揚土量 (g_{po}) は、土砂が吸込まれたことだけに吸込圧力を費した場合のものであり、また、実際に揚土された土量 (g_p) と流量から求めた吸込圧力 (V_{gmo}) は、 g_p 分の土砂を吸込むためのみに費されるものである。すなわち、 g_{po} と g_p 或は V_{gmo} と V_{gm} の差は、ドラグヘッドが土砂に埋没したために起るものであるから、今これらの関係をドラグヘッド埋没

係数 (仮称) として、下記の様に定義する。

$$\left. \begin{aligned} \zeta_{D1} &= g_p / g_{po} \\ \zeta_{D2} &= V_{gmo} / V_{gm} \\ &= \frac{\alpha_a(\rho_a - 1) \{h_u + h_s + \beta \cdot h_{rs}\} + V_{gw}}{V_{gm}} \end{aligned} \right\} \dots\dots(12)$$

但し ζ_D : ドラグヘッド埋没係数
 g_p : 測定した揚土量 (m^3/min)
 g_{po} : V_{gm} に相当する揚土量 (m^3/min)
 V_{gm} : 測定した吸込圧力 (m)
 V_{gmo} : g_p に相当する吸込圧力 (m)

秋田港および、新潟西港の測定結果から数点ずつ選んで、 ζ_D を求めてみると、表一11の通りである。

表一11 ドラグヘッド埋没係数

港名	試験番号	ポンプ番号	Q (m^3/min)	V_{gm} (m)	V_{gmo} (m)	g_p (m^3/min)	g_{po} (m^3/min)	ζ_{D1}	ζ_{D2}
秋田港	No. 21	2	67.6	4.3	4.0	6.0	6.9	0.87	0.92
		1	66.9	3.6	3.7	5.2	4.8	1.08	1.03
	2	73.1	4.0	3.8	3.8	4.5	0.85	0.95	
新潟西港	No. 28	1	18.0	2.3	2.3	13.2	13.3	0.99	1.00
		2	21.9	3.9	1.7	10.6	24.8	0.43	0.44
新潟西港	No. 29	1	33.4	3.9	1.6	9.8	26.3	0.37	0.41
		2	58.4	4.6	2.6	8.9	28.1	0.32	0.57

ζ_{D1} は、揚土量係数とも云うべきものであり、 ζ_{D2} は、土砂吸引に使用される圧力と吸込圧力の比を示したもので、共に $\zeta_D < 1.0$ 以下である。

さて、秋田港の場合は、 $\zeta_D \approx 1.0$ であって、揚土量は、略々計算値と一致するから、ドラグヘッドは、殆んど海底面上を移動しているものと思われる。また逆にいえば、土質が締っているために、ヘッドの埋没が殆んどなく、含泥率も低く、流量低下も少ない。このような場合には、接地圧を出来るだけ増すとか、爪或は、ウォータージェット等による補助掘削等の対策を考えないと、含泥率の増加が望めない。

軟泥の場合は、No. 28, 1号ポンプを除いて (たまたま V_g が一時的に下つた所に達したため ($\zeta_{D1} = 0.3 \sim 0.4$, $\zeta_{D2} = 0.4 \sim 0.5$ と減少し、ヘッドは、かなり埋没状態にあることが判る。軟泥浚渫では、オーバーフロー後の積込土量の増加は殆んど認められないから、オーバーフローまでの積込量によって、能率が左右される。今、オーバーフローまでの積込

量を G_{HO} とすれば、

$$\begin{aligned} G_{HO} &= (Q_1 \cdot \alpha_{a1} + Q_2 \cdot \alpha_{a2}) t_0 \\ &= (Q_1 \cdot \alpha_{a1} + Q_2 \cdot \alpha_{a2}) \frac{V_H}{Q_1 + Q_2} \dots\dots(13) \end{aligned}$$

但し、 Q : ポンプ流量 (m^3/min)
 t_0 : オーバ・フローまでの時間 (min)
 V_H : 泥艀容積 (一定) (m^3)

ここで、 $Q_1 \approx Q_2 = \bar{Q}$ とすれば、

$$G_{HO} = \frac{(\alpha_{a1} + \alpha_{a2}) \cdot V_H}{2} \dots\dots(14)$$

結局、 G_{HO} は、 α_a のみに関係する。したがって、軟泥の場合は、流量低下は問題でなく、入口閉塞を起さぬ程度に含泥率を保持することが、現在の作業状態においては、効果的積込法と云える。

以上のように、 ζ_D は、ドラグヘッドの海底における状態判断或は、揚土量の目安になる。

(4) 積込土量について

表一12は、浚渫終了時の積込土量およびオーバー

フローまでの積込量を示す。

表-12 積込土量

港名	試験番号	ノッチ	終了時			オーバーフローまで				
			d (m)	t (min-sec)	G_H (m^3)	t_o (min-sec)	G_{Ho} (m^3)	\bar{g}_p (m^3/min)	\bar{x}_a (%)	\bar{Q} (m^3/min)
秋田港	No. 21	7	—	19—00	194	10—00	101	5.05	7.5	67.4
	No. 22	7	—	20—00	185	9—20	100	5.34	7.4	72.2
	No. 23	7	—	19—00	129	9—20	82	4.40	6.1	72.2
	No. 24	7	—	21—00	194	9—40	100	5.15	7.4	69.7
	No. 25	7	—	23—00	186	10—30	97	4.60	6.7	68.8
	No. 26	7	—	22—00	228	10—20	115	5.55	8.5	65.4
	平均		—	22—10	186	9—52	99	5.02	7.3	69.3
新潟西港	No. 27	3	4.71	26—02	721	18—02	505	14.00	39.2	35.7
	No. 28	5	4.72	23—10	768	18—40	623	16.70	48.4	34.5
	No. 29	7	4.71	22—00	601	17—30	470	13.42	36.5	36.8
	No. 32	7	4.62	19—00	247	11—10	199	8.90	15.7	56.7
	※平均		4.71	23—44	697	18—04	533	14.71	41.3	35.7
新潟東港	No. 30	7	4.74	20—00	201	12—32	123	4.90	9.5	51.6

但し d : 浚渫終了時の吃水 (m)

t : 浚渫時間 (min-sec)

t_o : オーバー・フローまでの時間 (min-sec)

G_H : 浚渫終了時の積込土量 (m^3)

G_{Ho} : オーバー・フローまでの積込土量 (m^3)

\bar{g}_p : " " 平均揚土量 (m^3/min)

