

# 自動位置保持システム用スラスターの性能調査

上田 隆康\*・菅井 信夫\*・塚田 吉昭\*

## On Characteristics of Thruster for Dynamic Positioning System

By

Takayasu UEDA, Nobuo SUGAI and Yoshiaki TSUKADA

### Abstract

Dynamic positioning of drilling platforms working in deep water requires a high power thruster to counter the environmental conditions.

Various types of thrusters for dynamic positioning systems, which are dependent upon objects have been developed.

However, there are few informations on the hydrodynamical characteristics of thrusters themselves.

Under these situations, this paper gives data obtained experimentally on the characteristics of the tunnel type thruster which plays a role as main thruster for semi-submersible type rig with two lower hulls, especially, static and dynamical characteristics of the thruster.

### 1. ま え が き

本調査は、水深1,000m程度の海域で活動できる大深度石油掘削船の自動位置保持装置の技術開発を行う総合研究の中の1端として実施したものである。

間断なく変化する波浪、潮流、局部流、風などの存在する自然環境条件下において大型石油掘削船の移動量と修正するには、極めて大きな推力が必要とされる。この推力を発生するスラスターは絶えずインペラの正転・逆転を繰返し、また、その回転数を変化させる。インペラが可変ピッチ方式のものであれば、絶えずそのピッチを変化させる。

このようなスラスターに対しては、当然のことながら大容量であり、全ての出力範囲内で良好な効率を維持するものであり、かつ応答性がよく、長期間連続運転が可能であること等が要求される。

更に、掘削船の形式に適合するスラスターの選定に当っては、駆動方式、制御対象(例えば、回転数制御

とピッチ制御のいずれを主体とするかなど)、発停時の性能(過渡特性)、メンテナンス方式、信頼性などの検討が必要である。

スラスターの方式としては、種々のものがあるが、その1例<sup>1)</sup>を示すと次のようなものがある。

- 水ジェット式
  - 単数吹出し □ 吹出し方向固定
  - 複数吹出し □ 吹出し方向可変
- 船用推進器型
- 回頭型
  - ノズル付 □ ピッチ固定
  - ノズル無 □ ピッチ可変
- トンネル型(船用サイドスラスター型式)
  - ピッチ固定
  - ピッチ可変

本調査では、セミサブ・2ローワーハル型掘削船の主スラスターとして適する可変ピッチインペラをもつトンネル型スラスターを性能調査の対象とした。

スラスターの設計に当っては、前述の通り、各種多様な総合検討が行なわれるが、その基本設計段階ではまずその定常性能、動的特性に関する情報が必要である。

この目的に対する資料を得るために、スラスター模型およびその試験機等を製作し、水槽試験を行ったの

\* 推進性能部

原稿受付 昭和56年5月12日

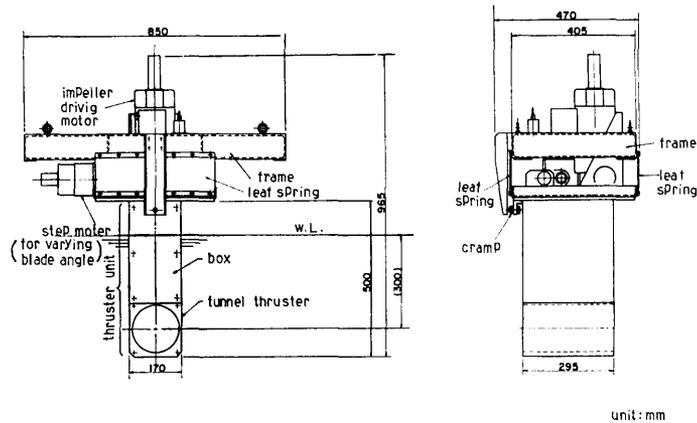


Fig. 1 Dynamometer for thruster model

でその結果について報告する。

2. 試験装置

対象実機としての大深度石油掘削船は、長さ 113.0 m、幅 68.7m、掘削時喫水 22.0m、掘削時排水量 26,040 トンであり、その移動水深は約 1,000m である。ローハルは長さ 113.0m、幅 14.7m、高さ 6.2m であり、54.0m の中心間隔で平行に配置されている。

この石油掘削船用のスラスターを対象に、その定常性能及び動的特性について可能な限り高い精度で調査を行う目的から経費限度の大型スラスター模型と同用試験機を製作することとした。実船用トンネル型スラ

スターのインペラ直径を 3.00m と想定し、模型はその 1/20 とした。

試験に使用した機器の概要について以下に記す。

2.1 スラスター試験機

基本的には、スラスター内のインペラを回転させ、そのときのインペラのスラスト、トルク、回転数、スラスターに作用する力 F (やはりスラスト) を計測する試験であるが、本試験では、定常性能試験の他にインペラの回転数と翼ピッチ角 (以後翼角と呼ぶ) を外部信号によって変化させたときのインペラ・スラストの応答をも調査する目的があったので、翼角変化の出来る機能を本試験機に備えた。

