

推進法の差異が推進性能におよぼす影響について

その2 : ダクテッド・プロペラ, 3軸プロペラおよび
コントラローティテング・プロペラの比較

川上 善郎*・小久保芳男*・柳原 健*

Effect of Propulsion Devices on the Propulsive Performance of Super Tankers (Part 2)

—Comparison among Ducted, Triple and Contrarotating Screw Propellers—

By

Yoshiro KAWAKAMI, Yoshio KOKUBO and Tsuyoshi YANAGIHARA

In succession to the first report which dealt with the comparison among single, twin and overlapping screw propellers, the comparison among ducted, triple and contrarotating screw propellers is dealt with in this paper.

Furthermore, the relationship between stern shapes and a duct on a single screw ship is investigated.

The main results obtained from the model tests are as follows :

- (1) The stern shape having "U" type of frameline has superior propulsive performance to "V" type in spite of disadvantage on resistance.
- (2) In the case of the ducted propeller, effect of "U" type and "V" type on propulsive performance is quite a similar to the case of the conventional propeller as stated in (1). The ducted propeller gives a higher propulsive performance than in the case of the conventional propeller under 44% loaded condition and both propellers show almost the same propulsive performance under the fully loaded condition.
- (3) Propulsive performance of the triple screw ship having wing propellers turning inward, is better than in the case of turning outward.
- (4) We have to pay much attention to the design methods of contrarotating propellers.
- (5) The estimated delivery horse power of the ship at $V_s=18$ knots ($F_n=0.16$), with a single screw (U type), single screw (U type) fitted with a duct, triple screw (wing propeller: outward turning) and contrarotating propellers, are 82,000 ps, 84,000 ps, 84,000 ps, and 89,000 ps respectively.
- (6) In comparing six propulsion devices, minimum power was achieved for the triple screw ship with inward-turning wing propellers.

目 次

1. 諸 言

* 推進性能部

原稿受付 : 昭和54年1月8日

2. 計 画

2.1 1軸ダクテッド・プロペラ (Du. P.)

2.2 3軸船

2.3 2重反転プロペラ

3. 模型船および模型プロペラ
 - 3.1 1軸ダクテッド・プロペラ
(M. S. 0178, 0218, 0220)
 - 3.2 3軸船 (M. S. 0242)
 - 3.3 2重反転プロペラ (M. S. 0243)
4. 試験状態等
5. 試験結果および考察
 - 5.1 プロペラ単独試験
 - 5.1.1 ダクテッド・プロペラ
 - 5.1.2 3軸プロペラ
 - 5.1.3 2重反転プロペラ
 - 5.2 抵抗試験
 - 5.3 自航試験
 - 5.3.1 1軸普通プロペラの場合
 - 5.3.2 1軸ダクテッド・プロペラの場合
 - 5.3.3 3軸船
 - 5.3.4 3軸船の負荷配分について
 - 5.3.5 2重反転プロペラ
 - 5.3.6 各船の馬力の比較
 - 5.4 3軸船の伴流計測
6. 結 言

参考文献

1. 緒 言

前回の報告¹⁾では、1軸プロペラ、2軸プロペラ(通常の)およびオーバーラッピング・プロペラについて、推進性能の比較を行った。

ひきつづいて、基本船型はできるだけそのままにして、1軸ダクテッド・プロペラ、3軸プロペラおよび2重反転プロペラ(コントラ・ローティテング・プロペラ; C. R. P.)の比較を行った。また、1軸船型については、船尾形状とダクトとの関連を調査した。

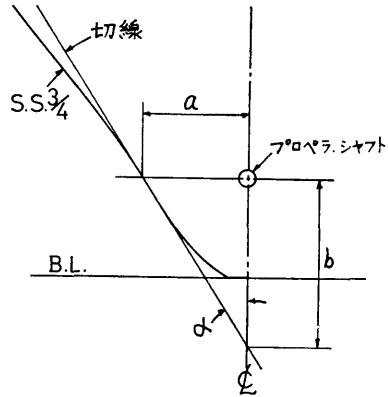
2. 計 画

2.1 1軸ダクテッド・プロペラ (Du. P.)

この計画をたてた時点では、各国により開発が進んでいた Ducted Propeller をとりあげて、その推進方式の利害得失を明らかにして他の推進方法との比較を行い、さらに、ダクトと船体(船尾形状)との相関を確かめようとした。

原型とした1軸基準船型(M. S. 0174)は、ややV型の船尾フレームライン形状をもっている。これに対して、特にダクト付近のフレームライン形状に注目し、この付近をU型化した U_1 および U_2 の2種のフ

レームラインを計画した。原型、 U_1 および U_2 のフレームライン変化量を下記の表示方法でS. S. 3/4について示すと次のようになる。



	$\tau = a/b$	α
原型 (M. S. 0174)	0.64	32.7°
U_1 (M. S. 0217)	0.40	22.0°
U_2 (M. S. 0219)	0.21	12.0°

なお、船尾プロファイルは原型と同一、また、後半部横截面積曲線は極力原型に合わせた。

ダクテッド・プロペラについては、NSMB(オランダ船舶試験水槽)で長い年月をかけて詳細な研究が行われており²⁾、それらの結果を参考にした。ダクトは、数多く建造されている実船を考えてNo. 19A²⁾をえらんだ。長さはインペラ直径の1/2とした。インペラは、最初の予定ではKaplan型であったが、後にAU DA型の設計図表³⁾が使用できるようになったのでAU DA型に変更した。

模型プロペラは、各々の推進法について、それぞれ設計、製作したものを使用しているが、本プロペラの設計の条件は以下の通りである。

船体: $L=360\text{m}$, $B=65\text{m}$, $d=26.6\text{m}$

主機: 60,000SHP×85RPM (1軸船, ダクテッド・プロペラ)

速力: $V_s=17.4$ knot (M. C. R.)

$1-w_s=0.55$ (1軸船)

0.45 (ダクテッド・プロペラ)

伴流係数の推定については、すでに建造されている実船の例等を検討してきた。

2.2 3軸船

3軸船の建造実績には、旧日本海軍の艦艇特に駆逐艦、敷設艦、測量艦等に採用されている例が多く、最近では国内で建造された大型コンテナ船“えるべ丸”

がある。

これら3軸船の3軸採用理由として次のようなことが考えられる。

- (1) 主機出力が2軸では高過ぎ1軸では低すぎる場合。
- (2) 大出力タービンの実績をみるまでのつなぎとして主軸を1軸増した場合。
- (3) 低速時、センター、ウイングいずれかのプロペラを選択できるという、2軸船にくらべての扱いやすさ(操船性の向上)。
- (4) 主機をディーゼルにしたためのパワー不足。

いままで巨大タンカーにその実例がないのは現在までのところタービンで出力が満足されているため、今後、ディーゼルの採算性のよさや低速時の操縦性のよさ等の面から巨大タンカーにおいても推進性能上2軸船よりすぐれているならば将来3軸の可能性があると考えられる。

以上のことから、いままで実施してきた各種推進法と3軸船を比較することは、2軸船の位置づけからも意義があると思われる。

この計画は、当初、実現性のある実船ベースで検討を行った。そのための条件を考慮して作成した線図は、船尾フレームラインがS.S. 1 $\frac{1}{4}$ ~A.P. 間で1軸および2軸原型とかなりの差が生じたのでとりやめ、以下に示す条件——実験主体の——によりふたたび検討した。すなわち

- (1) 主機室の配置は無視する。
- (2) 主機出力配分は、センター=50%，ウイング=25% \times 2とし、回転数は1軸船や2軸船と同一の85RPMとする。
- (3) プロペラ位置

横方向：センターは1軸、ウイングは2軸原型と同一とする。

高さ方向：同上

前後方向：センターは1軸と同一とし、ウイングはセンターとの間隔を80% D_c 以上とする。 D_c =センター・プロペラ直径

これら条件は、1軸原型および1軸と2軸との平均船型のどちらも満足したが、最終的には1軸原型(基準船型, M.S. 0174)を使用することにした。ただし、センター・プロペラとウイング・プロペラ間の間隔は75% D_c とした。

プロペラの設計条件は以下に示す通りである。

主機：30,000PS \times 85RPM (センター・プロペラ)
 15,000PS \times 85RPM (ウイング・プロペラ)
 $1-w_s=0.55$ (センター・プロペラ, 1軸基準船型と同じ)
 $=0.88$ (ウイング・プロペラ, 2軸基準船型と同じ)

ウイングプロペラの軸支持方法は、2軸船型と同一の、円形状のボッシングとし、その大きさや取付部は2軸船のプロペラ直径との比によって修正してある。ボッシングの船体への取付け角度は、2軸船の場合の45°から50°に変更した。

2.3 2重反転プロペラ

2重反転プロペラ(コントラ・ローティテング・プロペラ; C.R.P.)については、古くから研究が進められているが、試験例があまり多くない原因は、主として試験用計測機器の複雑さにあると考えられる。ことに、タンカー船型の推進法として採用した場合、そのメリットについて、十分に確かめられていない。

今回、この推進法の実験を実施するに当り、船型については比較上で問題が残らないよう、とりあえず1軸原型(M.S. 0174)を使用することにした。

2重反転プロペラの設計は、W.B. Morganの2重反転プロペラ設計法⁴⁾に基づいて当部で作成した電算プログラムにより行った。その設計条件は以下の通りである。

計画速力	17.4 kts
プロペラ回転数	85RPM
全スラスト	433,442.5 kg
前プロペラ直径(D_F)	8.00m
“ボス直径	2.00m
翼数(前, 後プロペラ)	4, 5
軸方向間隔(前, 後プロペラ)	200mm
$1-w_s$	0.523
深度(前プロペラ)	19.292m
翼断面,	NACA-16, $a=0.8$
速力 V_s (=17.4 kts) と、プロペラ回転数(=85 RPM) は、1軸船用プロペラの設計条件と同じである。	

全スラスト T (=433,422.5 kg) は、1軸船の試験結果より求めた。前, 後プロペラが各々その1/2のスラストを出すこととして計算が行われる。

前プロペラの直径 D_F は、この方法でプロペラの設計を行う際、最初に定めねばならない。今回の推進法の比較では、1軸, 2軸, 3軸, Du. P および O.L.P.