\bar{x}_a : " " 平均含泥率 (%)

\bar{Q} : " " 平均流量 (m^3/min)

※ : 軟泥の平均値は、No. 32 を除く。

1回の浚渫作業による積込土量は、砂で約 180~200 m^3 、軟泥で 600~700 m^3 であって、泥艀容積 1,355 m^3 に比べて非常に少ない印象を与える。ところが、浚渫終了時の吃水は、殆んど 4.7m 乃至は、それ以上になつていて、略々満載吃水を示し、本船としては、これ以上の積込みは不可能であることが判る。

そこで、本船の排水量、積載重量等から、限界積込量を求めてみよう。

軽荷時排水量 (W_o) 1,576.3 t

積載重量 (ΔW) 2,018.7 t

総排水量 (W_t) 3,595.0 t

ところが、図-29で判るように、本船は燃料、水、その他の積荷のために、浚渫前の排水量 (W_o) は、すでに約 2,000 t になっている。したがって、土砂

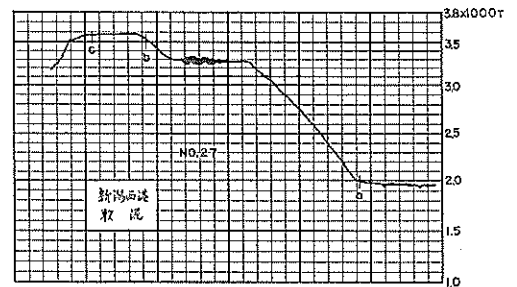
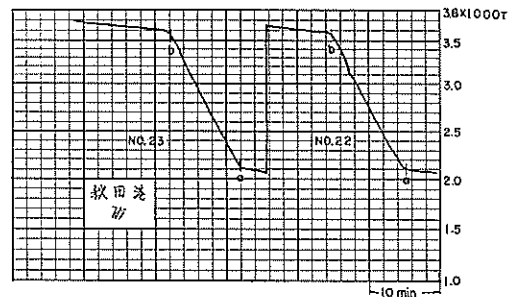


図-29 排水量記録の一例

を積込み得る重量は約 1,595 t 程度である。これらの数値を使って、限界積込土量を求めてみると、

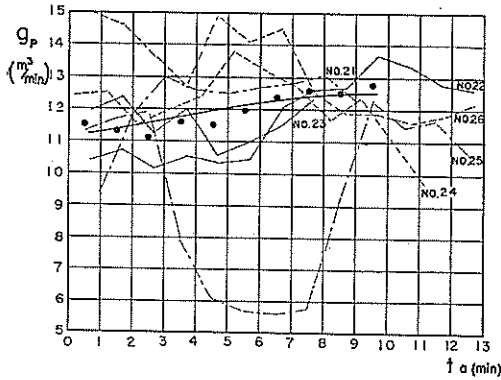


図-34 オーバ・フロー後のポンプ揚土量
(秋田港)

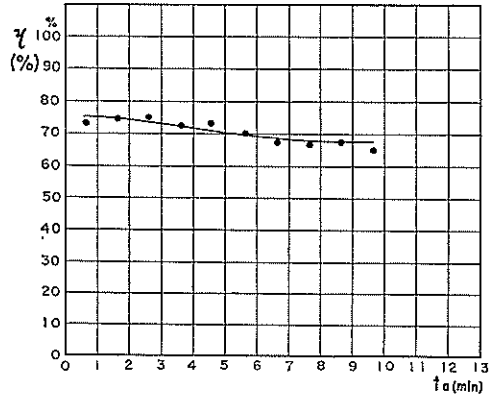


図-35 オーバ・フロー後の積込効率
(秋田港)

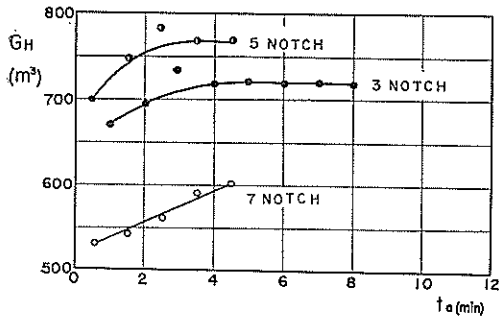


図-36 オーバ・フロー後の積込土量
(新潟西港)

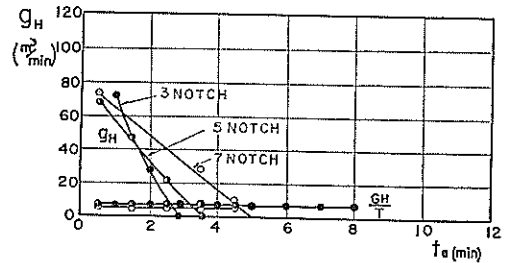


図-37 エコニック・ローディング線図
(新潟西港)

§ 7. ま と め

今回の調査は、浚渫ポンプの特性および浚渫時の実状の把握を主眼としたものであって、以上のことを要約すると次の通りである。

- (1) ドラグサクシヨン浚渫船は、浚渫主管路が短かいために、曲管部の管路抵抗中に占める割合は、30%程度になるため、これらの損失係数のとり方如何で、特性曲線上の使用点が大幅に変る。したがって、設計時における各損失係数のとり方は、ポンプ浚渫船等に比べて、より厳密さが要求される。本試験では、吸込、吐出各管の全損失係数を求め、これから、各損失係数の概略値を推定した。
- (2) ポンプ回転数 200~250rpm での特性曲線において、全揚程は、略々比例法則に従うが、電力曲線は、回転数の低下と共に比例法則線を上廻りようになるため各回転数における最高ポンプ効率は、250rpm をもとにすれば、230rpm で約4%、200rpm で約12%それぞれ低下することを確認した。

- (3) 入口絞り試験の結果、吸込圧力 450~500 mmHg 程度では、殆んど性能低下は見られず、最高 670mm Hg にてなお、揚水可能であった。したがって、本ポンプの吸込特性上に関する問題は殆んどないものと思われる。
- (4) 浚渫時のポンプ使用点は、圧力変動が大きいため、正確な傾向はつかみ得なかったが、軟泥浚渫の場合の流量低下が著しいことが目立った。これは、ドラグヘッドの埋没によって吸込管抵抗が過大になった場合の特性に移行したためである。
- (5) ドラグヘッドの接地状態を判断するために、ドラグヘッド埋没係数を求めた。秋田港では、殆んど埋没がなく、 $\zeta_d=1$ であるから、吸込圧力および含泥率からポンプ揚土量を推定することが出来る。また軟泥の場合は、 $\zeta_d=0.3\sim 0.4$ でかなり埋没状態にあることが判る。 ζ_d と含泥率の関係は、今後に残された問題である。
- (6) 浚渫終了時の吃水は、略々満載吃水であって、現状では、積込重量を増すことは出来ない。