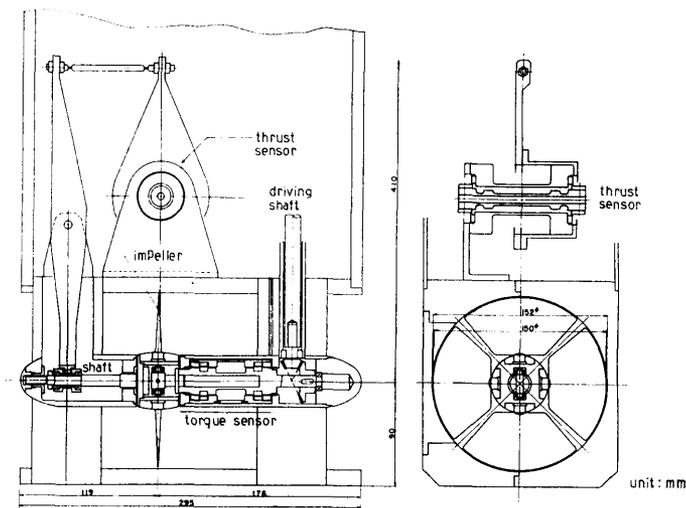


Fig. 2 Tunnel thruster

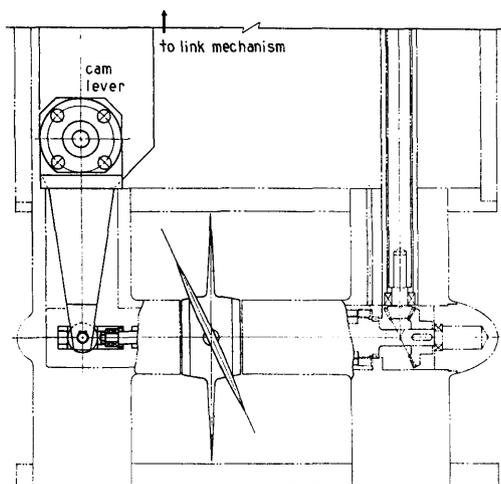


Fig. 3 Mechanism for varying blade angle

試験機の外形を図-1に示すが、本機の下端にトンネル型スラスタの基本形部分が取付けられている。この基本形部分を支える筐体が上方に続き、筐体の上面には、インペラの駆動モータ、翼角を変化させるためのステップモータとリンク機構、および上記のFなる力を計測するロードセルが取付けられている。上述の各機能部分が1つのユニットとなり、さらにこのユニットは板バネを介してフレームに取付けられている(図-1参照)。板バネは、このスラスタユニットに働く力Fを計測するために使用される。

トンネル型スラスタの基本形部分を 図-2に示す

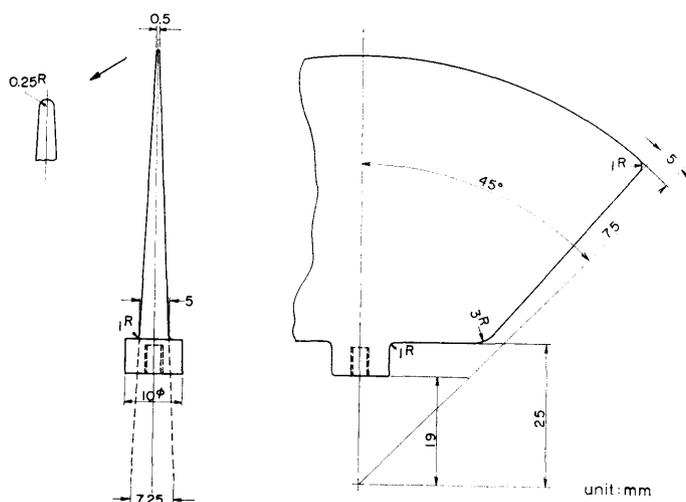


Fig. 4 Shape of impeller blade

が、このトンネル内にインペラが収納され、インペラのボスには、インペラの駆動機構、トルク検出部、スラスト検出装置、翼角変化機構が組込まれる。ただし、スラストを検出する場合、インペラの回転軸に作用するスラストを振り磁歪管への振り力に変換してスラストを計測するので、この軸を利用している翼角変化機構とスラスト検出装置とは同時に作動させることが出来ない。すなわち、このような機構上の制約から、翼角を外部信号で制御する場合は、スラスト検出装置の組み込みが出来ず、反対にスラスト検出時は、外部信号による翼角制御が出来ない。翼角変化機構を図-3に示す。

試験機の容量、機能などは次の通りである。

計測容量	トルク(Q)	$\pm 0.2\text{kg}\cdot\text{m}$
	インペラスラスト(T)	$\pm 7\text{kg}$
	ユニットに作用する力(F)	$\pm 7\text{kg}$

検出方式 QとTは振り磁歪であり、Fはストレインゲージである。

インペラ回転数  $0\sim\pm 20\text{rps}$

翼角変化量 外部制御時は  $0^\circ\sim\pm 25^\circ$

外部信号による制御速さの許容範囲

回転数、翼角変化とも、フルスケールに対して  $2\text{Hz}$

## 2.2 インペラ

インペラの翼輪郭、翼厚さ等の要目は、船用バウスラスタを参考にして決定した。要目は次の通りであ



に図-6に示す箱型の2次元模型を製作した。即ち、トンネル出入口のコーナ $R$ を、 $R=0$ 、 $R=20\text{mm}$  ( $R/D=0.133$ )、 $R=40\text{mm}$  ( $R/D=0.267$ )、トンネル長さ $l$ を、 $l=2.5D$ 、 $3.25D$ 、 $4.0D$ とするものである。

### 3. 試験結果

定常性能試験における計測量は、前記の通りインペラのスラスト $T$ 、スラスタユニットに作用する力 $F$  (スラスタユニットに2次元模型を取付けた場合は2次元模型に作用する力)、インペラのトルク $Q$ 、インペラの回転数 $n$ である。スラスタの主用途が、掘削船の移動量修正であるため、スラスタの対水速度は殆んどの場合零に近く、従ってスリップ100%で作動しているときは有効な出力馬力はないことになる。

従ってこの場合、推進器効率の考え方が出来ないの、水流を発生させるポンプの仕事と同様に取扱うこととする。

トンネル内の水流の平均流速を $\bar{V}$ 、トンネル断面積を $A$ とすると、運動量として $T=\rho AV^2$ であるから、 $\bar{V}=\sqrt{\frac{T}{\rho A}}$ である。

水流を発生させるためのインペラの仕事 $=\frac{T \cdot \bar{V}}{75}$   
 $=\frac{T \cdot \sqrt{\frac{T}{\rho A}}}{75}$ 。従って効率は $\eta_T = \frac{T \cdot \sqrt{\frac{T}{\rho A}}}{2\pi n Q}$ と表現できる。

$$T, Q \text{ を } K_T = \frac{T}{\rho n^2 D^4}, \quad K_Q = \frac{Q}{\rho n^2 D^5}$$

の表現で無次元化すると、 $K_T, K_Q$ を使って

$$\eta_T = \left(\frac{K_T}{\pi}\right)^{3/2} / K_Q \text{ と表わすことができる。}$$

同様に $F$ についても $K_F = \frac{F}{\rho n^2 D^4}$ を用いると、 $F$ に対する効率は $\eta_F = \left(\frac{K_F}{\pi}\right)^{3/2} / K_Q$ となる。