それぞれについて最適プロペラが設計されている。前プロペラの直径は、これらの値を参考にし、また、実際に screw aperture や tip clearance を考慮し、同時に文献⁴⁾を参考にして最終的にきめられた。しかし、十分な資料がないので、3種類の値について同様な計算が進められた。

ボス比の値は小さい方がよいが、外軸(中空軸)の径を計算すると強度上約1mとなり、ボス直径は外軸径の2倍として2m、したがってボス比(前プロペラの直径に対して) = 2m/8m = 0.25とした。

前、後プロペラの翼数については、何種類かの組合せで計算したが、いずれにしても後プロペラの方が直径が小さくなり、面積は大きくなる。したがって、文献⁴⁾の例にならない、前のプロペラより後プロペラの翼

数を増して4翼-5翼の組合せとした。

前、後プロペラの軸方向隔は、本船の screw aperture がせまいため、できるだけ小さくしたかったが、ボスの長さを短くすることには限度があるため、前プロペラの直径の2.5%ときめた。

1-w_S は、1軸船(M.S. 0174)の伴流分布(w_N)を1-w_N/1-w_Sの比で修正し、さらに、直径、ボス比の変化についても修正して、その値を求めた。

深度は、他のプロペラ的设计条件と同じである。

3. 模型船および模型プロペラ

供試模型船の要目を Table 1 に、プロペラ要目は Table 2 にまとめて示した。また、それぞれの船型の線図は、Fig. 1~4 に順次示してある。

Table 1 Principal particulars of the models

M. S. NO.	0174	0217	0219	0242	0243
	SINGLE SCREW (B WITH DUCT)			TRIPLE SCREW	CONTRAROTATING PROPELLER (C.R.P.)
L _{PP} (m)	9.0000				
L _{DWL} (m)	9.1964				
B (m)	1.6364				
L _{PP} /B	5.50				
d (m)	0.6653				
TRIM (m)	0.0				
∇ (m ³)	8.0779	8.0774	8.0768	8.0820	8.0779
S (m ²)	23.2072	23.2617	23.3799	23.3147	23.2072
C _B *	0.824				
C _P *	0.829				
C _M *	0.994				
β _{CB} *	-2.75				
B/d	2.460				
∇/L _{PP} ³ × 10 ³	11.0808	12.0357	11.0793	11.0864	11.0808
d (m)	0.3144	0.3154		0.3144	
TRIM (m)	0.1350				
∇ (m ³)	3.5557	3.5555	3.5552	3.5598	3.5557
S (m ²)	16.4620	16.4640	16.4765	16.5695	16.4620
C _B *	0.767	0.765	0.763	0.767	
C _P *	0.776	0.774	0.772	0.776	
C _M *	0.988				
β _{CB} *	-1.489	-1.626	-1.729	-1.489	
B/d	5.205	5.188		5.205	
∇/L _{PP} ³ × 10 ³	4.8775	4.8772	4.8768	4.8831	4.8775
AREA (% of Δ _M)	12.18				
BULB LENGTH (% of L _{PP})	1.68				
IMMERSION (% of d _{BL})	67.0				

REMARKS : * VALUE OF MAIN HULL

Table 2 Particulars of the propellers

	SINGLE SCREW		TRIPLE SCREW		CONTRAROTATING PROPELLER (C.R.P.)	
M. P. NO.	0084	0088	0129	0130 [†]	0138	0139
DIAMETER	0.2500	0.2312	0.2175	0.1750	0.2000	0.1792
BOSS RATIO	0.180					
PITCH RATIO	0.65	0.935	0.68	1.01	1.008	1.362
E. A. R.	0.60	0.75	0.50	0.45	0.543	0.716
B. T. R.	0.05					
ANGLE OF RAKE	3°	0°	3°	0°	3°	
NO. OF BLADES	6	5	6	6	4	5
BLADE SECTION	AUW	(M) AU	AUW	AUW	NACA 16, α = 8	
		WITH DUCT (NSMB-19A)	CENTER PROPELLER	WING PROPELLER	FORWARD PROPELLER	AFT PROPELLER

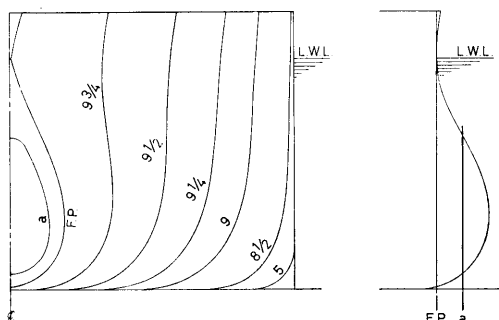


Fig. 1 Body plans and stem shapes of all model

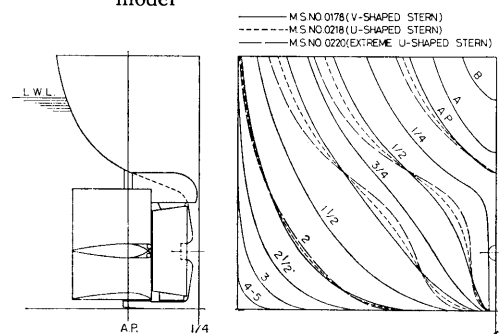


Fig. 2 Body Plans and stern shapes of single screw ships (and with duct)

3.1 1軸ダクト・プロペラ (M.S. 0178, 0218, 0220)

この模型船の正面線図および船首部形状を Fig. 1 に、船尾部形状を Fig. 2 に示す。

船尾のフレームライン形状——主として S.S.1 付近で、6 W.L. より下部——をやや U 型に変えた船型 (M.S. 0217) と、さらに極端に U 型にした船型 (M.S. 0219) について、それぞれ普通型プロペラを装備した場合と、同一のダクトおよびインペラを装備した場合の試験を行った。模型船は、すべて長さ 9 m の木製模型であるが、ほぼ船体中央部で切断し、後半部のみをそれぞれ製作し、交換してとりつけた。ただ、ダクトをとりつけるために shoe piece と主船体とのつなぎの “r” を少し落とし、舵は約 3 mm 後ろにずらした。

ただし、正面線図のなかで、3 種類の船尾フレームライン形状は、必ずしもすべての square station について記入してない。

Table 2 に AU D_A 型の設計図表³⁾ より求められ

たプロペラ(インペラ)の要目を示す。ダクト(NSMB, 19A型)とインペラとの間隙や、ダクトと船体間のクリアランスは、それぞれ模型船寸法で 2 mm とした。ダクトのスラストも計測したが、計測器と連結する支柱にはカバーを施し抵抗が含まれぬようにしてある。

3.2 3軸船 (M.S. 0242)

模型船は、長さ 9 m の 1 軸原型 (M.S. 0174) をそのまま使用し、両舷に、ウィング・プロペラ用ボッシングとして、2 軸船 (M.S. 0176) 用のボッシングを少し変更してとりつけてある。

模型船の船体後半部形状を Fig. 3 に示す。

3.3 2重反転プロペラ (M.S. 0243)

本模型船のプロペラおよび舵付近の形状を Fig. 4 に示す。

1 軸原型 (M.S. 0174) の Screw aparture が、2 重反転プロペラ (相互に反対方向に回転する 2 個のプロペラ) を主船体と舵の間に入れるには狭かったので、種々検討の結果、推進性能主体に進めているからには止むを得ないと考えて、主船体と舵を多少変えることにした。すなわち、主船体側 (プロペラボス部) を 15 mm 削り、舵を 10 mm 後ろにずらせた。この場合、舵は、A. P. を基準に考えると、舵面積比はもとのまま

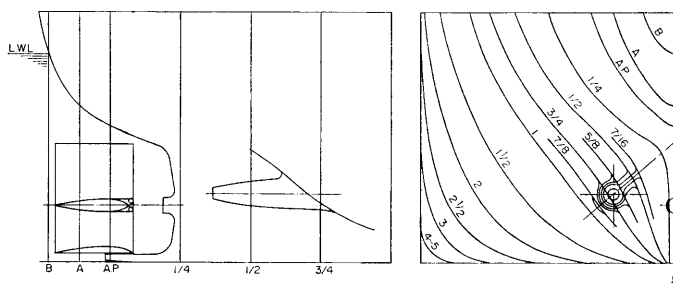


Fig. 3 Body Plans and stern shapes of tripte screw ship

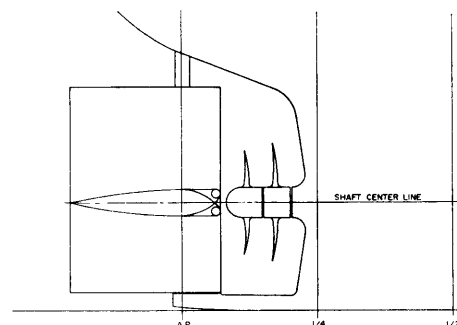


Fig. 4 Stern shapes of contra-rotating propellers' ship

にしておいて、舵軸のみ 10mm 前に移動したことになる（強度、操縦性等からすると非実用的であるが——）。この状態で、プロペラの tip clearance としては、前プロペラと主船体間が直径の約23%、後プロペラと舵との間隔が直径の約22%である。前後プロペラ間隔は 5 mm とした。主船体のプロペラボス部は、1 軸船にくらべてやや大きくなっている。

Table 2 に示される 2 重反転プロペラの要目のなかで、前後プロペラの直径の比は、文献^{5),6),7)}の例にくらべると、大体等しいが、後プロペラのピッチ比は、前プロペラのピッチ比に対しその例より大きめである。

4. 試験状態等

試験は、満載（トリムなし）と 44% ΔF (1.5% L_{FP} 船尾トリム) の 2 種の載貨状態で、抵抗および自航試験を行った。

3 軸船の自航試験では、満載状態のみ、ウィング・プロペラの回転方向を変化させた試験を実施した。さらに、センター、ウィング両プロペラの回転数比を変化させた自航試験を行い、負荷配分について考察した。また、センター・プロペラ位置における伴流計測をウィング・プロペラのない場合、その回転方向が変化した場合について行い、ウィング・プロペラの後流がセンター・プロペラにおよぼす影響を調べた。

摩擦抵抗の計算には、シェーンヘル摩擦抵抗係数を用い、実船に対する粗度修正量 ΔC_F として -0.0003 を採用した。

また、乱流発生装置として、高さ約 1 mm の梯形スタッドを約 10mm 間隔に、S.S. 9 $\frac{1}{2}$ 位置に一列に植えたほか、バルブに対しても、バルブ中心より前方へ、船体中心線に対し 60° の位置に鉢巻き状に植えた。