したがって、砂質土の場合は、オーバー・フロー・レベルを下げて、泥船容積を減らせば、計算上、約25倍の積込量を得ることが出来る。また、軟泥の場合は、オーバー・フロー後の積込量が殆んど増加しないから、オーバー・フローまで如何に高含泥率の泥水を吸込むかが問題になり、ドラグ・テンダーマンの技術が重要視される。

(7) コノミック・ローディング・タイムについては、数多くの資料をもとにしなければ結論的なことは云えないが本調査の範囲内では、秋田港の場合満載吃水まで、軟泥の場合は、オーバフローまでとなつてゐる。

(8) 浚渫時の積込量の目安に、吃水計および排水量を用いているが、これらでは、オーバー・フロー後の増加量が少ないと、非常に判定しにくくなる。したがって、オーバー・フロー後のみの積込量を示す、積載土量計の設置がのぞましい。また、ドラグテンダーマンは、ドラグアーム指示計および吐出水から、ドラグの接地状態を推定しているが、これの最も顕著に表われ、しかも重要な含泥率を見ながら行える工夫が欲しい。

以上は調査結果の要約であるが、なお、今後に残された問題を列記すれば、次の通りである。

- (1) 土質別のエコノミック・ローディング・タイムの決定
- (2) ポンプ回転数および船速が含泥率におよぼす影響
- (3) ドラグヘッド形状と含泥率（本調査では、自動調節形がよい）
- (4) 埋没係数と含泥率の関係

- (5) ドラグヘッド面積と吸込管面積の関係
- (6) 土質による適正な接地圧の選定

§ 8. あとがき

本報告は、海麟丸に装備された、各種計器および記録計の資料をもとに作成したものであるが、検討するに際し、常に記録の精度が問題になった。したがって、実際に作業を行うに当って、これら計器の充分なる活用を図るためにも、随時、チェック乃至補正を行う必要がある。

なお、本調査に際して、第一港湾建設局の御援助を頂いたが、特に本局機械課、新潟機械整備事務所ならびに海麟丸乗組員の関係各位に厚く感謝すると共に、本報告作成に当り、種々御助言を頂いた松田機材部長に謝意を表する次第である（筆責八木得次、入江義次）

参 考 文 献

1. 長谷川、八木、徳永、サンドポンプの性能並びに管抵抗の実験
運輸技術研究所報告第7巻6号
2. 近藤、木原、青木、菊谷、ドラグサクシオン浚渫船（海鷗丸）のエコノミック・ローディング
港湾技研資料
3. ドラグサクシオン浚渫船調査団報告
日本作業船協会
4. 作業船 No. 40.
日本作業船協会
5. 応用ポンプ工学 寺田進
(昭和41年4月30日受付)

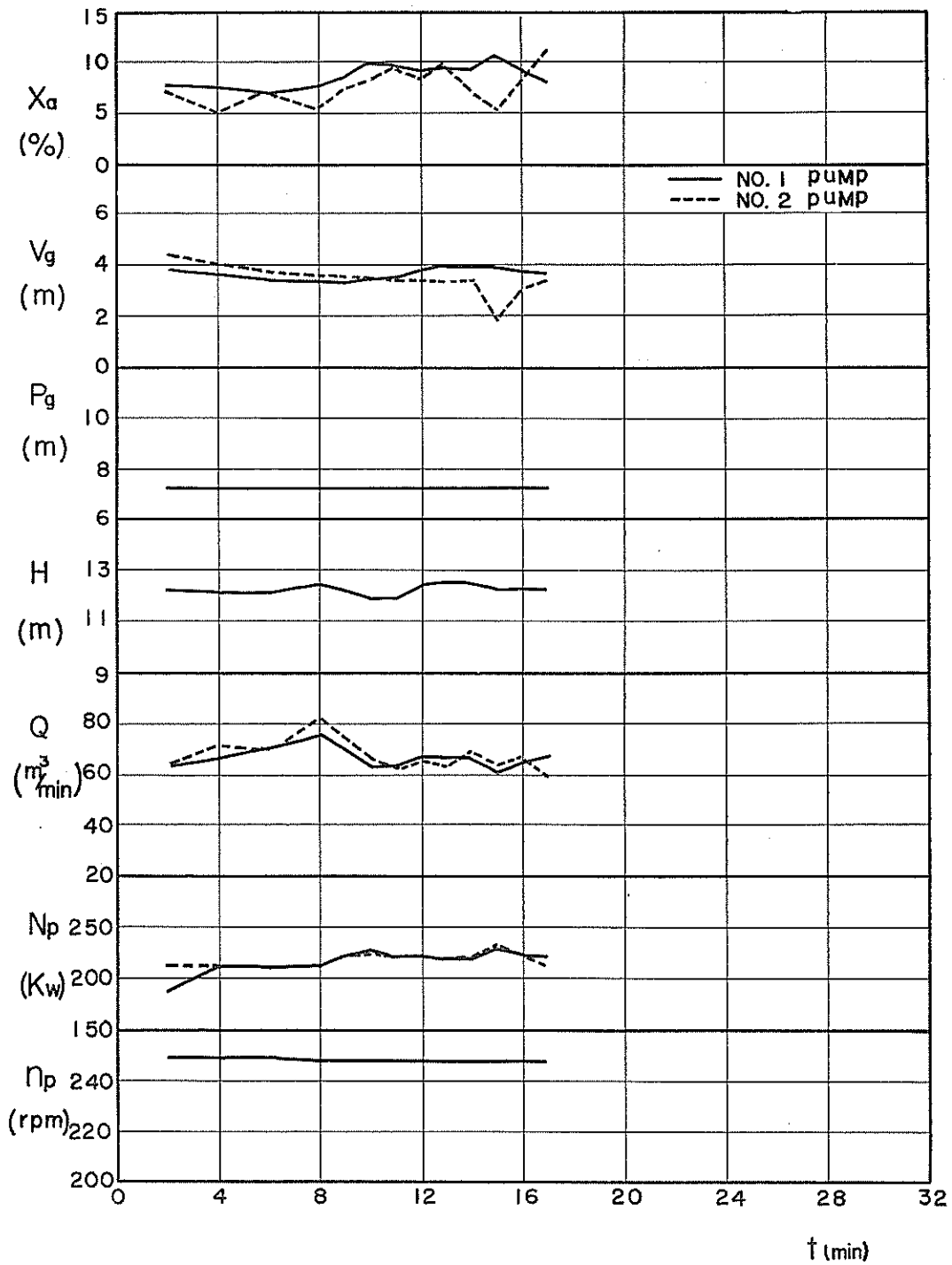


図-15 凌波試験の記録 (No.23)

