

Twin-skeg stern 船型の推進性能に関する実験的研究

—幅方向 skeg 位置の変化および skeg 間 tunnel 部の船底の傾斜の変化が推進性能におよぼす影響—

川上 善郎*・柳原 健*・堀 利文*
田中 陽**・岩崎 泰典**

Experimental Studies on Propulsion Performance of a LNG Carrier with the Twin-Skeg Stern

By

Yoshiro KAWAKAMI, Tsuyoshi YANAGIHARA, Toshifumi HORI,
Akira TANAKA and Yasunori IWASAKI

Summary

The propulsive performance on the ships with twin-skeg stern has not been clarified.

This report deals with researches concerning the effect of variation in skeg's position and in skeg's tunnel between twin skegs upon the propulsive performance.

The main results obtained from model tests are as follows:

- (1) Residuary resistance coefficient r_R increases with the increase of distance from skeg centerline to ship centerline.
- (2) Wake fraction W_T decreases with the increase of distance from skeg centerline to ship centerline.
- (3) The ship with twin-skeg stern has superior propulsive performance than ordinary twin screw ship with bossings.
- (4) In the range of the tests, inward rotation of propeller showed better propulsive performance for two twin-screw ships with ordinary bossings and with twin-skeg stern, and triple-screw ship.
- (5) Shaft horse power of ships under fully loaded condition and at ships speed 20 knots, are as follows:
 - 1) Single-screw ship38,400 SHP
 - 2) Triple-screw ship37,100 SHP
 - 3) Twin-screw with twin-skeg stern34,450 SHP
 - 4) Twin-screw ship with ordinary bossings.....37,850 SHP
- (6) The wake distribution is different at the inside and the outside of skegs. The direction of flow is nearly upwards at inside of skeg, but, toward to a skeg at outside of skeg, especially horizontal near the skeg.

目 次

1. 緒 言.....22	2. 実験計画.....22
	2.1 1軸船型.....22
	2.2 2軸船型(ボッシング型).....23
	2.3 2軸船型(twin-skeg stern型).....23

* 推進性能部

** 川崎重工業(株) 船舶事業本部技術室神戸設計部

原稿受付: 昭和56年9月3日

2.4 3 軸 船 型	24	5.1.3 Twin-skeg stern 型 2 軸船の skeg 間 tunnel 部船底傾斜の変化が推進性能に及ぼす影響	36
3. 模型船および模型プロペラ	24	5.1.4 各船型の所要馬力	42
4. 試験状態等	30	5.2 伴流計測	46
5. 試験結果および考察	30	5.2.1 1 軸 船	46
5.1 抵抗および自航試験	30	5.2.2 ボッシング型 2 軸船	46
5.1.1 1 軸船, ボッシング型 2 軸船および 3 軸船	30	5.2.3 3 軸 船	47
5.1.1.1 抵抗の比較	30	5.2.4 Twin-skeg stern 型 2 軸船	49
5.1.1.2 1 軸船の自航試験	31	5.2.4.1 幅方向 skeg 位置変化の場合	49
5.1.1.3 ボッシング型 2 軸船の自航試験	32	5.2.4.2 Skeg 間 tunnel 部の傾斜変化の場合	51
5.1.1.4 3 軸船の自航試験	32	6. 結 論	51
5.1.2 Twin-skeg stern 型 2 軸船の幅方向 skeg 位置の変化が推進性能に及ぼす影響	34		

1. 緒 言

石油を始めとした天然資源の潤渇のおそれから、現在はあらゆる分野にわたって省エネルギーの問題が叫ばれている。

船舶一般においてもその例外ではなく、省燃費を第 1 に考えて、船型、推進方式、機関その他あらゆる部門において、些少であってもよりよい効率を生み出そうと努力が重ねられている。