$T$ と $F$ の関係は、例えば図-6に示す2次元模型とインペラを含むトンネル部の組合せでは、インペラの作動によって2次元模型の前面と後面のトンネル出入口周辺に圧力差が生じ、この圧力差による力とインペラ・スラストの和が大略 $F$ になる。トンネル内面の摩擦抵抗、インペラボスを支えるストラットの抵抗などは、スラスタ出力を減少させる。以上の事項から、結局 $F$ がトンネル型スラスタの出力となるが、 $F$

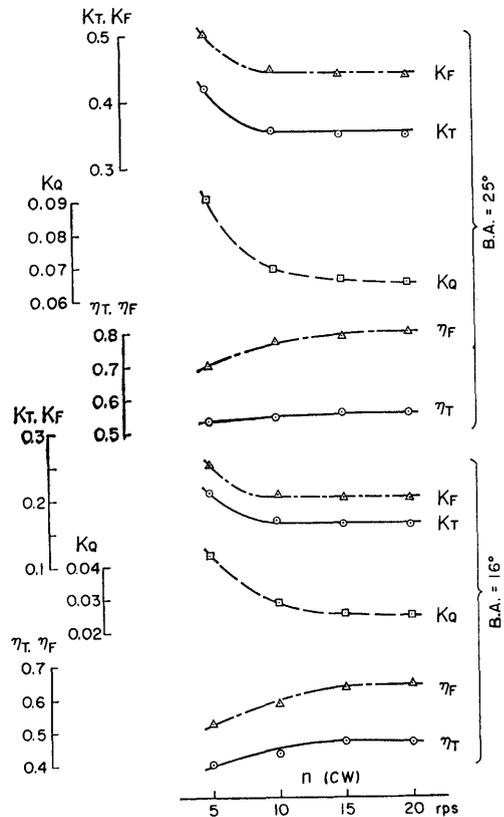


Fig. 7 Effect of impeller speed (thruster unit,  $R=0$ ,  $l=1.97D$ )

は、例えば、ローハルの断面形状やトンネルの直径とローハルの高さとの比などに影響される。従って設計面から具体的なスラスタ出力の調査を行う場合は、決定されたローハルの模型(長さ方向には、2次元模型でよい)を使用する必要がある。

#### 3.1 回転数変化の影響

諸種の定常性能試験の実施に先立って、計測値の無次元量が回転数変化の影響を受けずに安定する回転数を調査した。この調査はスラスタユニットのみで行った(スラスタユニットは $R=0$ ,  $l=1.97D$ )。調査結果を図-7に示すが、図中に示す記号、符号は次のとおりである。スラスタユニットと名付けているものは図-1のように、トンネルの入口側、出口側とも同型であるため、便宜的に前面(入口側)、後面(出口側)を決定し、後面からみてインペラが右廻りのとき正転或はCW(逆転時はCCW)とし、後面から前面に向って作用する $T$ と $F$ を正、正転時に正方向

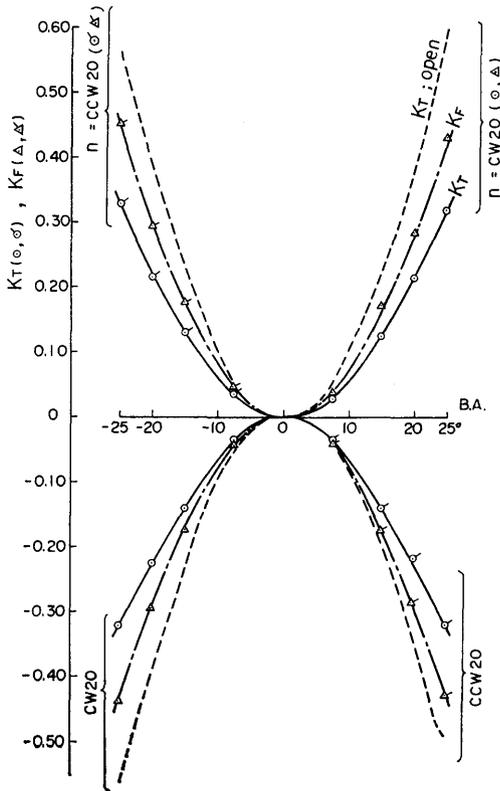


Fig. 8 Relation between blade angle and  $K_T, K_F$  ( $R=0, l=2.5D$ )

の  $T$  を出す翼角  $B. A.$  を正とした。また正転時のトルクを正とした。ただし、効率  $\eta_T, \eta_F$  は  $|T|, |F|, |Q|$  を用いて計算した。

本図は、インペラ正転、翼角正の場合であるが、 $B. A. = 16^\circ, 25^\circ$  の場合とも、 $n \geq 15 \text{ rps}$  (レイノルズ数  $R_n = \frac{nD^2}{\nu} \geq 2.8 \times 10^5$ ) で各特性値が一定になることが判明した。

なお本試験は、インペラ軸心の深度  $I_m = 2.2D$ 、水温  $= 13^\circ \text{C}$  であった。

3.2 翼角変化の影響

翼角の変化によるスラスタ出力の変化を調査した。インペラ回転数は 3-1 の調査結果に従って  $n = 20 \text{ rps}$  とし、2次元模型の  $R=0, l=2.5D, I_m = 2.0D$  の場合について試験した。結果を図-8, 9, 10 に示す。翼角  $B. A.$  の正、負についての性能曲線はほぼよい一致を示しているの、試験精度はおおむね良好であったと言えよう。

これらの成績を、(財)日本船用機器開発協会にて実施

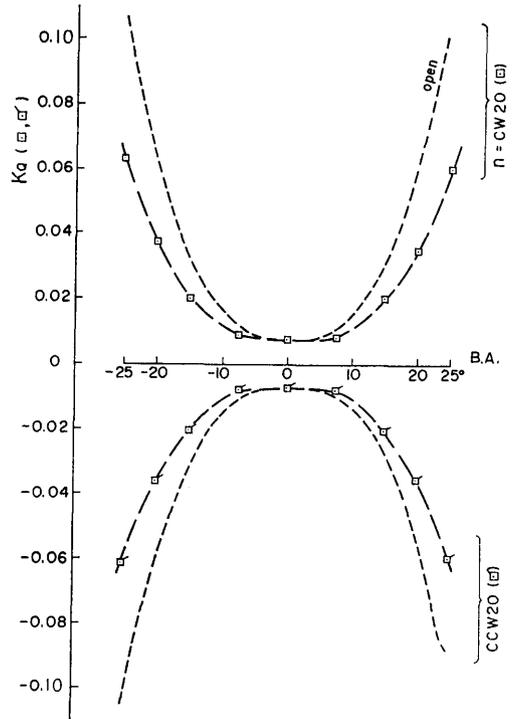


Fig. 9 Relation between blade angle and  $K_Q$  ( $R=0, l=2.5D$ )