試験状態を Table 1 のなかに示す。

5. 試験結果および考察

5.1 プロペラ単独試験

5.1.1 ダクテッド・プロペラ

自航試験の解析には、ダクテッド・プロペラをダクトとプロペラ（インペラ）との組合せによるひとつの推進器として取扱った。プロペラ単独試験もこの状態で試験した。(M.P. 0088) 結果を Fig. 5 に示す。これを見ると、ダクトのスラストは、 $J \approx 0.25$ 近辺で、プロペラの発生するスラストの約半分をも占めている

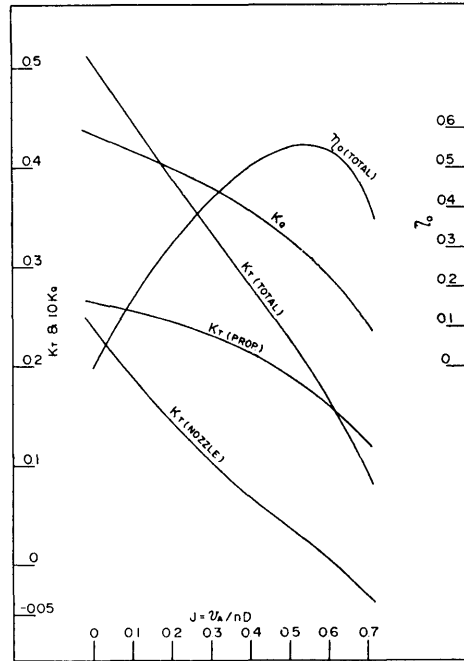


Fig. 5 Characteristics of ducted propeller, in open water

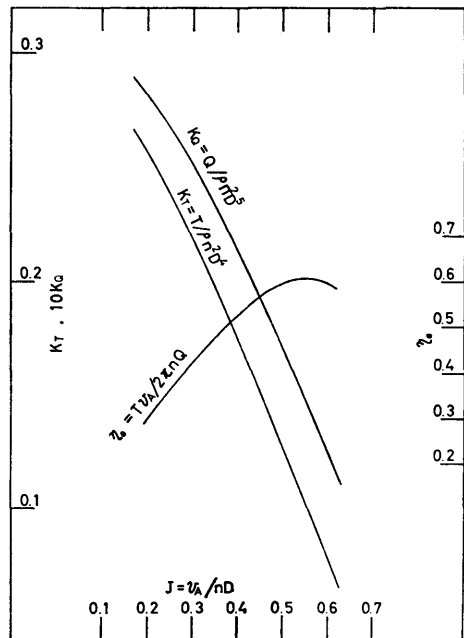


Fig. 6 Characteristics of single screw, in open water

ことがわかる。なお、試験時のレイノルズ数は nD^2/ν で表して、 0.43×10^6 および 0.88×10^6 であるが、その差はほとんどみられなかった。また、参考のため、1軸船普通プロペラの単独性能を Fig. 6 に示してある。

5.1.2 3軸船

3軸船用センター・プロペラ (M. P. 0129) およびウィング・プロペラ (M. P. 0130) の単独性能を、それぞれ Fig. 7a および Fig. 7b に示す。試験時のレ

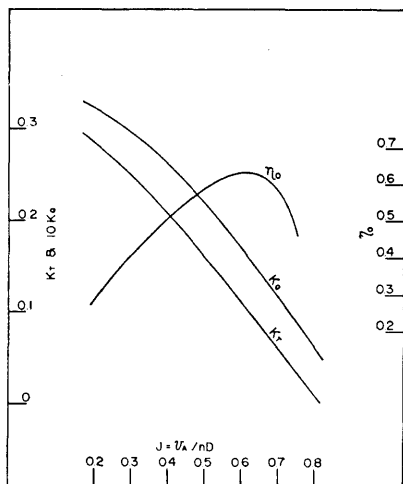


Fig. 7a Characteristics of a center propeller for triple screw ship, in open water

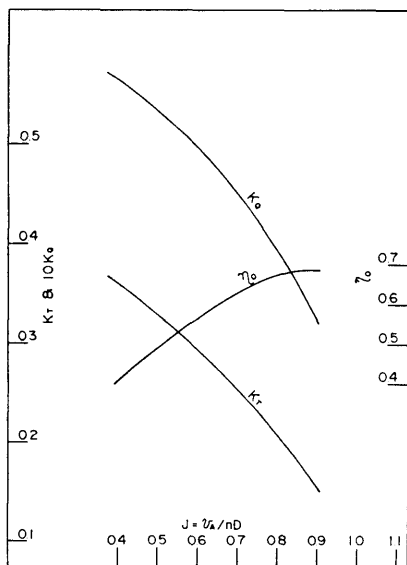


Fig. 7b Characteristics of wing propeller for triple screw ship, in open water

イノルズ数は、どちらも 0.5×10^6 を主にしている。

5.1.3 2重反転プロペラ

模型プロペラ (M.P. 0138 および 0139) の単独性能を Fig. 8 に示す。

もちろん、前、後のプロペラが同時に作動している2重反転の状態におけるプロペラ単独性能である。図中に示す通り、便宜上、後プロペラについても、プロペラ直径としては前プロペラの直径を使用して計算してある。Fig. 8 をみると、前進常数 J の値の小さい範囲では、 K_T 、 K_Q とともに後プロペラの方が前プロペラより低いが、 J の増加によって相互の K_T 、 K_Q 曲線がクロスし、その後は逆の関係になっている。プロペラ単独効率 η_0 としては、上記の K_T 曲線がクロスするまでは後プロペラの方が前プロペラより低い値を示す。前プロペラの K_T 、 K_Q 曲線にくらべて、後プロペラの曲線の傾向が一樣でないのは、前プロペラの

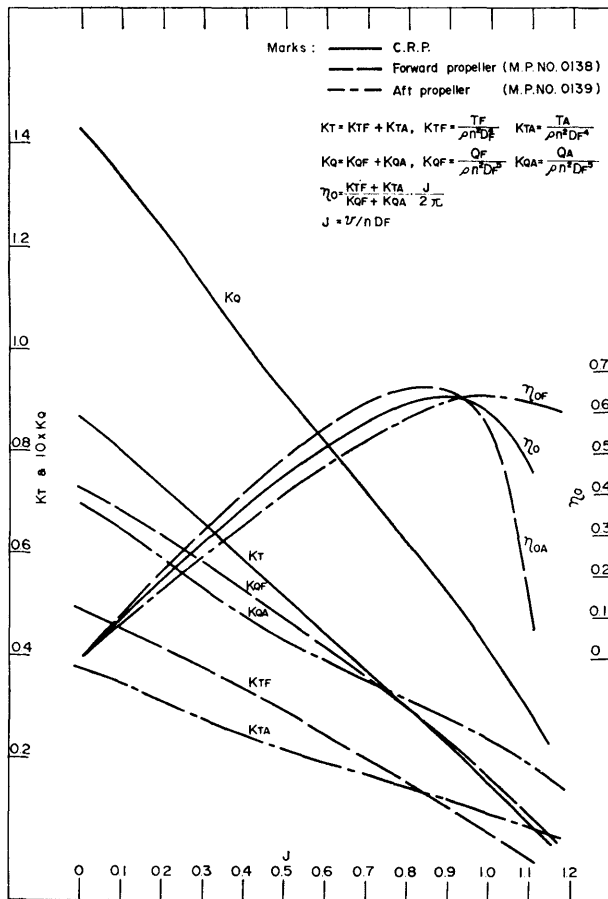


Fig. 8 Characteristics of contra-rotating propeller, in open water

影響によるものが大きいことを表している。

Fig. 9 に、前プロペラ単独の性能と、後プロペラを同時に作動させた2重反転状態の前プロペラの性能を示し、Fig. 10 には、後プロペラについての同様な比較を示す。この図より前後プロペラの相互影響がわかる。すなわち、後プロペラの作動によって前プロペラに支える影響は少ないが、前プロペラ単独の性能にく

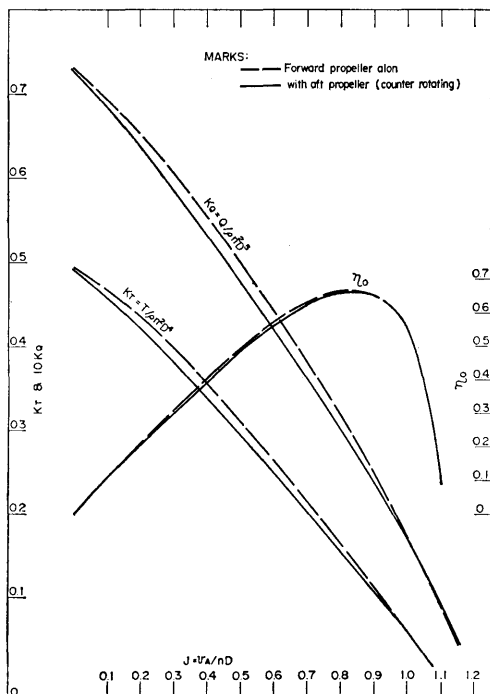


Fig. 9 Characteristics of forward propeller of C.R.P., in open water

らべて K_T, K_Q も低くなる傾向であり、単独効率 η_0 はほとんど変わらない。一方、前プロペラの作動によって後プロペラは、その単独時の性能にくらべ K_T, K_Q の大幅な低下を示すが、 η_0 の低下は少ない。これは、O. L. P. の状態で、前後（左右）プロペラのオーバラップ量が増加すると、前プロペラの後プロペラへの影響が急激に増加する傾向の極限状態と考えられる。O. L. P. については前報告に詳述されている。