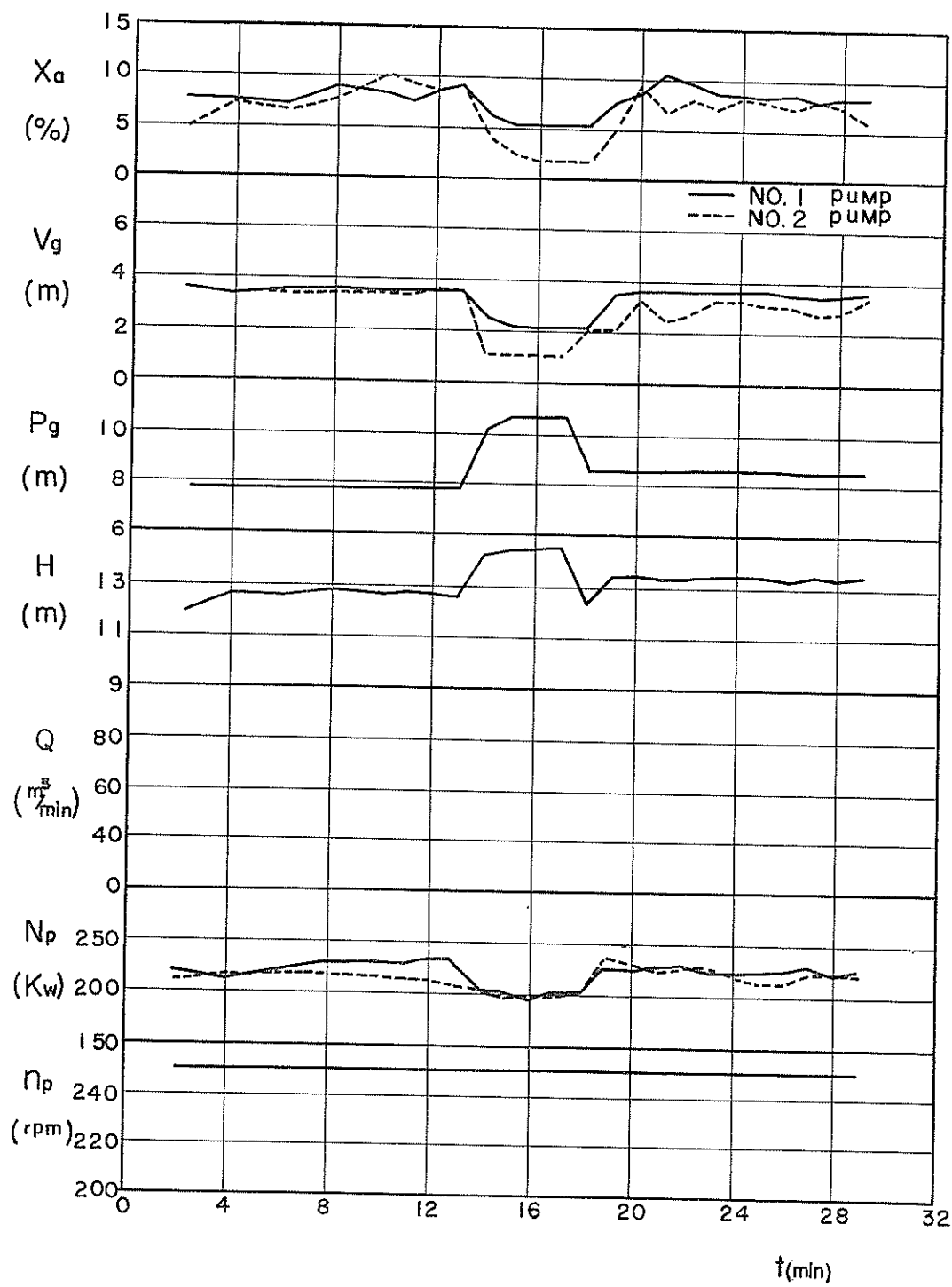


図-16 浚渫試験の記録 (No. 25)