むかしから、もっとも推進効率のすぐれた推進方式は 1 軸船であったが、船舶の巨大化のみにとどまらず、多様化の観点からも、多軸推進のメリットが実証されれば、すなわち、少しでも推進性能の向上につながれば、2 軸或いは 3 軸推進方式の実現は十分考えられるところである。

タンカー船型について、いままで数多くの 2 軸船の系統的模型試験が、主として船舶技術研究所で実施されてきた¹⁾。その後、対象を広幅浅喫水船型においた 2 軸船の系統的模型試験が現在続行中である。

一方、普通型の 2 軸船（プロペラ軸支持をボッシング方式とする）にくらべて、特殊な船尾形状をもつ 2 軸船の研究も、すでに幾つか行われているが^{2)~6)}、今回、それらのなかから multiple-skeg stern をあらためてとりあげてみた。それは、このような船尾船型についての試験例が少ないために、模型船による船型試験を実施することにより推進性能を確認し、実用の可能性を調査するためである。

本研究は、推進性能研究委員会（PRC）の協力により実施された。

2. 実験計画

Multiple-skeg stern 型（具体的には twin-skeg stern 型）船型は、普通の 1 軸船々尾を横に並べてつなぐことからスタートしているとも考えられるし²⁾、また、1 軸船々尾を、船体中心線で切り離し、中央部分を空間状態（あるいは tunnel 状態）にしてつないだ状態とも考えられる。

いずれにしても、基準となる 1 軸船型が最初にあって、それより通常の 2 軸船型を経て、この twin-skeg 船型へと進展する過程をとったものといえよう。

2.1 1 軸 船 型

昭和 48 年の石油危機を境にして、それまで続けてきた巨大船や高速船の研究は、広幅浅喫水船を始めとする多目的船舶の開発研究へ移行してきた。当時、PRC は、造船所 7 社で構成されていたが、それらの要望が集計されて、以下に示すような広幅浅喫水船の原型がきめられた。

1. 対象船種: LNG carrier

2. 主要目:

$$L \times B \times d \times C_B \\ 270.0 \text{ m} \times 45.0 \text{ m} \times 12.0 \text{ m} \times 0.7$$

$$\Delta \quad 108,000 \text{ t}$$

$$D_W \quad 68,000 \text{ t}$$

$$l_{CB} \quad -1.0\% \text{ of } L.$$

3. 主機・プロペラ:

主 機 MCR 45,000 BHP × 110 RPM,
V_g = 20 kts

プロペラ 直径 7.6 m, 翼数 5, 展開面積比 0.80, 断面形状 MAU 型, ピッチ

比 0.854, tip clearance プロペラ直径の 30% とする。

4. 船尾形状・舵:
 船尾形状 mariner 型
 舵 semi-balanced rudder
5. 船首形状: bolbous bow (F.P. における bulb size 中央横截面積 A_M の 7~10%)

2.2 2 軸船型 (ボッシング型)

2.1 で定められた 1 軸船を原型とし, 下記の要領で 2 軸船線図が作成された。

- (1) 船体前半部形状, 中央横截面積は 1 軸原型と同じにする。
- (2) 船尾部下部の水線形状は 1 軸原型に近いものにする。
- (3) プロペラ軸支持方式はボッシング型とし, 船体への取付け角度は, この近辺のフレームライン形状にほぼ直角となる角度とする。(30°)
- (4) プロペラの回転方向は, 文献²⁾を参考にして内回りとする。
- (5) 舵は 2 舵とし, 舵面積は 1 舵につき $[L \cdot d] \times 1/90$ (ここで L は船長, d は満載喫水) とする。舵形状は, 1 軸原型のものと相似とする。また, 舵の左右位置は, 軸引抜きを考慮し軸の内側に配置する。
- (6) 主機・プロペラ:
 主機 MCR $2 \times 24,000$ BHP $\times 106$ RPM
 プロペラ 直径 6.5 m, 翼数 5, 展開面積比 0.65, 断面形状 MAU 型, ピッチ比 1.036
- (7) プロペラ位置:
 上下位置 blade tip 下端高さを 1 軸原型と同じにする。
 前後位置 blade と舵前縁との clearance を原型と同じにする。
 左右位置 左右プロペラの tip 間 clearance をプロペラ直径の 50% とする。
- (8) 軸の rake:
 水平方向 16 mm/1,000 mm
 上下方向 25 mm/1,000 mm
- (9) ボッシング径:
 2 軸コンテナ船³⁾を参考にして, 直径を 2,950 mm とする。