自航試験結果の解析には、2重反転状態におけるP

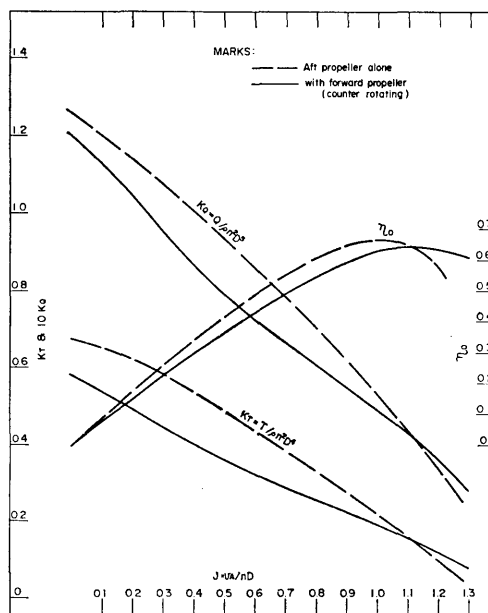


Fig. 10 Characteristics of aft propeller of C.R.P., in open water

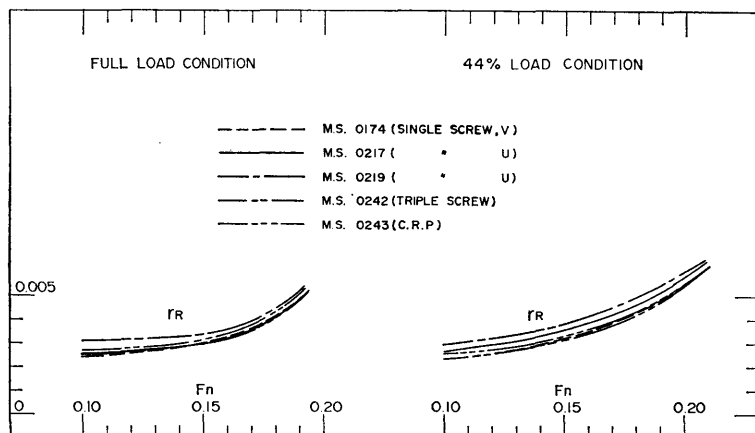


Fig. 11 Comparison of γ_R

ロペラ単独性能を使用した。

5.2 抵抗試験

各模型船の剰余抵抗係数をまとめて Fig. 11 に示す。これによると、船尾のフレームライン形状がV型からU型へと移ってゆくにしたがって、各状態とも剰余抵抗係数 r_R が増加する傾向がみられる。満載状態では、極端なU型にした場合に、V型やU型にくらべて、 $F_n=0.16$ 付近で r_R が約10%増加しているが、44% ΔF 状態では、V型からU型へ、さらに極端なU型へと変化してゆくのに対応して r_R も増加している。なお、ダクトは推進器に含ませて考慮することにしたので、上記各船の抵抗試験はダクトを付けずにやっている。

3軸船や2重反転プロペラを装備した船は、本質的には1軸原型(V型船尾, M.S. 0174)であるから、当然、 r_R としては両状態とも大きな差はない。

全抵抗係数より求めた形状影響係数 K の値(シェーンヘル・ベース)は、満載状態で0.27前後、44% ΔF 状態で0.21位である。

5.3 自航試験

5.3.1 普通型プロペラの場合

1軸原型(M.S. 0174, V型船尾形状)と、船尾形

状をU型化した船型(M.S. 0217)および極端にU型化した船型(M.S. 0219)の自航試験結果を、まとめて Fig. 12 に、船尾形状のちがいを横軸にした自航要素等のクロスカーブを Fig. 13 に示す。

船尾形状をV型からU型に変化させることにより、満載状態では、僅かではあるが $1-wT$ は減少し、 $1-t$ は増加している。また、 η_0 はやや減少する傾向を示し、 η_R は3隻のなかでは、ふつうのU型(M.S. 0217)の値がもっとも高い。馬力係数 g' としては、ふつうのU型が一番低く、それにくらべてV型も極端なU型も7~8%高い。また、44% ΔF 状態でも、満載状態と同じ傾向である。その結果、船尾形状をV型からU型に変化した場合、その変化の程度によっては、抵抗上不利になっても推進性能上は有利であるという、いままでの定説が、このような部分的な船型変化においてもうらづけされたといえる。

5.3.2 ダクトッド・プロペラの場合

上述の船型にそれぞれ同一のダクトをとりつけて試験した結果を Fig. 14 に、船尾形状のちがいを横軸にした自航要素等のクロスカーブを Fig. 15 に示す。

Fig. 12 に示される普通型プロペラの場合とくらべて、各状態とも、自航要素等の船尾形状に対する傾向

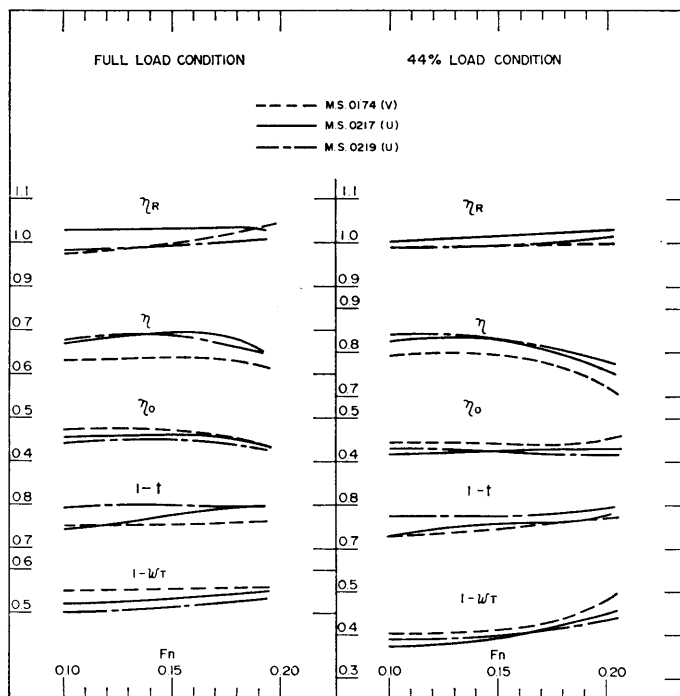


Fig. 12 Comparison of self-propulsion test's results (conventional propeller)

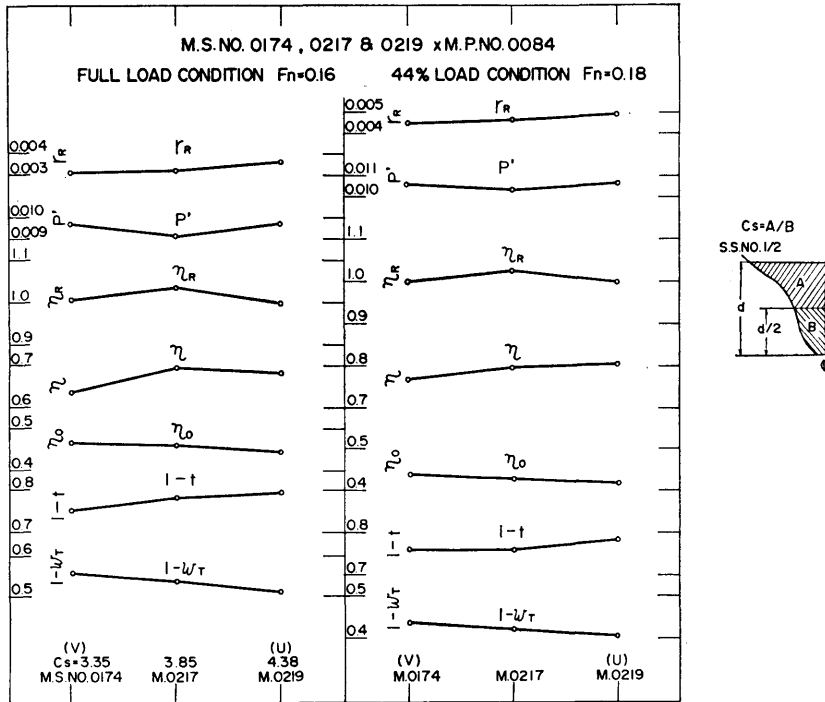


Fig. 13 Relation between self-propulsion factors etc. and stern shapes (single screw ship)

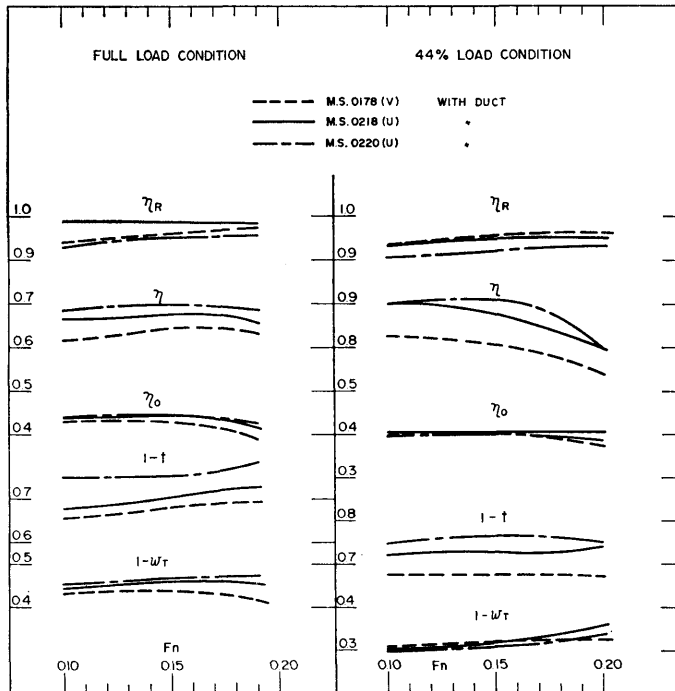


Fig. 14 Comparison of self-propulsion test's results (ducted propeller)

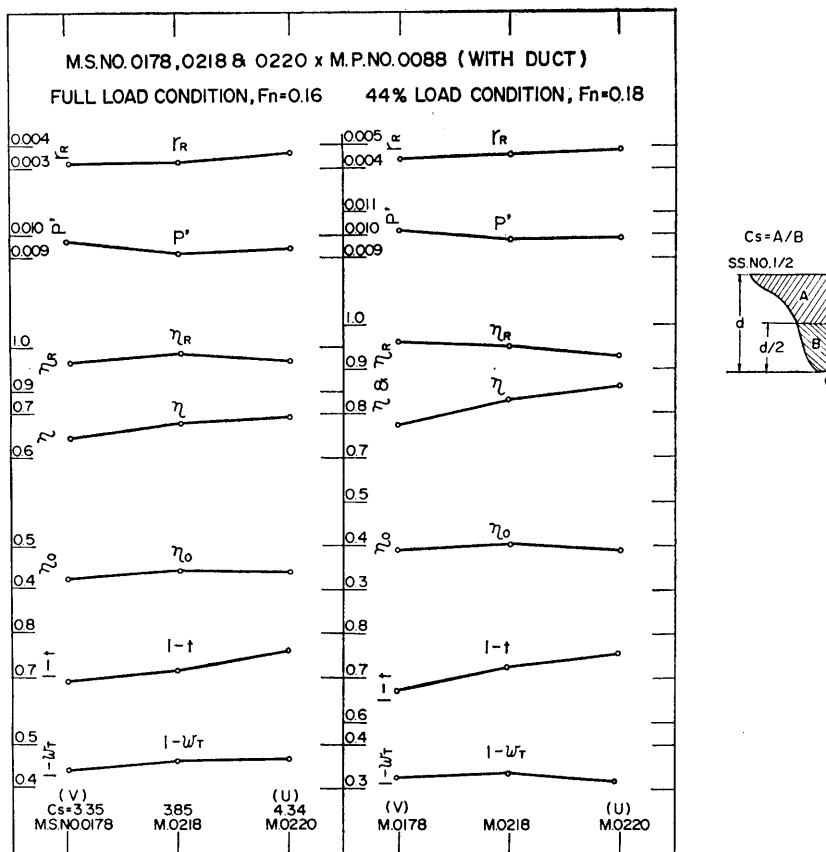


Fig. 15 Relation between self-propulsion factors ect. and stern shapes (ducted propeller)