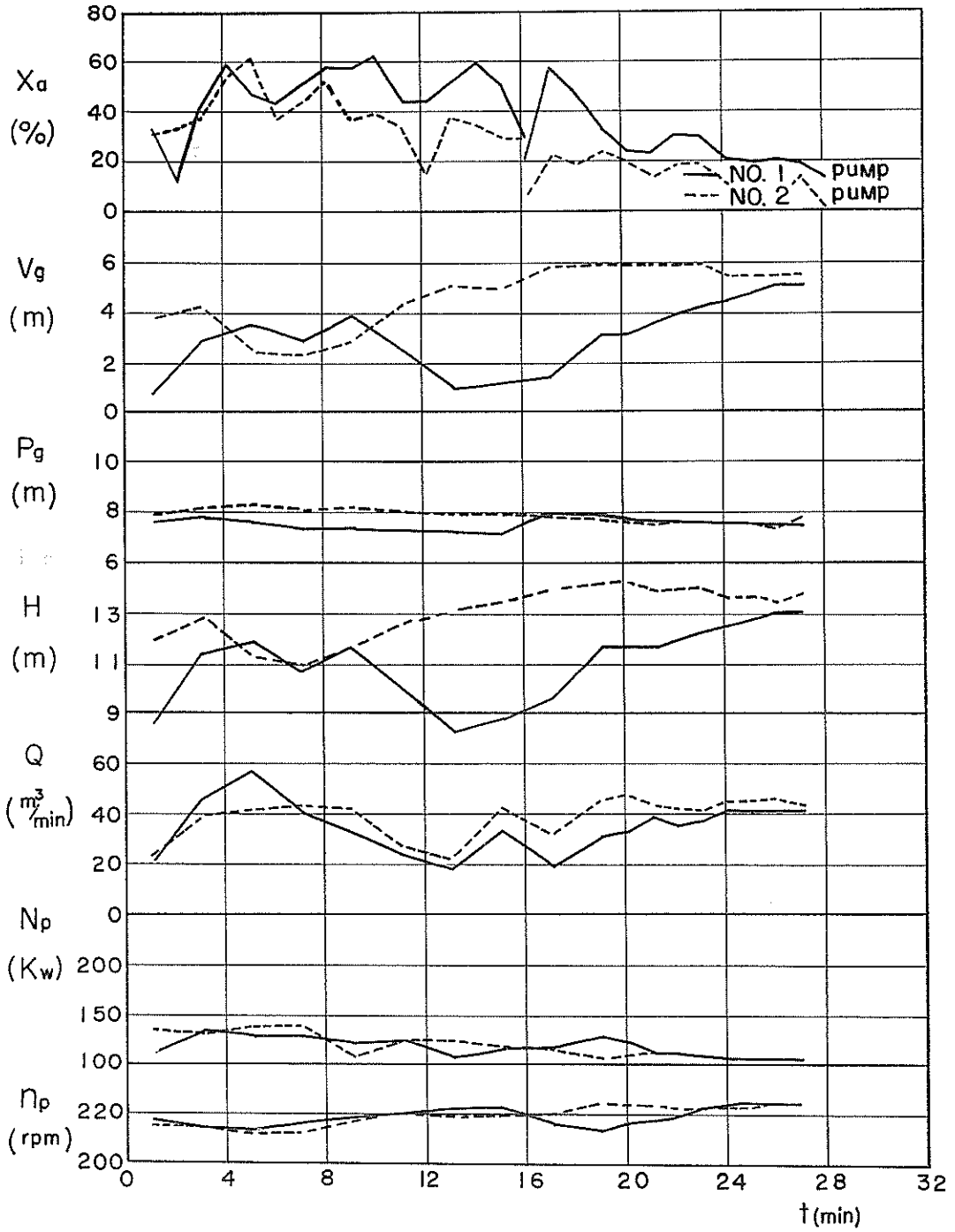


図-17 凌波試験の記録 (No. 27)

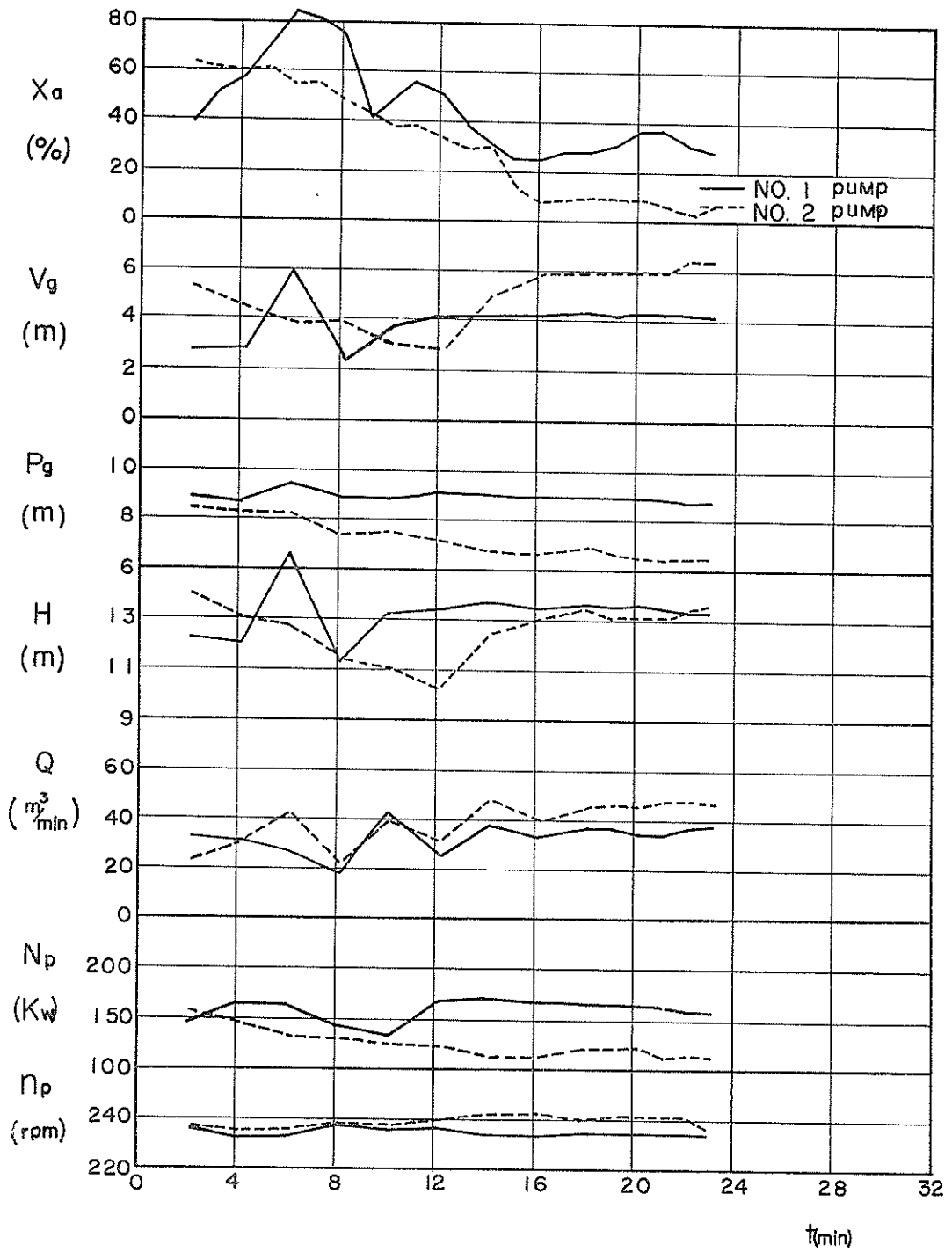


図-18 浚渫試験の記録 (No. 28)