2.3 2 軸船型 (twin-skeg stern)

文献²⁾にみられるように, twin-skeg stern 船型の利

点は, 1) 推進効率の向上, 2) プロペラへ入る流れの均一化, 3) strut 等による付加物抵抗の減少, 4) docking 時に起きる問題の減少, 5) 船尾部強度の増大, 6) 船尾振動の減少等が考えられ, 一方, 欠点としては, 1) 浸水表面積の増大, 2) 建造上複雑である, 3) skeg tunnel の設計が困難, 4) skeg が細いと振動を起し, 流れが不均一となる等である。いずれにしても, 異なる主要目をもつ各種の船型について上記の性能を実証することは簡単にはできないので, 広幅浅喫水船型について, 多岐にわたる変化のなかで次の試験を行うことにした。㊤ skeg 位置の幅方向変化の推進性能に及ぼす影響の調査, および ㊦ skeg tunnel の船底からの立ち上がり方の変化, すなわち tunnel top line と船底基線 (B.L.) との接点移動が推進性能に及ぼす影響の調査である。

㊤ については 2.2 の 2 軸船型 (ボッシング型) を原型とし下記方針で線図を作成した。

- (1) 船体前半部は, 2 軸原型と同一とする。
- (2) 後半部横截面積曲線は極力 2 軸原型と一致させる。
- (3) tunnel top line は, S.S. 2 で B.L. に接する。
- (4) 船尾フレームライン形状は, skeg 近傍で, skeg center line に対して, できるだけ対称となる様にする。
- (5) プロペラ上下位置は 2 軸原型と一致させる。
- (6) 舵形状は 2 軸原型と同一とするが, 舵位置は, skeg center line 上における。
- (7) プロペラは, 2 軸原型と同一のプロペラを使う。なお, 幅方向位置は, skeg center line と ship center line との間隔を, 幅を B として, 15% B , 20% B および 25% B の 3 種とした。

㊦ については, 前記 ㊤ のなかで, skeg center line と ship center line との間隔が最小である 15% B の船型を原型として計画した。その方針を以下に示す。

- (1) tunnel top line と base line との接点を S.S. $1\frac{1}{4}$, $1\frac{1}{2}$ および $2\frac{1}{2}$ とする。原型は S.S. 2 で接する。
- (2) 船尾端近傍の tunnel top line は原型と同一とする。
- (3) tunnel top line は, 船尾端と base line の starting point をむりなく結ぶゆるやかな曲線とする。
- (4) skeg center line より外側のフレームラインは原型と同一とする。すなわち, tunnel top line 変更に伴い, 排水量は変化する。

- (5) フレームライン形状は, skag center line に対し極力対称とする。ただし, tunnel top line と B.L. との交点が S.S. $2\frac{1}{2}$ の船型の場合, tunnel 前方下端の流入部が原型にくらべて狭いため, skag center line から内側のフレームラインを削って tunnel 部の area を広げた船型も付け加える。

- (6) プロペラは, 2 軸原型と同一プロペラを使う。

2.4 3 軸 船 型

ボッシング型 2 軸船 (M.S. 0291) の 3 軸化を行うために, 以下のような方法をとった。

- (1) 船体前半部は, 2 軸船と同様に 1 軸原型 (M.S. 0295) と同一とする。
- (2) 船体後半部は, ボッシング型 2 軸船 (M.S. 0291) からの変更量を最小限となるようにする。
- (3) 舵は 1 舵とし, 1 軸原型 (M.S. 0295) と同一とする。
- (4) 主機・プロペラ:

主 機 合計出力 48,000 BHP×106 RPM
(2 軸船と同一)

プロペラ

センター・プロペラ 合計出力の 50% を受持つとする。直径 6.7 m, 翼数 5, 展開面積比 0.70, 断面形状 MAU 型, ピッチ比 0.88
ウィング・プロペラ 各プロペラが合計出力の 25% を受け持つとする。直径 5.6 m, 翼数 5, 展開面積比 0.55, 断面形状 MAU 型, ピッチ比 1.11

- (5) プロペラ位置

- a) センター・プロペラ

上下位置 プロペラと船体との clearance が, 直径の 30% になるようにする。
前後位置 プロペラと舵前縁との clearance を 1 軸原型と同じにする。

- b) ウィング・プロペラ

上下位置 プロペラ軸中心高さを, センター・プロペラと一致させる。
前後位置 センター・プロペラとの距離を, センター・プロペラ直径の 75% とする。

左右位置 センター・プロペラとの tip 間 clearance を 320 mm (センター・プロペラ直径の約 4.8%) とする。

ボッシング 取付け角度 30° , 径 2 軸船の場

合の径を, プロペラ直径の比で修正する。

以上, 1 軸船型も 2 軸船型も理論計算等による最適化は行われていないが, 1 軸船型についての幅広い系統的試験が実施されており⁹⁾, また, 2 軸船型については現在続行中である。

最終的には, 各船型について, それぞれに適した設計プロペラを装備した場合の馬力を求めて, 比較を行った。

3. 模型船および模型プロペラ

ボッシング型の 2 軸船および twin-skeg stern 2 軸船の模型は, 長さ 5.8 m のパラフィン・ワックス製で, ボッシングや skag 部分が木製である。skag 位置の幅方向変化の試験には, 各変化位置に対応した模型船を製作したが, tunnel top line と船底基線 (B.L.) との交点変化の場合は, 最初に, この交点をもっとも後方の S.S. $1\frac{1}{4}$ の模型船を製作し, ひとつの状態の試験が終了した後, 船体を削りこんで次の状態になるようにした。

1 軸船および 3 軸船は, 8.2 m の木製模型である。

各模型船の要目等を Table 1 に示す。1 軸船および 2 軸船の横断面積曲線を Fig. 1 に, 1 軸船 (M.S.

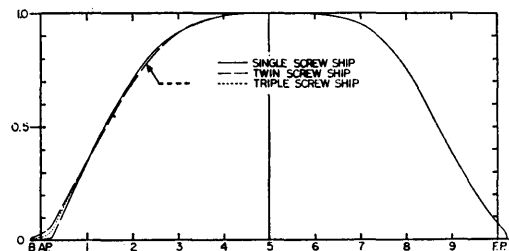


Fig. 1 Sectional area curve

0295) の正面線図および船首尾部形状を Fig. 2 A に, ボッシング型 2 軸船 (M.S. 0291) の船尾部形状を Fig. 2 B に, twin-skeg stern 2 軸船のうち, skag 位置の幅方向変化シリーズ (M.S. 0334, 0312 および 0313) の船尾部形状を Fig. 2 C に, tunnel top line シリーズ (M.S. 0345 A~D) の船尾部形状を Fig. 2 D に, 3 軸船 (M.S. 0296) の船尾部形状を Fig. 2 E に示す。

模型プロペラは, 1 軸船, 2 軸船とも, いわゆる代用プロペラであるが, 1 軸船の場合のみ設計プロペラの直径をはさんで大小 2 種類のプロペラを使用した。各プロペラの要目を Table 2 に, それぞれの単独性能