されたスラスタ試験結果<sup>3)</sup>と比較したが、インペラの翼断面形状及びその他の要目に多少の差があるものの性能曲線に大きな差はみられなかった。

図-8~10の成績を示すトンネル型スラスタのインペラを、船用プロペラのようにいわゆるオープンの状態にしたとき如何なる成績を示すかを知るために、インペラ翼をトンネル部から取出し、船用模型プロペラの単独性能試験機に取付けて試験した。その結果を図-8~10中に点線で示したが、スラストでは、トンネル時の  $K_F$  より大幅に大きくなっており、トルクもまた同じ傾向を示した。効率は、トンネルの場合、翼角  $B. A.$  が  $25^\circ$  までの範囲では、まだ低下がみられないのに対し、オープン状態では、 $B. A. = 22.5^\circ$  で最大値を示す。また、 $B. A. \geq 15^\circ$  のオープン時の効率はトンネル時より低くなった。従って、より大きなスラストを取出すためには、オープンの状態がよく、効率を重視するのであれば、トンネル状態が望ましいことが判明した。

3.3 最大スラストを発生する翼角

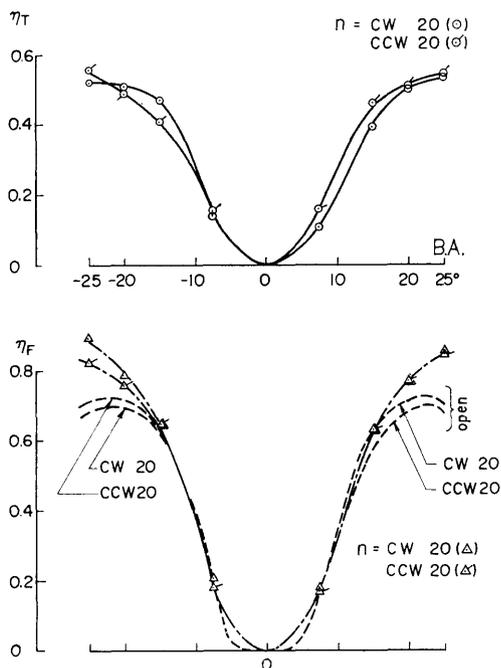


Fig. 10 Relation between blade angle and  $\eta_T$ ,  $\eta_F$  ( $R=0$ ,  $l=2.5D$ )

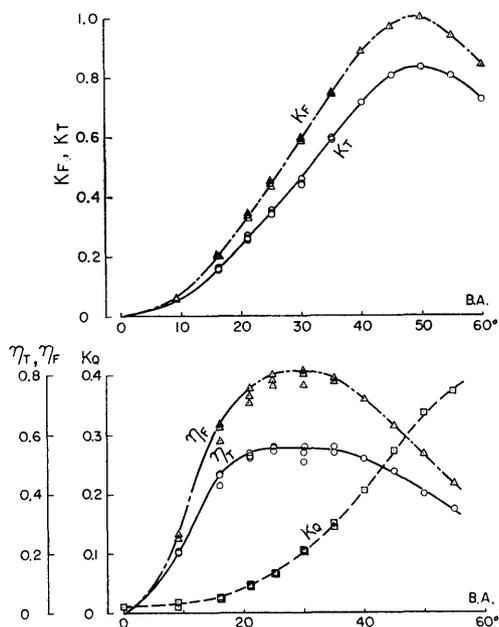


Fig. 11 Blade angle of maximum thrust (thruster unit)

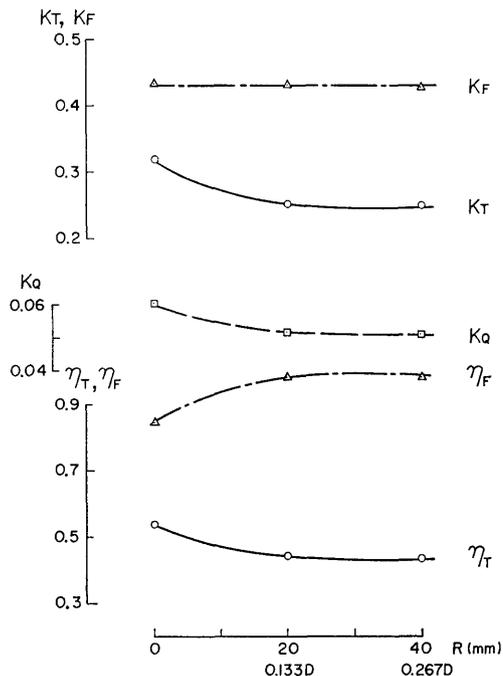


Fig. 12 Effect of entrance fairing of tunnel ( $B.A.=25^\circ$ ,  $n=CW20$ rps,  $l=2.5D$ )

可変ピッチインペラは通常最大翼角を  $25^\circ$  から  $35^\circ$  位として使用するよう設計されるようであるが、設計資料の収集と言う意味から最大スラストを発生する翼角について調査した。本試験は2次元模型を使用せず、スラストユニットのみで、インペラ回転数  $n=CW10, 15, 20$ rps、軸心深度  $l_m=2.3D$  で実施した。試験結果を図-11に示す。スラストユニットに作用するスラスト  $K_F$  も、インペラの出すスラスト  $K_T$  も翼角  $B.A. \approx 50^\circ$  で最大値となっているが、インペラのトルクは当然のことながら  $B.A. = 90^\circ$  付近で最大値となるはずである。効率  $\eta_F$ ,  $\eta_T$  は、 $B.A. = 25^\circ \sim 35^\circ$  の範囲で最も高く、 $B.A. \approx 30^\circ$  付近で最大値となるようである。