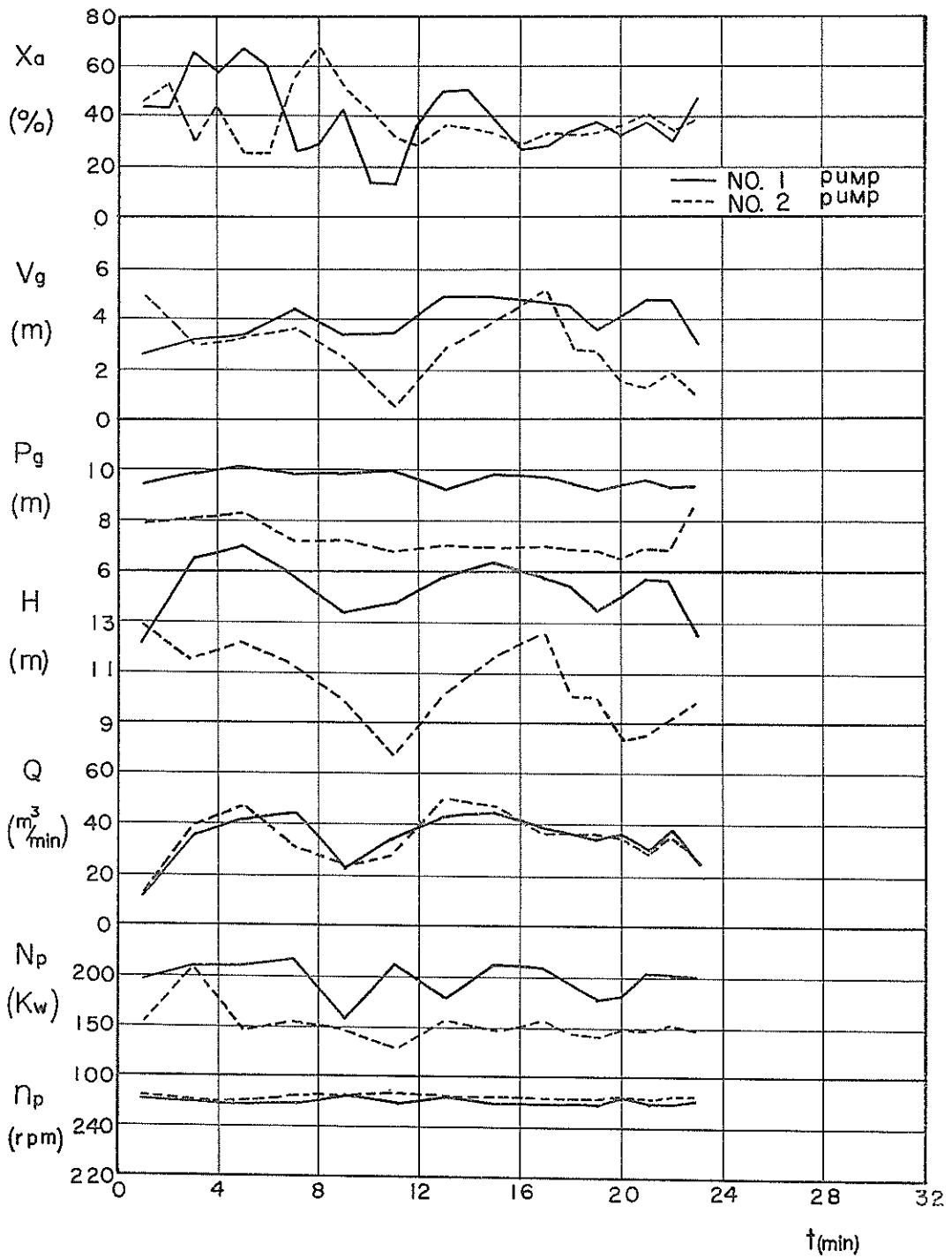


図-19 浚渫試験の記録 (No. 29)

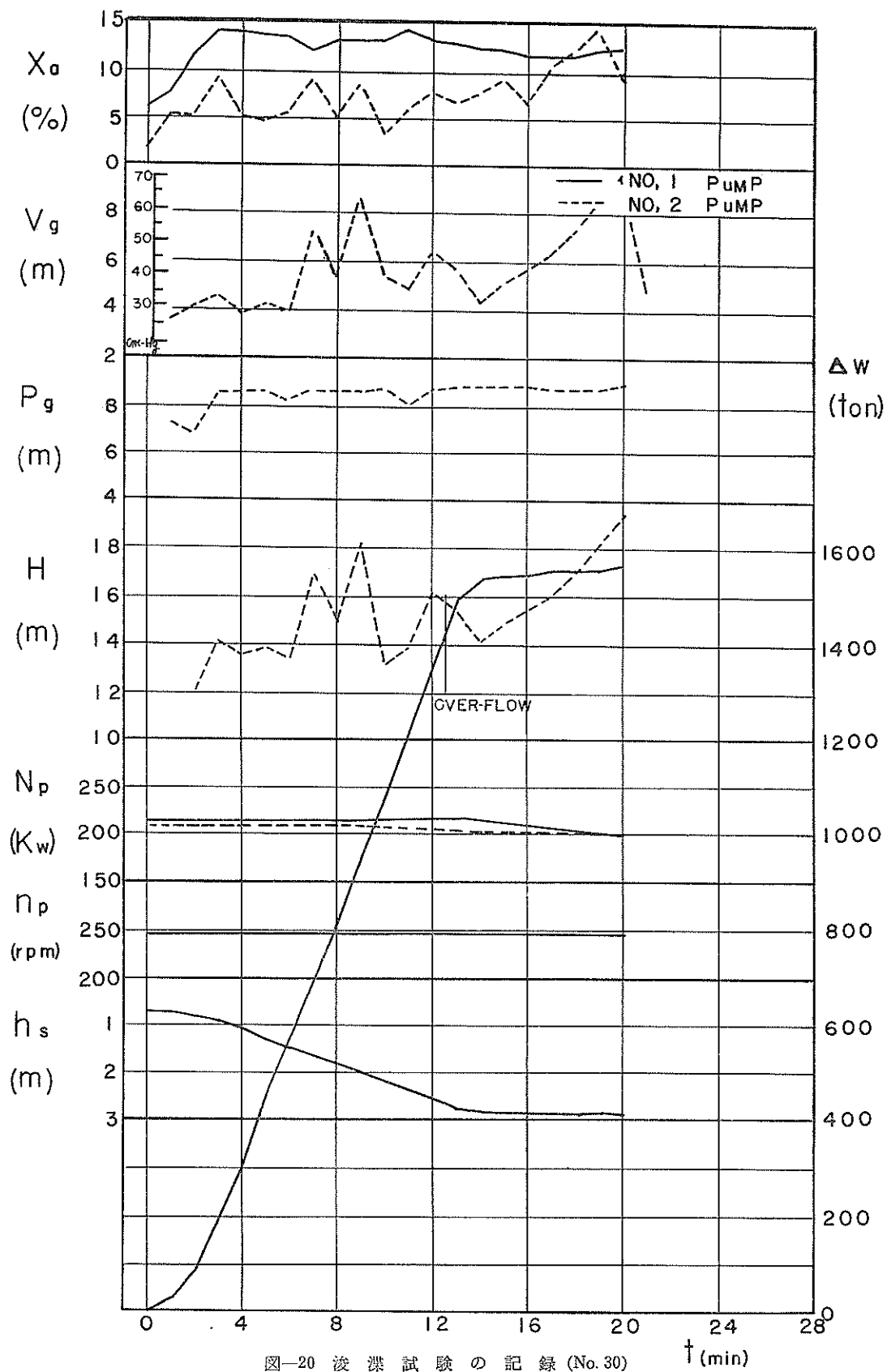


図-20 浸漉試験の記録 (No. 30)