は、一般的には変わらないが、個々の値としては、大幅な変化を示している。すなわち、伴流係数 w_T のみは、普通型プロペラにくらべて20%以上の増加を示し、大幅な差がみられるが、 $1-t$ のみならず η_0 や η_R までも下がっているのが、推進効率としては普通型プロペラとほぼ等しくなっている。

船尾形状を V 型から U 型に変化させると、自航要素のなかでは、 $1-t$ の増加が目につくが、 $1-w_T$ や η_R にはあまり差がなく、結果的には推進効率の向上になっている。馬力係数 p' については、満載状態では、順序としては U 型→極端な U 型→V 型の順に高くな

っているが、いずれも普通型プロペラの値とほぼ同じである。一方、44% ΔF 状態では、 p' の大小の順序は満載状態と同じであるが、数値としては、普通型プロペラにくらべて低目である。

自航試験時におけるプロペラのスラストと、同時に計測したダクトのスラストは、船尾形状のこの程度の変化に対しては、あまり差がないが、後者の前者に対する割合は、試験された速度の範囲内では、ほぼ40%ぐらいを占めている。

各状態における自航要素と馬力係数の値を以下に示す。

○ 満載状態 $F_n=0.16$

		V 型	U 型	極端な U 型
$1-w_T$	普通型プロペラ	0.555	0.535	0.515
	ダクテッド・プロペラ	0.438	0.462	0.467
$1-t$	普通型プロペラ	0.755	0.785	0.798
	ダクテッド・プロペラ	0.690	0.717	0.762

η_R	普通型プロペラ	1.005	1.030	0.995
	ダクテッド・プロペラ	0.965	0.985	0.958
p'	普通型プロペラ	0.0096	0.0091	0.0097
	ダクテッド・プロペラ	0.0097	0.0092	0.0095

○ 44% ΔF 状態 $F_n=0.18$

		V 型	U 型	極端な U 型
1-wT	普通型プロペラ	0.438	0.423	0.409
	ダクテッド・プロペラ	0.326	0.338	0.318
1-t	普通型プロペラ	0.762	0.765	0.786
	ダクテッド・プロペラ	0.675	0.725	0.759
η_R	普通型プロペラ	1.000	1.020	1.000
	ダクテッド・プロペラ	0.965	0.950	0.930
p'	普通型プロペラ	0.0105	0.0103	0.0106
	ダクテッド・プロペラ	0.0102	0.0098	0.0099

5.3.3 3軸船

3軸船の自航試験結果を Fig. 16 に示す。図中に、満載状態で、 $F_n=0.16$, 44% ΔF 状態で $F_n=0.18$ の点に、1軸船および2軸船(外まわり)の値を記入

してある。

この図から、3軸船の性能について以下のようなことがわかる。

(1) 自航要素については、センター・プロペラとウ

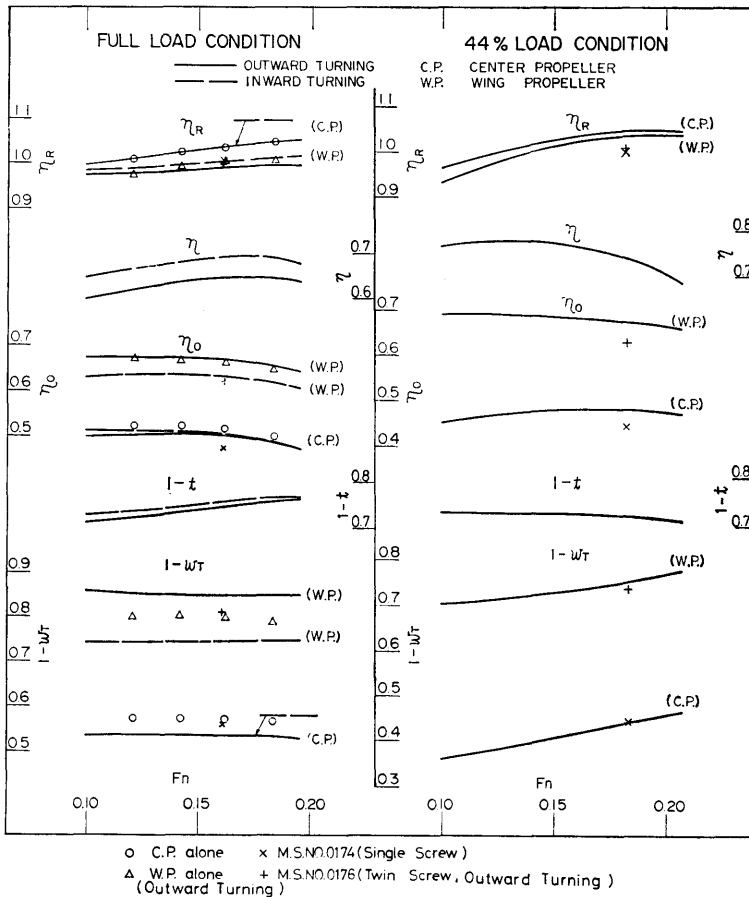


Fig. 16 Results of self-propulsion tests (triple screw ship)

イング・プロペラの値がそれぞれ1軸船と2軸船に、はっきりわかれる。特に、 $1-w_T$ の値が44% ΔF 状態では、1軸船と2軸船それぞれの値に対してほぼ等しい。

- (2) プロペラ単独効率 η_0 としては、各状態とも、1軸船、2軸船それぞれの値より高くなっている。これは、3軸船の1軸あたりのプロペラ荷重が小さいことが、主要な原因と考えられる。
- (3) プロペラ効率比 η_R は、一般的にみて、センター・プロペラの方がウイング・プロペラより高目である。
- (4) ウイング・プロペラの $1-w_T$ の値が、満載状態で2軸船の $1-w_T$ の値にくらべて高くなっており、44% ΔF 状態ではほぼ同一となっているのは、伴流分布の差、軸間隔の差等によるものと考えられる。
- (5) 総合的には、推進効率としては、1軸なみの値を示している。トータルとしての推進効率に、センター・プロペラの占める割合が大きい。

ウイング・プロペラの回転方向を外回りから内回りに変化すると、回転数が外回りにくらべて低下するが、ウイング・プロペラのスラスト係数や馬力係数の値としては、外回りにくらべてあまり差がなく、その代り、センター・プロペラの値が、外回りにくらべて、どちらも平均して10%位下がっている。その結果、トータルの馬力係数 p' としても、外回りにくらべて約6%低くなっている。2軸船の場合、プロペラの回転方向を外回りから内回りにすると、伴流の大幅な増加がみられ、結果として p' の減少をもたらしたが、3軸船のウイング・プロペラも同じ理由で、その回転方向を外回りから内回りにすることにより、トータルとしての p' を減少させたものと考えられる。

3軸船の場合も、2軸船と同じように、ウイング・プロペラを内回りにした状態が、すぐれた推進性能を示している。

5.3.4 3軸船の負荷配分について

4軸超高速船の試験⁹⁾で行われたように、基本的な実験によるデータをもとに、プロペラ設計図表を用いる計算によって、センターおよびウイング・プロペラの最適負荷配分について若干の考察を行った。

a. 実験

満載状態。ウイング・プロペラは外回りとし、数点の速度について、センターあるいはウイング・プロペラのみで自航試験を行い、相互影響を確かめる。試験

の際、摩擦修正量に他のプロペラのうけもつスラスト分を付加しておく。予め、通常の自航試験により両プロペラのスラストの割合は求められる。

つぎに、ウイング・プロペラの回転数に対するセンター・プロペラの回転数の比が、ほぼ1.0、 1.0 ± 0.10 、 1.0 ± 0.20 になるように変化させた回転数変化の試験を行う。

b. 計算

- (1) プロペラ直径は一定とする。
- (2) 計算による検討の基準をスラストにおき、 $SRI - a - 6.80 \sqrt{B_u} - \delta$ 設計図表⁹⁾を用いる。
- (3) トータルスラストを一定とし、各軸の分担するスラストの割合を変化させる。すなわち、センター・プロペラのスラスト (T_C) とウイング・プロペラのスラスト (T_W) の配分を $T_C/T_W = 1/1, 1.5/1, 2/1, 1/1.5$, および $1/2$ とする。
- (4) スラスト配分比のそれぞれの場合について、プロペラ回転数を70rpmから10rpmごとに100rpmまで変化させる。

(5) 各々の場合の最適プロペラ効率とピッチ比を求める。

(6) センターおよびウイング・プロペラの単独効率の平均値を用いて検討する。

c. 結果と考察

Fig. 16 にみられるように、プロペラ単独効率 η_0 とプロペラ効率比 η_R は、センター、ウイング各プロペラのみで自航しても、3軸で自航してもほとんど変わらない。伴流係数 w_T は、センター・プロペラの場合、単独で自航する方が、3軸で自航するより約3~4%小さいが、反対に、ウイング・プロペラの場合は、単独で自航する方が、3軸で自航するよりも同程度大きい。みかけ上、両者の平均値としては大差ないが、センター、ウイング各プロペラが単独で作動した状態にくらべて、センター・プロペラでは伴流が増加し、ウイング・プロペラでは減少するのは、センターとウイングのバランスによるものであり、相互影響とは考えにくい。