### 3.4 トンネルの出入口形状の影響

図-6に示す2次元模型をスラストユニットに取付け、2次元模型のトンネル出入口コーナの半径  $R$  を、 $R=0, 20$ mm,  $40$ mm に変化させて試験を行った。その結果は図-12に示すように、 $R=40$ mm 位にすると、諸種の特徴値はほぼ一定値に近づいている。 $R$  を  $0$  に近づけると、 $K_T$  は大きくなるにもかかわらず、トンネル出口の後面では  $R=0$  のため圧力上昇が

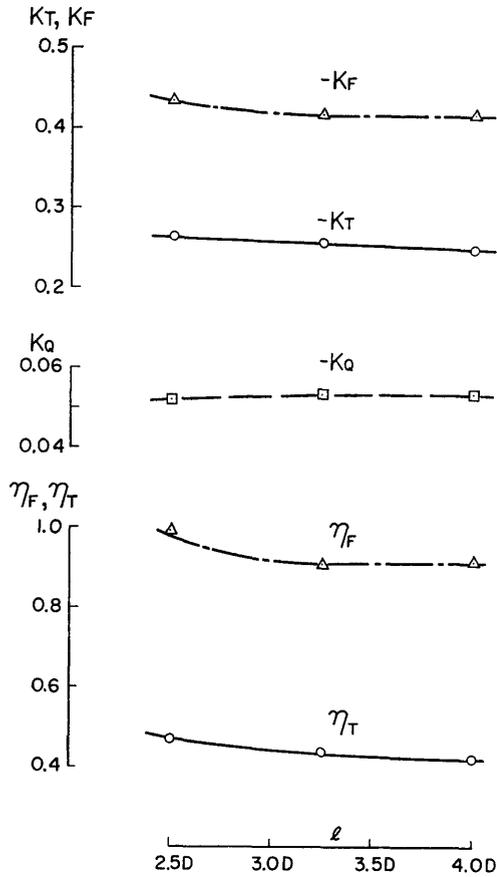


Fig. 13 Effect of tunnel length ( $B.A.=25^\circ$ ,  $n=CCW20$ rps,  $R=20$ mm)

不十分であり、このため  $K_F$  は  $K_T$  のようには上昇しなかった。結局コーナ  $R$  が小さければトルクが増大するのでコーナの  $R$  は  $0.14D$  以上が望ましい。なお、この試験は、 $B.A.=25^\circ$ ,  $n=CW20$ rps,  $l=2.5D$ ,  $I_m=2.3D$  のもとで実施された。

### 3.5 トンネル長さの影響

2次元模型を使ってトンネル長さの影響を調べたものが図-13である。この試験は  $B.A.=25^\circ$ ,  $n=CCW20$ rps,  $R=20$ mm,  $I_m=2.0D\sim 2.3D$  のもとで実施された。本図によると、長さ  $l$  が  $2.5D\sim 4.0D$  の範囲では性能に大きな変化はないが、トンネル内の摩擦損失が増加し、そのために効率はゆるやかに低下している。

### 3.6 近接壁面の影響

スラスターの吹出し口或は吸込み口に比較的接近し

(250)

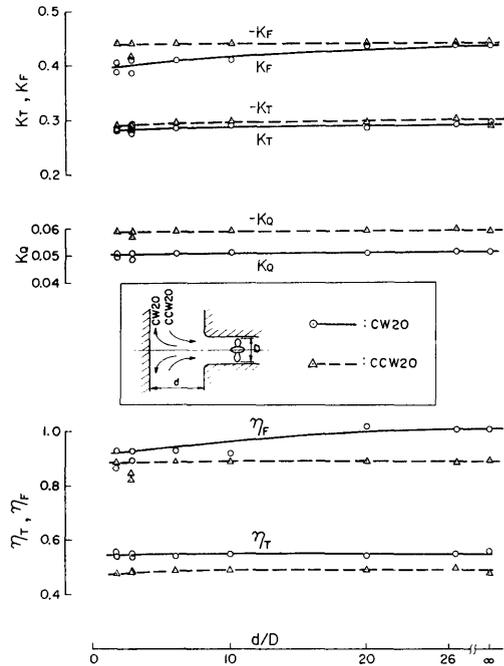


Fig. 14 Effect of near wall ( $R=20$ mm,  $l=3.25D$ )

た壁面のある場合、例えば、間隔の比較的せまい2ローハルの場合とか、トンネル口付近に支援船が接近している時などのスラスター特性の変化を調査しておくこととした。

トンネル出口側端部を固定壁に近付けてインペラを回転させ、壁面に対し吹出し(正転, CW)と吸込み(逆転, CCW)を行った。試験結果を図-1.4に示す。トンネル端部と壁面との距離  $d$  が  $1.7D$  まで小さくなくても、吹出し時の  $K_F$ ,  $\eta_F$  以外の特性値は殆んど影響を受けない。ただ、 $K_F$ ,  $\eta_F$  は  $d$  の減少とともに若干減少する。

なお、本試験は、 $B.A.=25^\circ$ ,  $n=CW\&CCW20$ rps,  $R=20$ mm,  $l=3.25D$ ,  $I_m=2.0D$  で実施された。

スラスターの出力は上述のように近接壁面によってあまり影響を受けないが、2ローハルの内側に向けてスラスターの水流を吹出す場合、他方のハルが吹出し流れの影響を受け、掘削船全体としてはねらいのスラストが得られないことになる。従って2ローハル間の距離を考慮の上、トンネルを少し傾斜させるなどの対策が必要である。

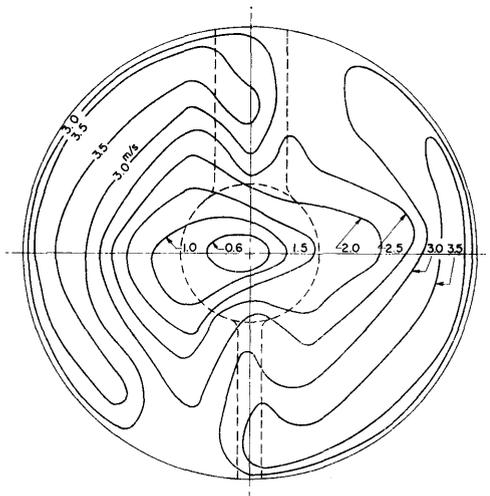


Fig. 15 Distribution of flow velocity (thruster unit,  $B.A.=25^\circ$ ,  $n=CW20\text{rps}$ )