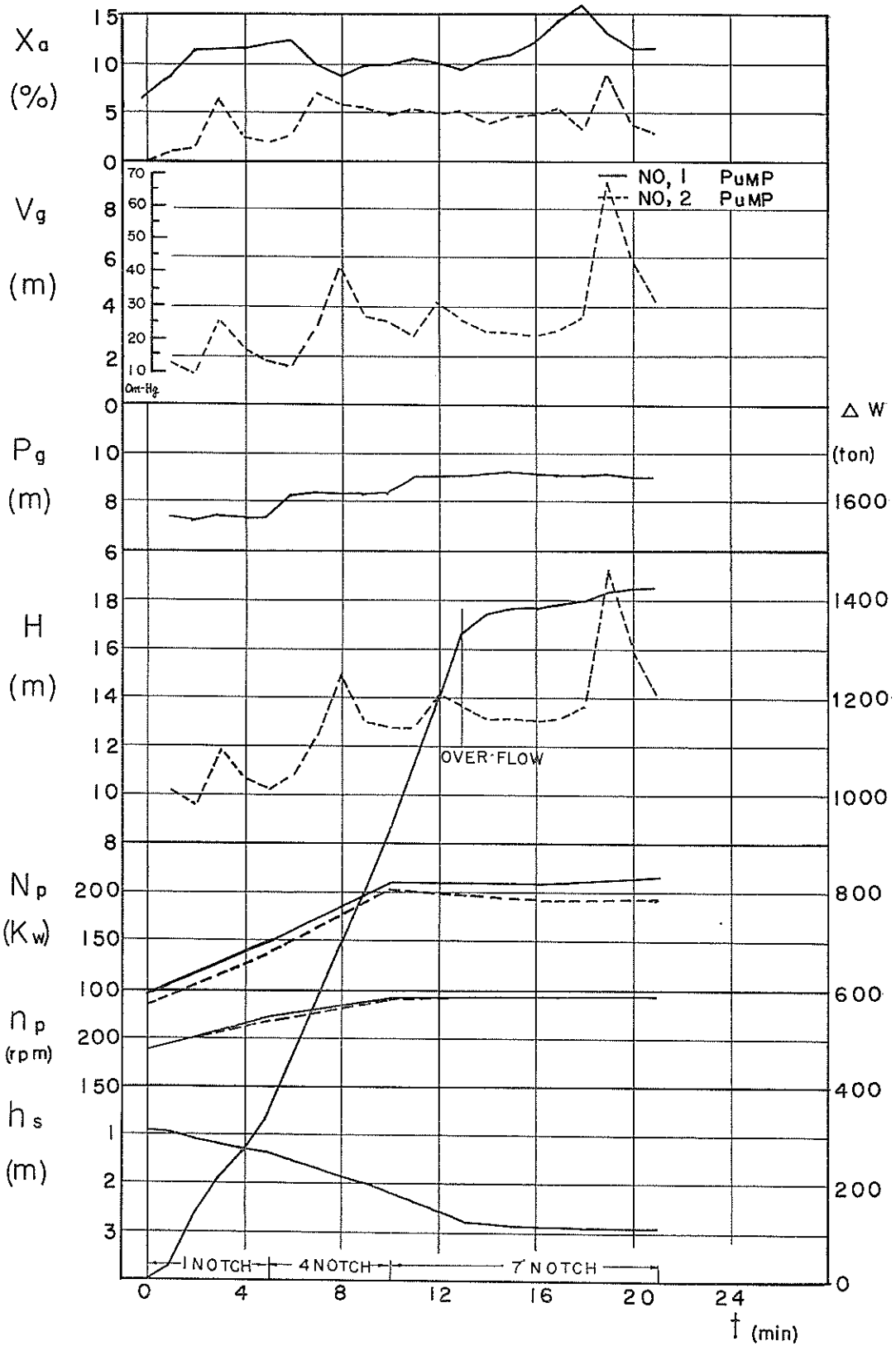


図-21 波濺試験の記録 (No. 31)