Table 1 Principal particulars of the ships

M.S. No.	0295	0291	0313	0312	0334	0345 A	0345 B	0345 C	0345 D	0296
	single screw	twin screw (bossing)	twin screw (twin-skeg stern)							triple screw
L_{PP} (m)*1	8.200	5.8000							8.2000	
L_{DWL} (m)	$L_{PP} \times 1.0222$									
L_{PP}/B	6.00									
B/d	3.75									
C_B	0.702	0.703	0.703	0.702	0.703	0.710	0.706	0.699	0.699	0.702
C_P	0.711	0.712	0.712	0.711	0.712	0.719	0.715	0.708	0.708	0.711
C_M	0.987									
l_{GB} (% of L_{PP})	-0.919	-0.837	-0.823	-0.871	-0.840	-0.453	-0.643	-1.023	-1.055	-0.955
Bulb	area: 6.84% of A_M , length: 2.04% of L_{PP} , immersion: 72.5% of d_{Full}									
Remarks	bossing angle 30°	25% B^{*2}	20% B^{*2}	15% B^{*2}					bossing angle 30°	
		S.S. 2 ^{*3}			S.S. 1 ^{1/4*}	S.S. 1 ^{1/2*}	S.S. 2 ^{1/2*}			
Load condition	Full load condition									
d_M (m)	0.3644	0.2578							0.3644	
Trim (m)	0									
∇ (m ³)	2.8719	1.0200	1.0168	1.0156	1.0162	1.0261	1.0216	1.0115	1.0105	2.8744
S (m ²)	13.0510	6.7437	7.2482	7.0706	7.0142	6.9395	6.9750	7.0373	7.0403	13.4062
Load condition	80% load condition									
d_M (m)	0.2977	0.2122				0.2102	0.2107	0.2122		0.2984
Trim (m)	0.0628	0.0444	0.0435							0.0628
∇ (m ³)	2.2979	0.8166	0.8135	0.8126	0.8131	0.8210	0.8174	0.8093	0.8085	2.3008
S (m ²)	11.8653	6.1907	6.5777	6.4270	6.3623	6.2718	6.2906	6.3962	6.3993	12.2072

*1 Full scale 270 m

*2 The figure shows the distance from ship center line to skeg center line.

*3 The S.S. shows the starting point where the tunnel's top rises.

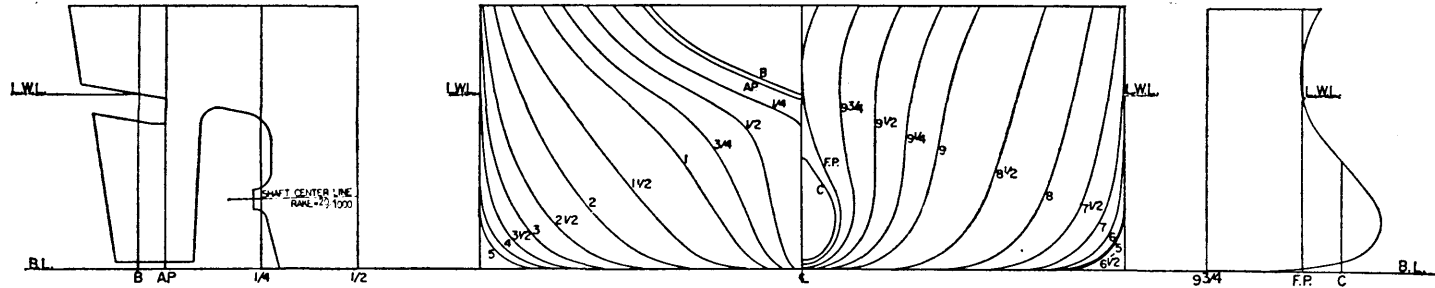


Fig. 2 A Body plan, stem- and stern shapes of single screw ship (M.S. 0295)