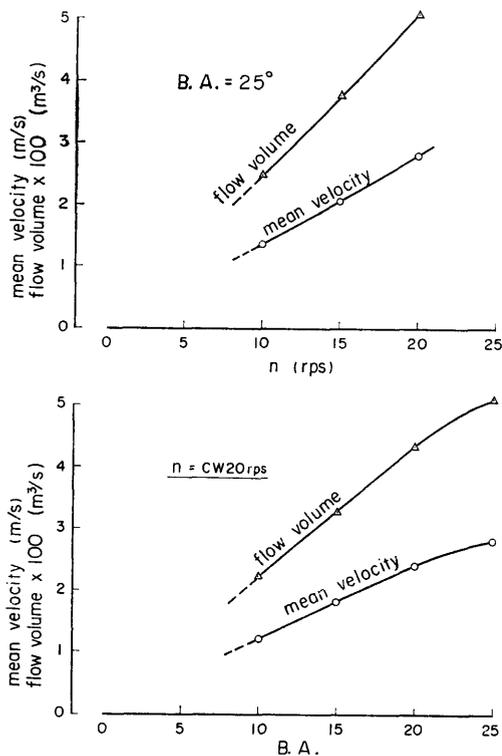


Fig. 16 Flow volume & mean velocity (thruster unit)

### 3.7 平均流速の計測

インペラの回転数  $n$ , 翼角  $B.A.$  の変化に対する平

均流速の変化を調査した。計測の方法は、2次元模型を使用せずにスラスタユニットのみにて、ダクトの吹出口に配置した2孔のJ I S型ピトー管によって流速分布を計測した。はじめに  $B.A.=25^\circ$  のもとに  $n=CW10, 15, 20\text{rps}$ , 次に  $n=CW20\text{rps}$  のもとに  $B.A.=10^\circ, 15^\circ, 20^\circ, 25^\circ$  と変化させたが、トンネル吹出口での流速分布の1例を図-15に、流量、平均流速を図-16に示した。図-15中にはインペラボスとボスを支持するストラットを点線で示したが、流速分布にはこれらの影響に加えて翼の半径方向のピッチ差による影響が支配的であり、かつ意外にも左右の対称性が悪くなっている。

図-16によると、流量はインペラ回転数  $n$  が  $10 \leq n \leq 20\text{rps}$  の範囲内、或は翼角  $B.A.$  が  $10^\circ \leq B.A. \leq 20^\circ$  の範囲内で  $n$  や  $B.A.$  と良好な比例関係を示している。従って、平均流速  $\bar{V}$  も  $n$  や  $B.A.$  と上述の範囲内で比例関係があるので、 $T \propto \rho A \bar{V}^2$  より、

$$T \propto n^2 \quad (10 \leq n \leq 20\text{rps})$$

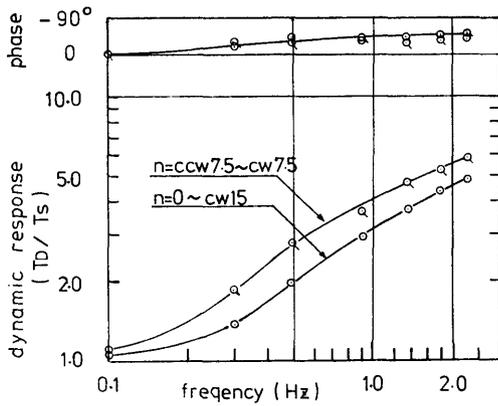
$$T \propto (B.A.)^2 \quad (10^\circ \leq B.A. \leq 20^\circ)$$

の関係となっている。この関係は図-7, 図-8にも示されている。

### 3.8 周波数応答

自動制御要素の動的特性を表現する方法として数種類<sup>4),5)</sup>の方法があるが、これらのうちからスラスタの動的特性を実験的に求める方法の1つとして、はじめに周波数応答を求める試験を実施した。試験としては、インペラの回転に対し、周波数可変の正弦波信号を外部制御信号として与え、そのときのスラスタ出力の応答を調査するものである。インペラ駆動機構の駆動制御の出来る範囲が2Hzまでであるため、試験は約2Hz以下で実施した。図-17, 図-18は  $B.A.=25^\circ$ ,  $R=20\text{mm}$ ,  $l=3.25D$  における周波数応答の例である。応答倍率は、定常性能に対する比として示したが、 $n$  に対する外部制御信号の周波数が2.3Hzのとき、トルク、スラストとも4~6となり位相は約50度の進みであった。トンネル長さの変化、トンネル端部のコーナ  $R$  の変化が周波数応答に及ぼす影響について調査したがその影響は見出せなかった。

翼角についての周波数応答試験も実施したが、次の理由によって試験結果を応答特性とすることが出来なかった。すなわち、カム方式によって翼角を変化させているが、カム機構にはもともと間げきを持たせる必要があり、この間げきのために正しい意味での周波数応答が得られなかった。



N.B., suffix D: dynamic  
S: static

Fig. 17 Frequency response of impeller thrust ( $B.A. = 25^\circ$ ,  $R = 20\text{mm}$ ,  $l = 3.25D$ )

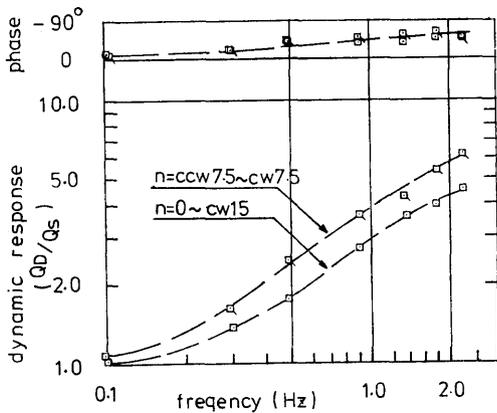


Fig. 18 Frequency response of impeller torque ( $B.A. = 25^\circ$ ,  $R = 20\text{mm}$ ,  $l = 3.25D$ )

### 3.9 ステップ応答

動的特性を調らべる他の方法としてステップ応答試験がある。スラスタインペラの回転については、始動・停止・正逆転変更・回転数変更、インペラ翼については翼角の変更などを急激に行う場合があり、その場合の動的特性を把握しておく目的からインペラの回転とインペラ翼角にステップ信号を与えてスラスタ出力の応答を調査した。