センター、ウイング両プロペラの回転数比を変えた試験は数点の速度で行われたが、速度による変化はあまりみられなかったので、一例として $F_n = 0.16$ における結果を Fig. 17 に示す。これによると、両プロペラの回転数比の変化がこのような範囲内では、自航要素すなわち w_T , η_R そして $1-t$ は、ともにあまり変化していない——4軸超高速船の場合と同じように。

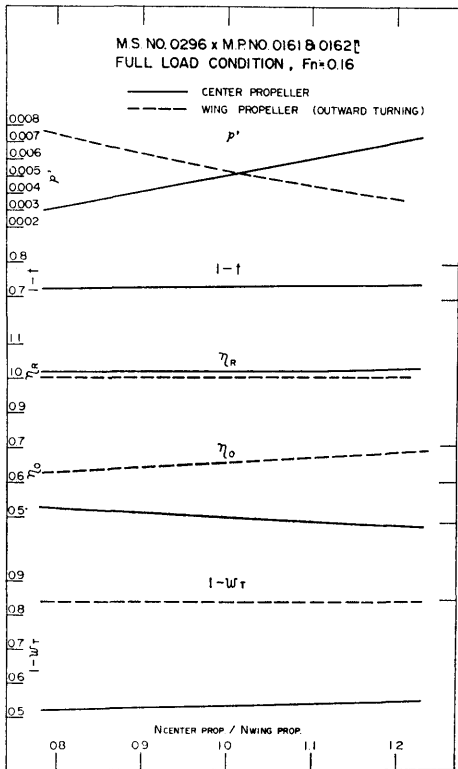


Fig. 17 Effect of variation of $N(\text{CENTER PROP.})/N(\text{WING PROP.})$ on self-propulsion factors

計算の結果を Fig. 18 に示す。センター、ウイング各プロペラ直径をそれぞれ一定にしての計算で、両プロペラのうけもつスラストの配分が不均衡になるにしたがい最適プロペラ効率を得る回転数が設計基準回転数からずれるし、ピッチ比も実際から遠ざかるのは止むを得ない。それぞれのスラスト配分比について各プロペラの最適プロペラ効率を求めて両プロペラのスラスト配分比をベースにして作った図 Fig. 19 をみると、両プロペラの最適単独効率の平均値としては、ウイング・プロペラのうけもつスラストが、センター・プロペラのうけもつスラストに対して、増加するとともに、やや高くなる傾向がみられる。ただし、各プロペラの回転数やピッチ比は、図上の対応する値をとった場合である。一方、 $N=80$ r.p.m. のところで、各プロペラの単独効率を求めてみると、その平均値としては、両プロペラのスラストが等しい場合にもっとも高い値を示すが、スラストの割合が変わっても、プロ

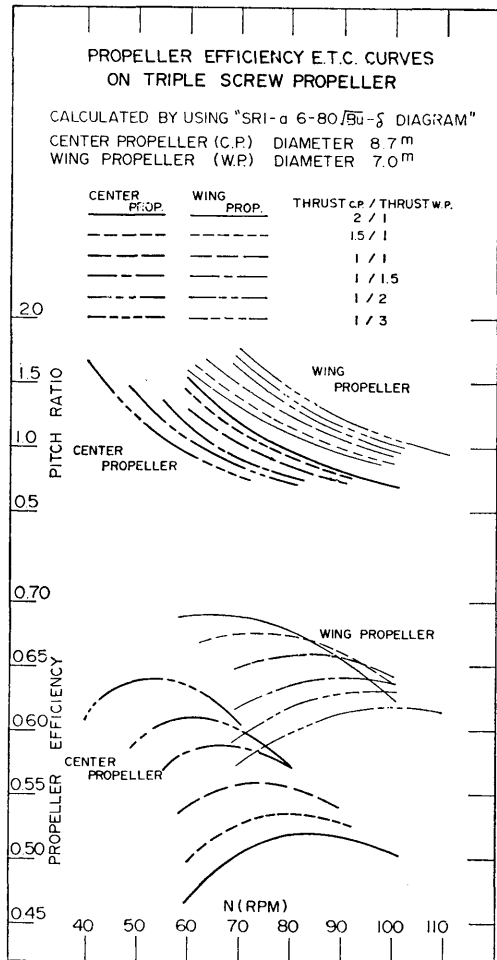


Fig. 18 Relation between propeller efficiency and $T(\text{CENTER PROP.})/T(\text{WING PROP.})$ on variable RPM.

ペラ効率の低下は少ない。

以上、行った計算は、プロペラの単独効率を考えているだけで、直接試験結果と結びつけられるのは難しいし、試験の変化範囲は、計算にくらべてごく限られた範囲にすぎないので、一般的な結論はひき出せない。

5.3.5 2重反転プロペラ

自航試験結果を Fig. 20 に示す。つぎに、前、後プロペラそれぞれの値を Fig. 21 に示す。また、満載状態で $F_n=0.16$, 44% ΔF 状態で $F_n=0.18$ の点における剰余抵抗係数や自航要素等を、2軸、O.L.P. とともに比較して Fig. 22 に示す。

2重反転プロペラの伴流係数 w_t は、1軸船にくら

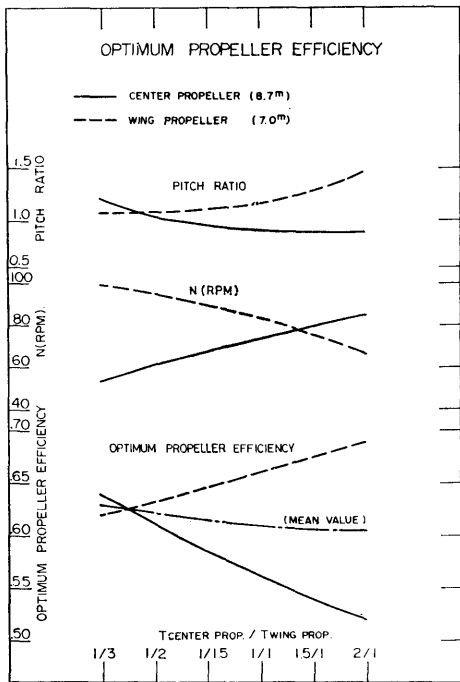


Fig. 19 Relation between optimum propeller efficiency etc. and $T(\text{CENTER PROP.})/T(\text{WING PROP.})$

べて40%にも達する大幅な増加が認められるが、プロペラ単独効率 η_0 が同程度むしろそれ以上大幅に低下して、プロペラ効率比は改善されているにもかかわらず、総合した推進効率としては、1軸船よりやや低下している。他の試験結果^{5),6)}をみても、傾向的には同じであるが、結果として1軸船にくらべて推進性能の改善がはかれなかった原因はいろいろあると思われるが、そのひとつとしては、プロペラ直径の選定が考えられる。また、試験より得られた伴流値と、設計条件の伴流値とが大きく異なっていることから、今回のプロペラ設計法で、伴流値の差がプロペラ要目におよぼす影響をみるために、試験より得られた伴流値を其他の設計条件はそのままにしてプロペラ要目を求めた。伴流値として、さらに試験結果の値と設計条件の値との中間値を使用した場合の計3種類の計算の結果、ピッチ分布の変化を Fig. 23 に、展開面積比や翼厚比等の変化を Fig. 24 に示す。これによると、ピッチ比、翼厚比、展開面積比は、伴流値のこの程度の変化によってはそれほど大きくは変わらないことがわかる。

前、後プロペラのスラストやトルクの割合は、後プロペラの値としては、前後プロペラの合計値に対して、満載状態でスラストが約46%、トルクが約51%、44% ΔF 状態でスラストが約46%、トルクが50%とな

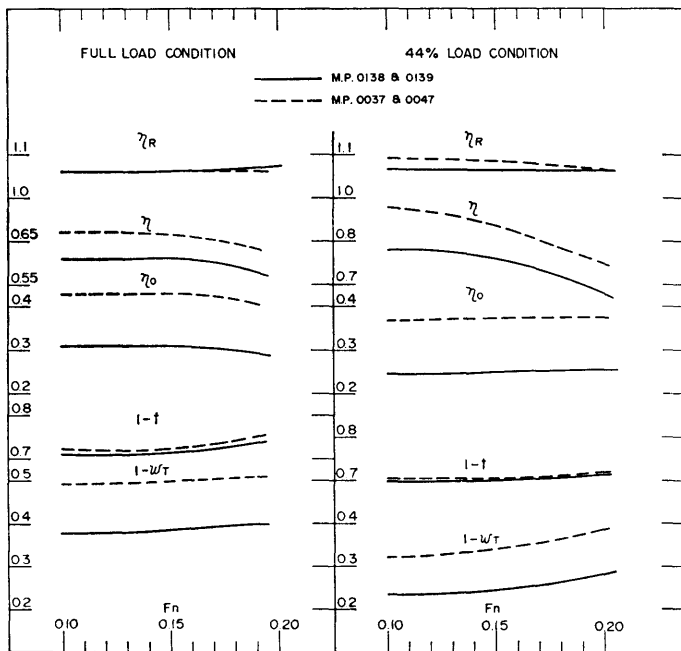


Fig. 20 Results of self-propulsion tests (C.R.P.)