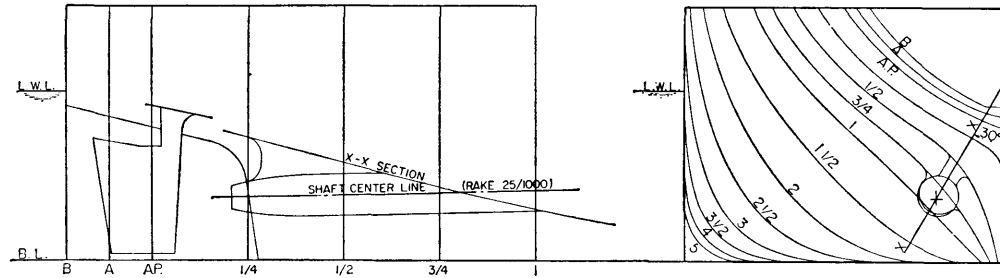


Fig. 2 B Body plan and stern shape of twin-screw ship (M.S. 0291)

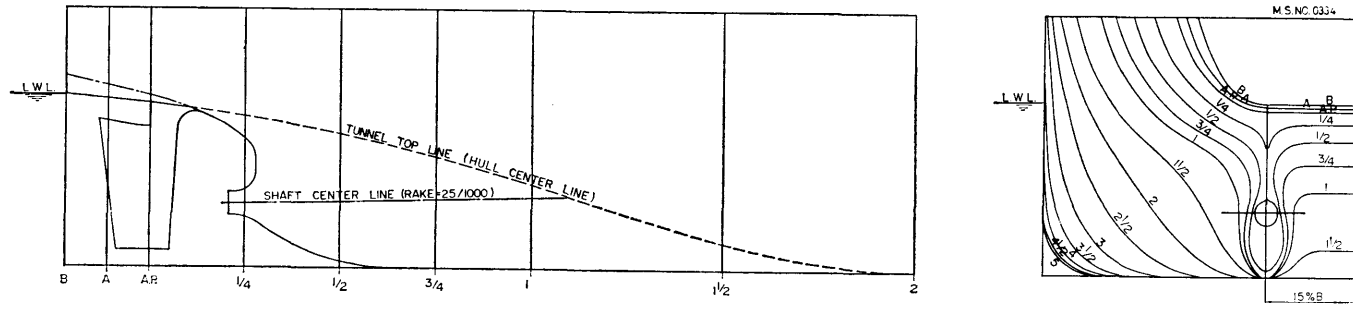


Fig. 2 C1 Body plan and stern shape of twin-skeg stern (M.S. 0334)

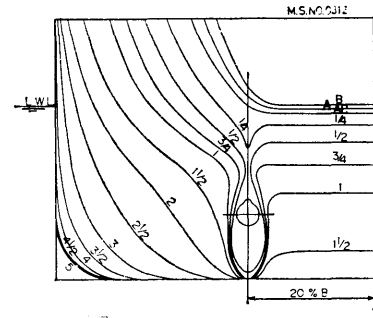
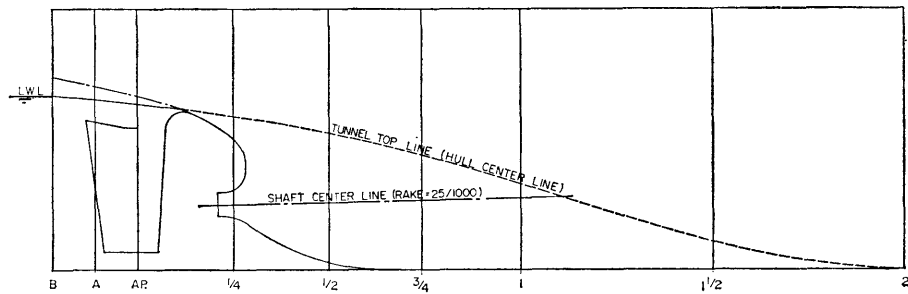


Fig. 2 C₂ Body plan and stern shape of twin-skeg stern (M.S. 0312)