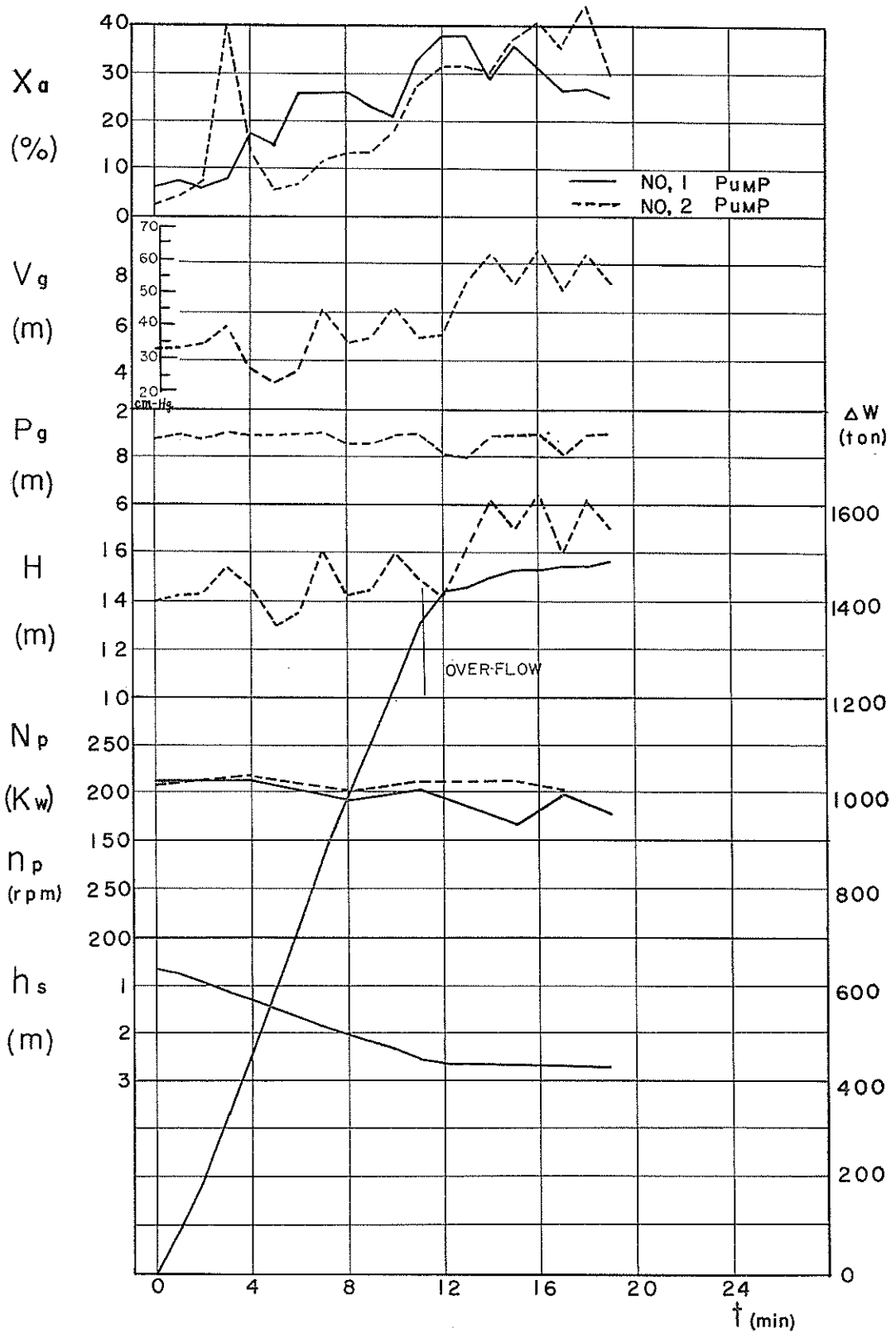


図-22 浚渫試験の記録 (No. 32)

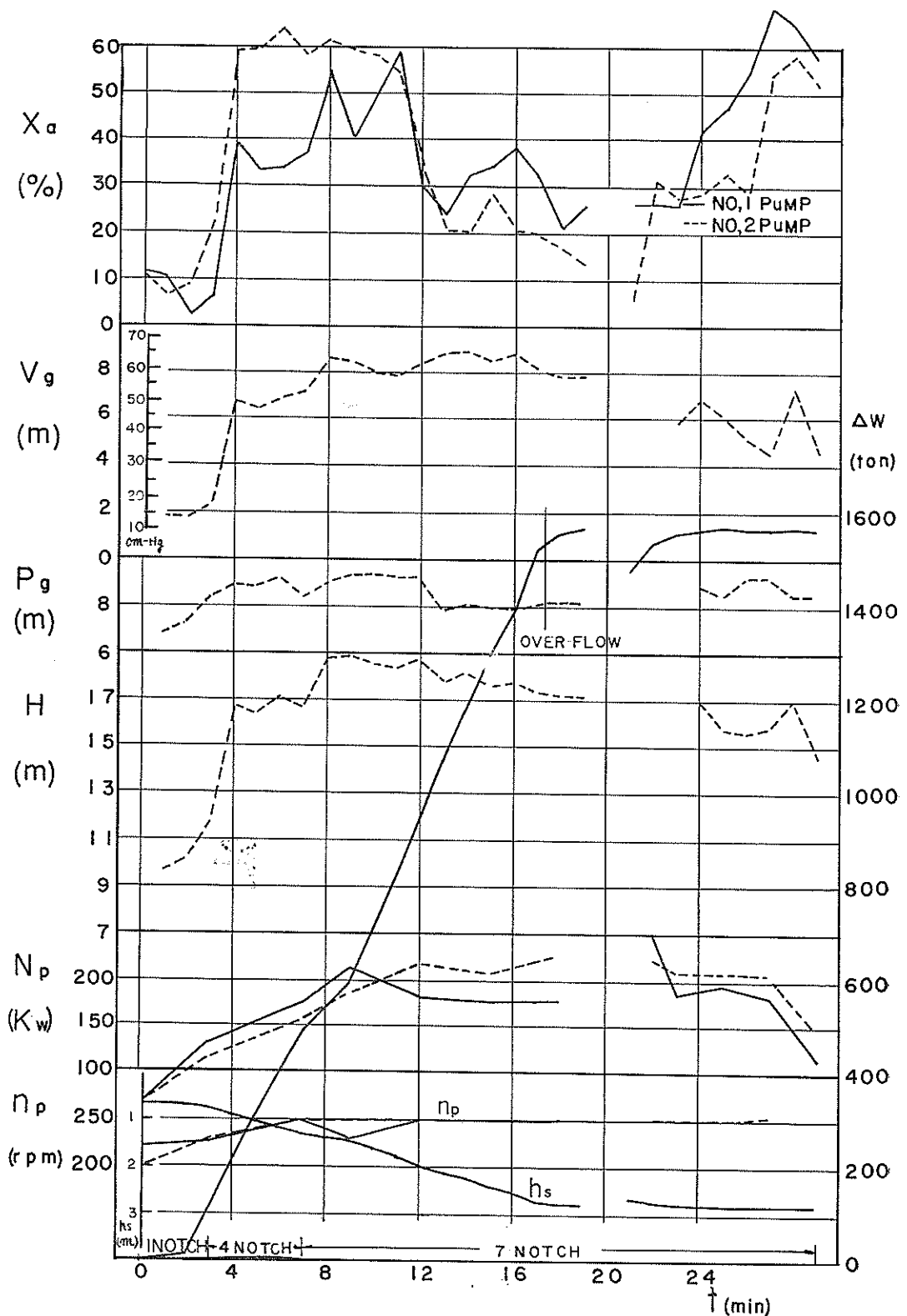


図-23 浚渫記録の記録 (No. 23)

港湾技研資料 No. 23

1966年4月



編集兼発行人 運輸省港湾技術研究所

発行所 運輸省港湾技術研究所
横須賀市長瀬3丁目1番1号

印刷所 株式会社 白泉社
東京都港区麻布霞町7