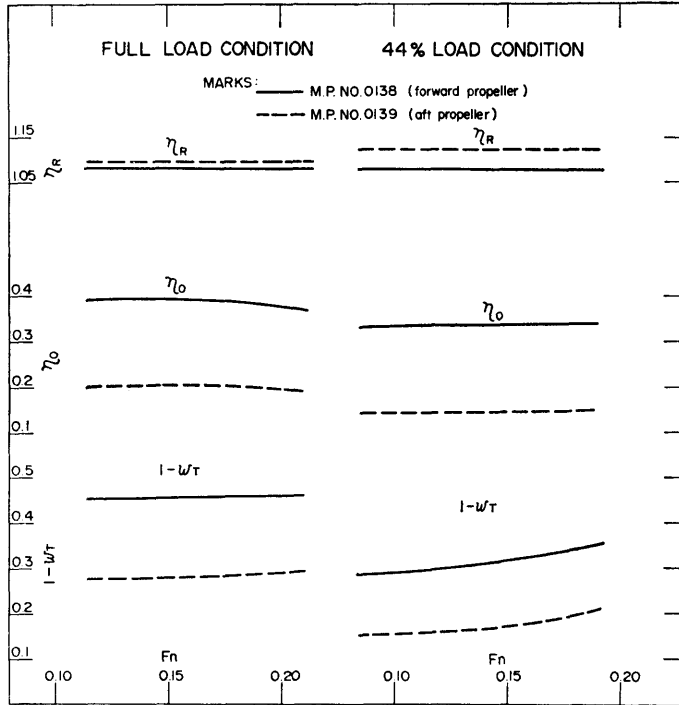


Fig. 21 Results of self-propulsion tests (C.R.P.)—forward and aft propeller

っていて、後プロペラのスラストの持分が少ないが、トルクとしては、ほぼ等しくなっている。これから考えれば、明らかに後プロペラの効率がよくないことになり、プロペラ単独効率としても満載状態で0.20, 44% ΔF 状態で0.15という、ふつうでは考えられない数値となっている。もっとも、 $1-w\tau$ の値も、数値としては同程度に低くなっているから、総合すれば推進効率はそれほど低い値にはならないが、2重反転プロペラの本来のメリット——後流の吸収によるプロペラ効率の改良——が十分に生かされていないことは明らかである。

これは、単に設計だけの問題か、或いは、もっと根本的な問題として、2重反転プロペラの使用が、タンカーのようなプロペラ荷重度の大きい船型には不適當であるのか確言できないが、この試験の実施にあたっては、プロペラの設計にも、Morganの方法によって行っただけであり、今後に残された未解決の問題が大きい。

Fig. 22によれば、2重反転プロペラの推進効率 η

は2軸（外まわり）にくらべれば少しよくなってはいるが、O.L.P. よりすぐれているとは言いがたい。それよりも、プロペラ軸間かくが2軸→O.L.P.→C.R.P. と狭くなってきて、最終的に0（C.R.P.）になると、 $1-w\tau$ と η_O の値が、このように急激に低下するのは、やはり、前後プロペラの相互影響が大きいからである。この図では、推進効率 η としてO.L.P. 20%位が最もよい値を示している。O.L.P. とC.R.P. の考え方（例えば前プロペラの後流の利用について）にもよるが、例えば、プロペラの前後干渉を正確にとり入れたプロペラを設計できるならば、プロペラ効率比 η_R は明らかに向上しているとみとめられるので、タンカーの場合にも、C.R.P. の採用が推進性能の改善をもたらすことも考えられる。

プロペラ直径については、3種類について計算が行われた。設計の条件等については2.1.3に述べられている通りであるが、ボス径および前後プロペラの軸間かくは一定とし、 $1-ws$ の値はプロペラ直径の比により修正を行った。以下に求められた要目を示す。

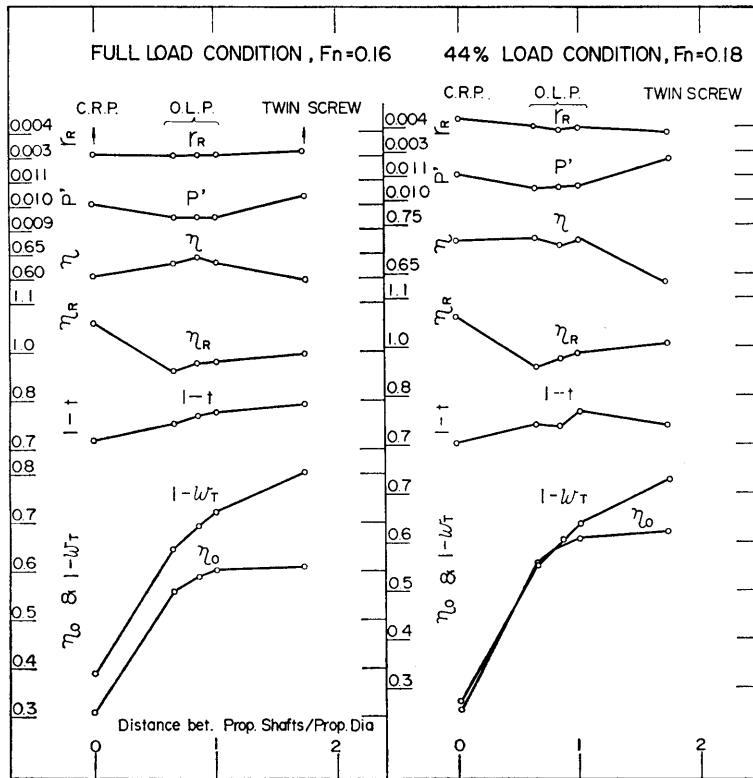


Fig. 22 Relation between self-propulsion factors and three propulsion devices (twin screw, O.L.P. and C.R.P.)

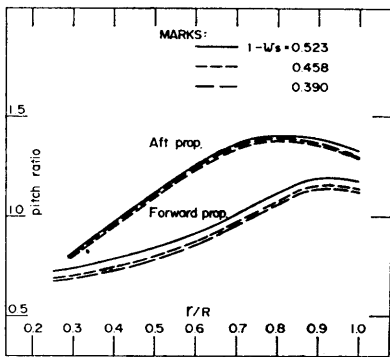


Fig. 23 Effect of wake fraction on pitch ratio of C.R.P. design

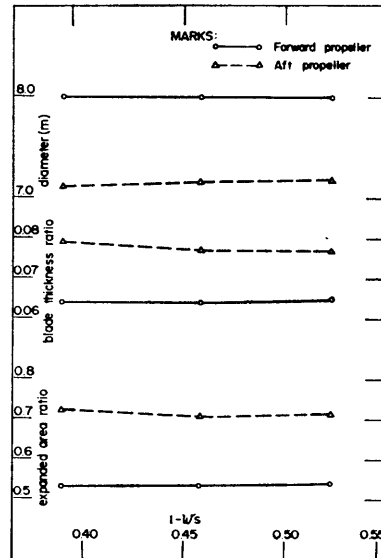


Fig. 24 Effect of wake fraction on expanded-area ratio, blade thickness ratio etc. of C.R.P. design

C.R.P.	1		2		3	
PROPELLER POSITION	Forward	Aft	Forward	Aft	Forward	Aft
DIAMETER (m)	8,000	7,168	8,700	7,838	9,000	8,148
PITCH RATIO (0.7R)	1.00	1.36	0.82	1.12	0.77	1.04
BOSS RATIO	0.250	0.279	0.230	0.255	0.222	0.245
EXPANDED AREA RATIO	0.543	0.716	0.421	0.552	0.380	0.494
BLADE THICKNESS RATIO	0.065	0.077	0.048	0.056	0.042	0.048
ANGLE OF RAKE	3°	←	←	←	←	←
NUMBER OF BLADES	4	5	4	5	4	5
DIRECTION OF TURNING	right-handed	left-handed	right-	left-	right-	left-
SECTION OF BLADE	NACA-16 <i>a</i> =0.8	←	←	←	←	←
D_A/D_F	0.896		0.901		0.905	

Scale ratio : 40/1

このなかでC.R.P.(1)の組合せによる2重反転プロペラの模型を製作したのが前述のM.P. 0138 & 0139であり、これを用いて自航試験を行ったが、よい結果が得られなかった。より大きい直径の前、後プロペラの組合せであるC.R.P.(3)による試験を実施する前に、予め、比較的要目の合っている模型プロペラの使用による性能の確認をはかるため、ストック・プロペラのなかから直径の近い2つのプロペラを探した。このプロペラの要目は次の通りで、直径とピッチ比は比較的合っているが、ボス比も展開面積比も異なっている。

M.P. No	0037L	0047
DIAMETER(m)	0.2233	0.2006
PITCH RATIO (CONST.)	0.800	1.055
BOSS RATIO	0.180	0.185
EXPANDED AREA RATIO	0.55	0.73
ANGLE OF RAKE	10°	5°—43'
No. OF BLADES	4	5
DIRECTION OF TURNING	lefthanded	righthanded
SECTION OF BLADE	MAU	MAU

このプロペラの組合せによる自航試験の結果は、

(92)

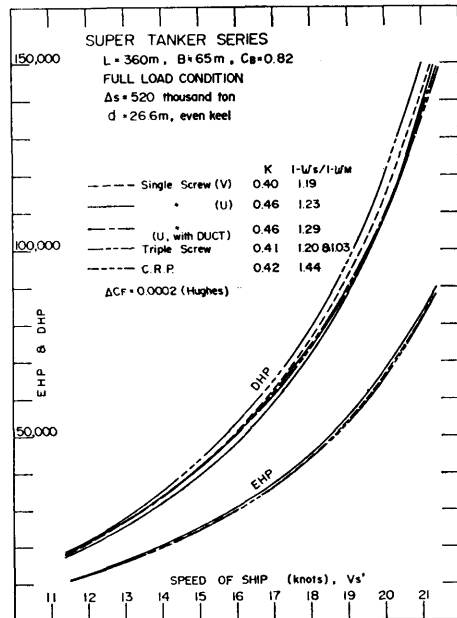


Fig. 25 Power curves among ships with single, ducted, triple and contra-rotating screw propellers.

WAKE DISTRIBUTION
AT THE
CENTER PROPELLER POSITION

FULL LOAD CONDITION
M.S. NO. 0242
 $F_n = 0.16$
WITHOUT WING PROPELLER

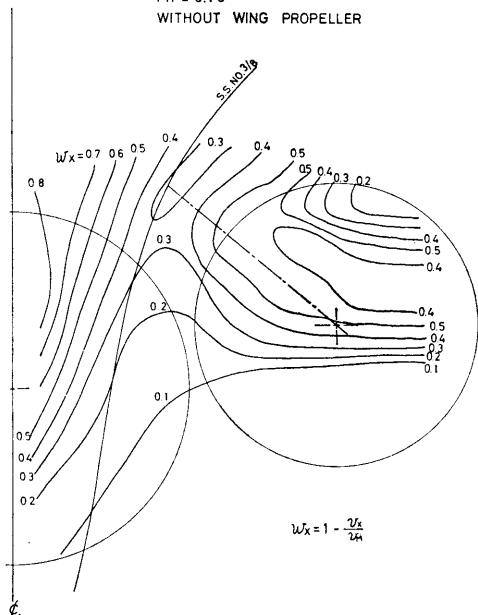


Fig. 26 Wake distribution at the center propeller position (without wing propeller)

Fig. 20 にみられるように、伴流値の減少よりプロペラ単独効率の向上がうまわまって、総合的にはよりよい推進性能をもたらした。設計値との差異を考慮に入れると、この結果がどう変わるかわからないが、プロペラ直径についての今後のひとつの目安となるかもしれない。