インペラの回転にステップ信号を与えたときのインペラのトルク、スラストはオーバシュートを伴った漸近形の過渡応答曲線を示した。始動時の応答例を図-19に示したが、これは $n$ を0から正転10rpsにステップアップさせた場合である。回転数はインペラモーター

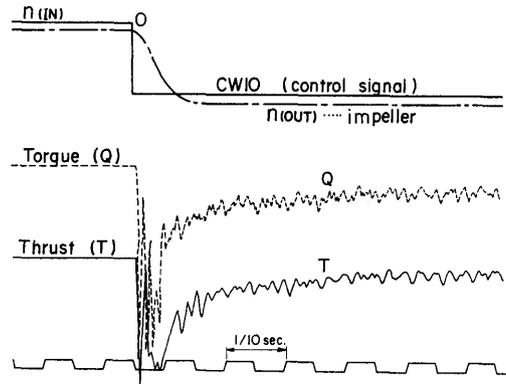


Fig. 19 Indicinal response—starting operation ( $B.A. = 25^\circ$ ,  $R = 20\text{mm}$ ,  $l = 3.25D$ ,  $n = 0 \rightarrow \text{CW}10\text{rps}$ )

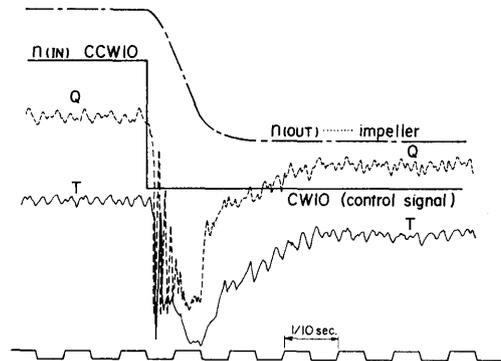


Fig. 20 Indicinal response—variation of rotating direction ( $B.A. = 25^\circ$ ,  $R = 20\text{mm}$ ,  $l = 3.25D$ )

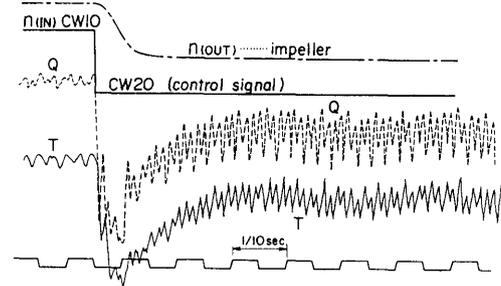
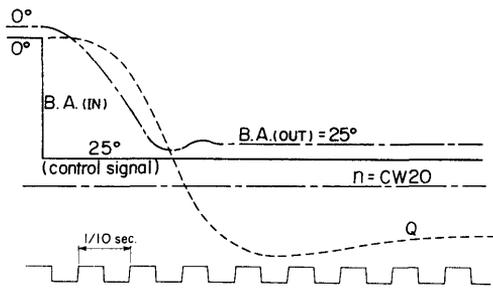


Fig. 21 Indicinal response—Variation of impeller speed ( $B.A. = 25^\circ$ ,  $R = 20\text{mm}$ ,  $l = 3.25D$ )

タのタコジェネレータの出力からとっているが、この回転数出力には回転系の慣性などの影響が現われている。インペラのトルク・スラストの応答を過渡偏差が



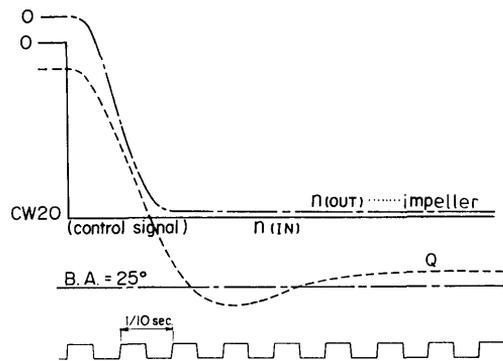
**Fig. 22** Indicial response—variation of blade angle ( $n = CW20$ rps,  $R = 20$ mm,  $l = 3.25D$ ,  $B.A. = 0 \rightarrow 25^\circ$ )

許容偏差内に入る整定時間としてとらえることにすれば、本図の場合トルク・スラストともその整定時間は約0.5秒である。正逆転変更、回転数変更の例を図-20、図-21に示したが、いずれも整定時間は図-19に示した例と殆んど変わらず約0.5~0.7秒前後である。また、停止、回転数下げに対するステップ応答では、流体抵抗とインペラ軸系などの抵抗によって起動・回転上昇に対する応答にくらべてかなり速く、すべての試験例において約0.15秒の整定時間であった。

翼角制御信号にステップ信号を与えた場合の応答例を図-22に示す。翼角を外部信号によって制御する場合は機構上の制約からインペラのスラストは計測出来ない。本試験では、3.8項で述べたカムの間げきによる影響は、翼角変化が1方向であるために避けられる。

翼角変更においては、 $0^\circ$ から目的値への変更とその逆変更、正角度から負角度への変更、角度増加・減少などがあるが、いずれも1方向の翼角変更であり、これらの試験結果によれば図-22に示した結果と殆んど変らなかった。

図-22に見られるように、翼角の応答も図-19~21のインペラ回転の場合と同じく、一次遅れ形の応答を示した。これは制御力を伝達する機構要素の特性である。翼角制御にステップ信号が入ってからトルクの整定時間は約1.1秒となっている。翼角変化と回転数変化によるトルクの応答を比較するために、図-22の試験に引続いて実施した試験結果を図-23に示す。本図の場合のトルク整定時間は約0.9秒であり、翼角変化の場合よりわずかに応答は速いが、この程度の差はほぼ同程度と見なせる。翼角変化の試験時はトルクの応答のみであるが、図-19~21の例にも見られるようにインペラ・スラストの応答はトルクの応答と極めて



**Fig. 23** Indicial response—starting operation ( $B.A. = 25^\circ$ ,  $R = 20$ mm,  $l = 3.25D$ ,  $n = 0 \rightarrow CW20$ rps)