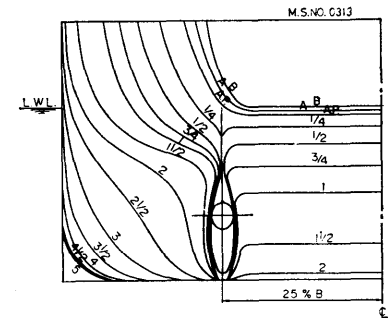
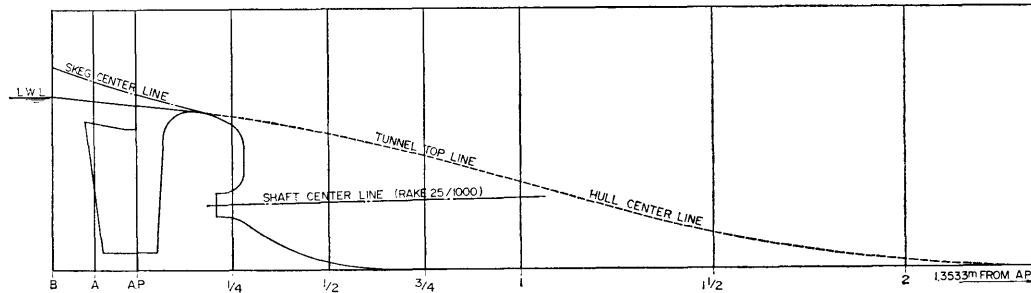


Fig. 2 C₃ Body plan and stern shape of twin-skeg stern (M.S. 0313)

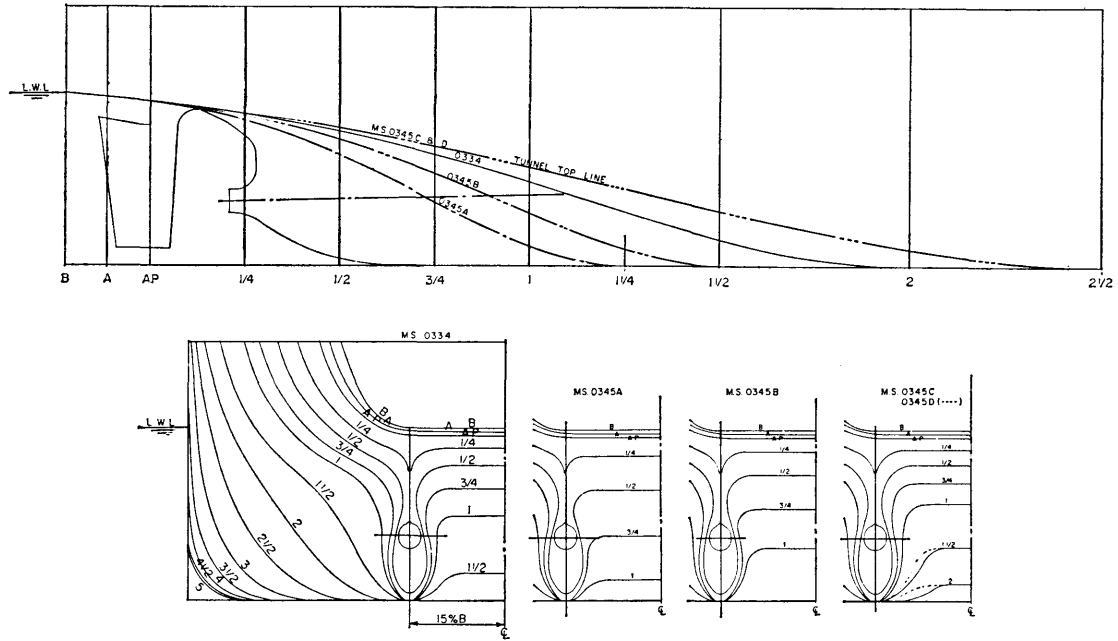


Fig. 2 D Body plan and stern shape of twin-skeg stern (M.S. 0345 A~D)