文献⁹⁾による 150,000 DWT タンカーの例はこのことをうらづけている。

5.3.6 各船の馬力の比較

最後に、各船の馬力の比較（満載状態）を Fig. 25 に示す。ただし、各船の $(1-ws)/(1-wM)$ の値は、前報告と同様、文献¹⁰⁾より求めたものである。

1 軸船の船尾形状が V 型の船型が低い EHP と高い DHP を示しているのと対照的に、U 型の船型が高い EHP と低い DHP を示している。

ダクト・プロペラの場合は、文献¹¹⁾に詳しく述べられているが、今回はダクト・プロペラをダクトとプロペラ（インペラ）との組合せによるひとつの推進器として取扱っている。ダクトの船体に及ぼす影

WAKE DISTRIBUTION
AT THE
CENTER PROPELLER POSITION

FULL LOAD CONDITION
M.S. NO. 0242
 $F_n = 0.16$
WING PROPELLER OUTWARD TURNING

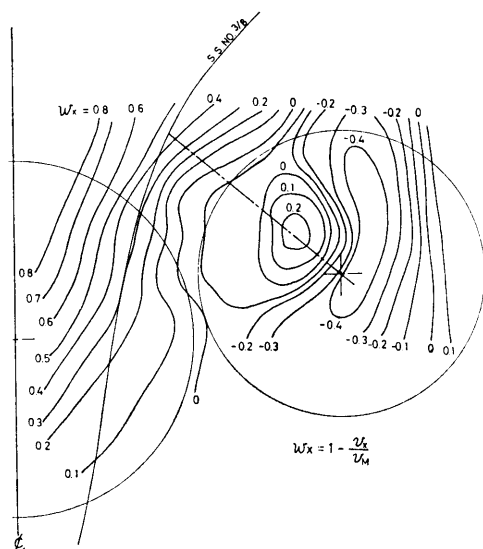


Fig. 27 Wake distribution at the center propeller position (with wing propeller rotating outward)

響を考慮に入れて解析を行いそれより馬力を求めると、異なった値にはなるであろう。

また、2重反転プロペラがもっとも高い馬力を示している。

5.4 3 軸船の伴流計測

自航試験の結果によると (Fig. 16), 3 軸船センター・プロペラの伴流係数は、ウイング・プロペラの回転方向によっては、ほとんど変わらないようにみうけられる。センター・プロペラ面において、5 孔ピトー管を使用して伴流の計測を行い、ウイング・プロペラの有無や、その回転方向の変化に伴う流れを調査した。

満載状態、 $F_n=0.16$ におけるセンター・プロペラ位置における伴流分布を、ウイング・プロペラのない場合 Fig. 26 に、ウイング・プロペラが外まわりの場合 Fig. 27 に、内まわりの場合を Fig. 28 に示す。また、センター・プロペラ面への投影速度成分を 3 者重ねて Fig. 29 に示す。

センター・プロペラとウイング・プロペラの進行方向の間かくがコンテナ船の場合のように十分広くな

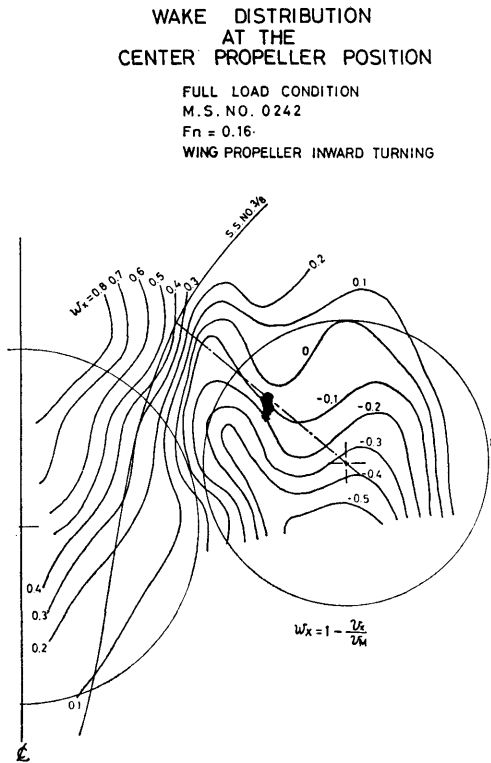


Fig. 28 Wake distribution at the center propeller position (with wing propeller rotating inward)

く、ウイング・プロペラを回転した場合、そのプロペラ・レースの計測には、プロペラの影響が強すぎて、計測値としては疑問のある点もみうけられるが、一般的にいえば次のことがわかる。すなわち、

- (1) センター・プロペラ円内には、ほとんどウイング・プロペラによる影響はみられない。
- (2) 広い領域での伴流分布は、ウイング・プロペラの回転方向によって、その様相が異なっている。

6. 結 言

今回の試験より得られた主な結論は、次の通りである。

- (1) 本船型においても、U型の船尾フレームライン形状の推進性能が、V型にくらべてすぐれていることが確かめられた。
- (2) ダクトッド・プロペラは、普通型プロペラにくらべれば、44%載貨状態でよい成績を示している。
- (3) 3軸船の推進性能としては、ウイング・プロペラ

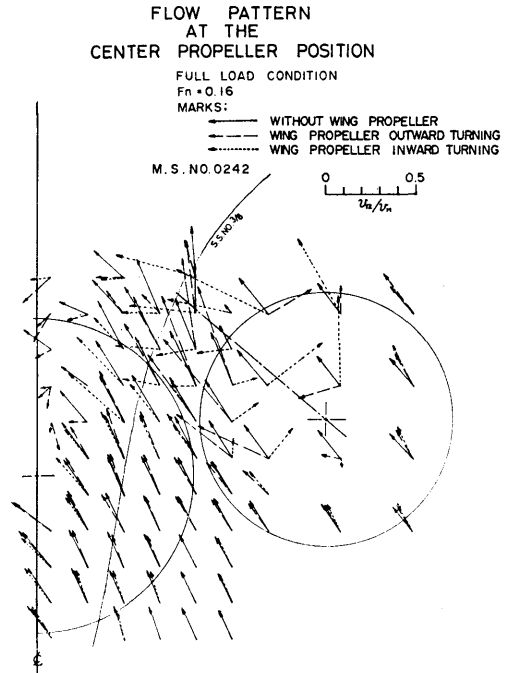


Fig. 29 Flow pattern at the center propeller position

が内回りの場合が、外回りの場合よりもすぐれている。

- (4) 3軸船、負荷配分の計算の範囲では、各プロペラ直径を一定とすると、最適プロペラ効率（両プロペラの平均）は、センター・プロペラのスラストのウイング・プロペラに対する割合が少なくなるにしたがって向上する傾向にある。
- (5) 2重反転プロペラの採用により予期した成績は得られなかったが、プロペラ直径や、前後プロペラの干渉等をさらに考慮に入れて、よりよい単独効率を得られる設計を行えば、さらに馬力の節減が期待されよう。
- (6) 前報告と併せ、各種推進方式による馬力の比較を以下に示す。

○ 満載状態, $F_n=0.16$

1軸船 (V型船尾)	86,900
” (”, ダクトつき)	90,300
” (U型船尾)	82,100
” (”, ダクトつき)	84,800
2軸船 (外まわり)	87,400
” (内まわり)	80,100
O. L. P (0%オーバーラップ)	82,000

”	(15% ”)	83,100
”	(35% ”)	84,100
3 軸船	(ウイング・プロペラ外まわり)	84,200
”	(” 内まわり)	79,100
2 重反転プロペラ		89,700

試験した推進方式のなかでは、馬力で比較すれば、2 軸船内まわりやウイング・プロペラ内まわりの場合の 3 軸船が、すぐれた結果を示している。ただし、模型船による自航試験結果の ρ' (馬力係数) の大小と必ずしも一致しない。実船の馬力推定には伴流値の尺度影響を始めとして、多くの問題があり、1 軸船以外は、解決されないで残されている。したがって、上記馬力の数値も、すべてを通じて、1 軸船をもとにして¹⁰⁾ので厳密な比較はできないにしても、相互の優劣のひとつの基準として考えてもよいであろう。

今後、より具体的に、すぐれた推進法の実現をはかるためには、推進性能以外の問題、例えば振動等に力を入れて研究を行うことが、現在の時代により適合できる課題と考えられる。

しかし、ここで得られた基本的な推進性能に関する結果は、それを応用し、より広い範囲にわたって有効に活用することは可能であろう。

最後に、本研究の遂行にあたり御指導をいただいた推進性能研究委員会 (P R C) 横尾会長、御協力をうけた各委員に深く感謝の意を表します。

参 考 文 献

- 1) 川上善郎, “推進法の差異が推進性能におよぼす影響について, その 1 : 1 軸, 2 軸およびオーバーラッピング・プロペラの比較”, 船研報告第 14 卷 2 号, 昭和 52 年 3 月
- 2) 例えば J.D. van Manen, M.W.C. Oosterveld, “Analysis of Ducted Propeller Design”, Trans. SNAME Vol 74, 1966
- 3) 矢崎敦生他, “ダクト・プロペラに関する系統的試験”, 日本造船技術センター技報 第 6 号, 昭和 53 年 10 月
- 4) W.B. Morgan, “The Design of Counterrotating Propellers Using Lerbs’ Theory,” Trans. SNAME, Vol 68, 1960
- 5) J.D. van Manen, M.W.C. Oosterveld, “Model Test on Contra-rotating Propeller,” I.S.P. Vol. 15, No. 172, 1968
- 6) Final Report on Study of Contra-rotating Propeller Arrangements for Merchant Ships,” compiled by G.A. Larsen, Sweden, 1970
- 7) J.B. Hadler, W.B. Morgan, K.A. Meyers, “Advanced Propeller Propulsion for High-Powered Single-Screw Ships,” Trans. SNAME, Vol. 72, 1964
- 8) 川上善郎, 上田隆康他, “多軸コンテナ船の船尾形状に関する実験的研究”, 船研報告第 15 卷 6 号, 昭和 53 年 11 月
- 9) 門井弘行 他, “SRI-a プロペラの諸特性および設計図表,” 船研報告第 15 卷 2 号, 昭和 53 年 3 月
- 10) 矢崎敦生, “模型船による水槽試験から実船の伴流係数を推定するための図表について,” 日本造船学会誌 第 480 号, 昭和 44 年 6 月
- 11) 大橋誠三, 矢崎敦生 他, “Ducted Propeller を装備する肥大船の水槽試験とその解析法,” 日本造船技術センター技報 第 3 号, 昭和 50 年 3 月