類似性が強いので、翼角変化時のスラスト応答はトルク応答と同一と見なせる。図-19~23はいずれも $R = 20$ mm,  $l = 3.25D$ の場合であるが、 $R$ と $l$ の変化がステップ応答に与える影響を調査したところ、 $R = D \sim 40$ mm,  $l = 2.5D \sim 4.0D$ の範囲で何んら影響を与えないことが判明した。

上述の2種の動的特性試験では、2次元模型に作用するスラスト $F$ の応答調査は実施しなかった。これは、2次元模型自体が本来ローハルの1部を意味するものであり、これに作用する $F$ なる力の応答については殆んど意味を持たないためである。

スラスタ特性に関する調査に引続いて、2章試験装置のところに示した想定実船の1/28.25の模型を使って自動位置保持の制御試験が行なわれた。この模型には、インペラ直径110mm, 50Wモータ駆動のトンネル型スラスタ4基と100Wモータによる普通型プロペラ2基が取付けられた。

模型による制御試験において、本試験結果によるスラスト立上り特性がとり入れられ、安定な制御実績が得られている。

#### 4. あとがき

自動位置保持装置用スラスタとしての、セミサブマーシブル型ローハルに適するトンネル型スラスタについて、その定常性能と動的特性を実験的に調査した。スラスタのインペラとしては4翼カプラン型の平板翼を使用した。試験によって得られた結果は次の通りである。

1) トンネル長さ  $l$  を  $2.5D \sim 4.0D$  ( $D$  はスラスタインペラの直径) に変化させた範囲では、トンネル長さはスラスタ性能に大きな変化を与えないが、トンネル長さが長くなるに従って少しずつ効率が低下する。反対に、トンネル長さが零になった場合、すなわちトンネルスラスタのインペラがオープン状態で作動する場合は、トンネルスラスタの状態にくらべてスラスト出力は大幅に増加する。ただし、効率はトンネルスラスタの方が良好である。

2) トンネル出入口形状の影響としてコーナの丸味  $R$  を変化させて試験した結果、 $R$  は  $0.14D$  以上が望ましいことが判明した。

3) 翼角  $B.A.$  の変化とスラスタ出力の関係を調査した結果では、通常の使用範囲と思われる翼角  $25^\circ$  以内の試験からは従来の試験成績とはほぼ一致する結果が得られた。次に最大スラストを発生する翼角を調査した結果、それは翼角約  $50^\circ$  であったが、効率は翼角約  $30^\circ$  で最大となった。

4) トンネル型スラスタの出入口に近接した壁面の影響を調査したが、吹出し、吹込み時とも、相互距離  $d$  が  $1.7D$  まで小さくなくても、スラスタ性能に殆んど変化をもたらさなかった。

5) インペラの回転数  $n$  と翼角  $B.A.$  を変化させてトンネル出口での流速を計測した結果、 $10 \leq n \leq 20\text{rps}$ 、 $10^\circ \leq B.A. \leq 20^\circ$  の範囲で流量及び平均流速  $\bar{V}$  は  $n$ 、 $B.A.$  と良好な比例関係があるので、インペラスラストを  $T$ 、トンネルの断面積を  $A$  とすると、

$$\left. \begin{array}{l} T \propto \rho A \bar{V}^2 \text{ より} \\ T \propto n^2 \\ T \propto (B.A.)^2 \end{array} \right\} \text{であることがわかった。}$$

6) インペラの回転に対する周波数応答試験では、トンネル出入口形状  $R$ 、トンネル長さ  $l$  は周波数応答に変化を及ぼさなかった。インペラ・トルク、スラストの応答倍率は、制御信号の周波数が  $2.3\text{Hz}$  のとき、 $4 \sim 6$  倍となり、位相は約  $50^\circ$  の進みであった。

7) インペラの回転と、インペラ翼の翼角に対するステップ応答試験を実施したが、インペラの回転では、始動、正逆転、回転数変更ともそのステップ応答はいずれも約  $0.5 \sim 0.7$  秒の整定時間であり、回転停止に対しては同じく約  $0.15$  秒であった。翼角変化についての数種のステップ応答試験では、いずれも約  $1$  秒の

整定時間であった。同一スラストを発生する条件例えば、 $B.A. = 25^\circ$  で  $n$  をステップ信号で  $0$  から  $20\text{rps}$  に変化させたととき、 $n = 20\text{rps}$  で  $B.A.$  をステップ信号で  $0^\circ$  から  $25^\circ$  に変化させたとときの応答を比較したが、両方の場合で差は殆んど現われなかった。

スラスタの設計を行うためには定常性能の資料が必要とされるし、自動位置保持のための制御ループを検討する場合はスラスト出力の立上り特性が重視されるので、本調査はこのような目的に沿って実施したものである。回頭型昇降式ノズル付スラスタの場合であればその性能・特性の調査は比較的容量と思われるが、トンネル型スラスタでは、その出力であるスラストにはインペラのスラストのほかにローハルの形状の影響を受ける成分も含まれるので、性能・特性の調査や、具体的な設計に当たってこの点に十分な注意を払う必要がある。

さらに、高性能スラスタの開発研究、超音波位置検知システムに影響を与えるスラスタノイズ (例えばインペラ翼のキャビテーションから発生するノイズ) の軽減法の研究<sup>9)</sup> なども早急に実施されるべき研究課題である。

文末ながら、試験の1部に当部横尾直幸主任研究官の御協力を得たことを記し、ここに謝意を表します。

付記；本調査は特定研究“大深度石油掘削船の自動位置保持装置の技術開発”の中のスラスタ特性の研究”として実施したものである。

## 参 考 文 献

- 1) 運輸省船舶局技術課，“石油掘削船関係資料——自動位置保持装置(I)”，(財)日本造船振興財団発行，昭和52年3月。
- 2) 日本造船研究協会第59研究部会，“系統的模型によるサイド・スラスタに関する研究”，(社)日本造船研究協会報告第42号，昭和39年6月。
- 3) 大型スラスタおよび制御装置の開発事業報告書——(財)日本船用機器開発協会，昭和51年3月。
- 4) 稲葉正太郎，“自動制御入門”，丸善。
- 5) 市川邦彦，“自動制御の理論と演習”，産業図書。
- 6) 例えば，Neal A. Brown and John A. Norton，“Thruster Design for Acoustic Positioning Systems”，MARINE TECHNOLOGY, April 1975.