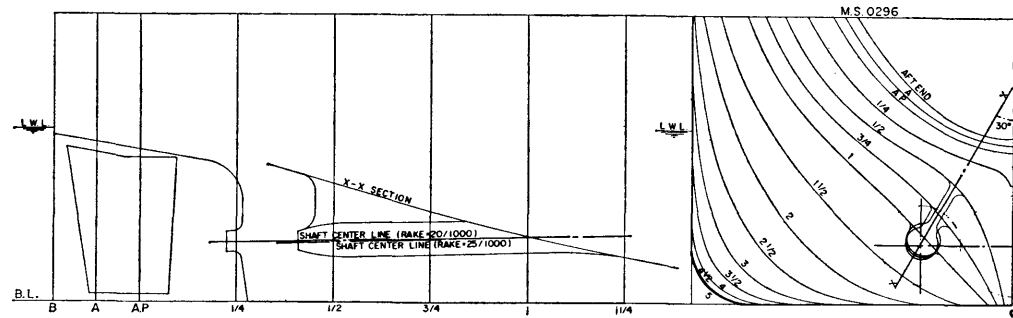


Fig. 2 E Body plan and stern shape of triple screw ship (M.S. 0296)

Table 2 Particulars of the propellers

	Single screw		Twin screw	Triple screw	
M.P. No.	0066	0192	0132 ^E	0161	0162 ^E
Diameter (m)	0.2242	0.2500	0.1552	0.2035	0.1700
Boss ratio	0.184	0.180			
Pitch ratio	0.6861	1.00	0.733	0.88	1.11
E.A.R.	0.6495	0.60	0.720	0.70	0.55
B.T.R.	0.0604	0.050			
Angle of rake	9°-46'	7°-30'	0°		
No. of blades	5				
Blade section	MAU	SRI-B	AU	MAU	
				center propeller	wing propeller

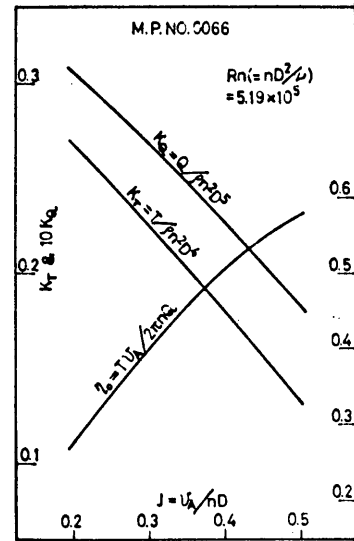


Fig. 3 A Characteristics of propeller for single screw ship, in open water (dia. of propeller 0.2242 m)

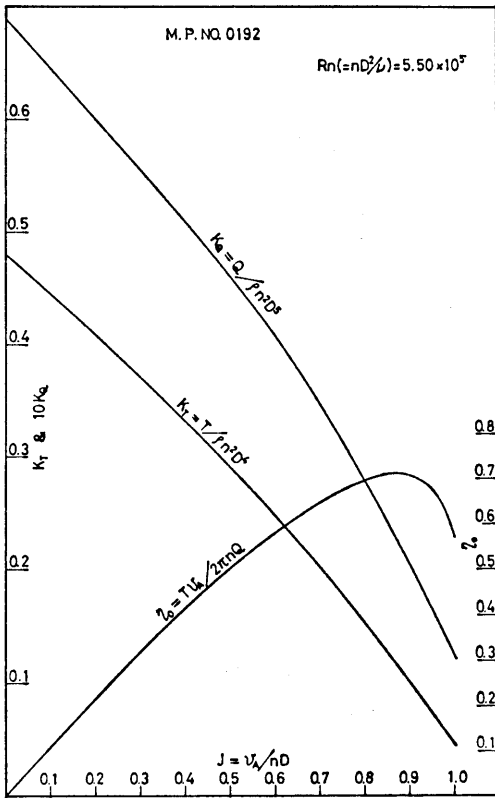


Fig. 3 B Characteristics of propeller for single screw ship, in open water (dia. of propeller 0.250 m)

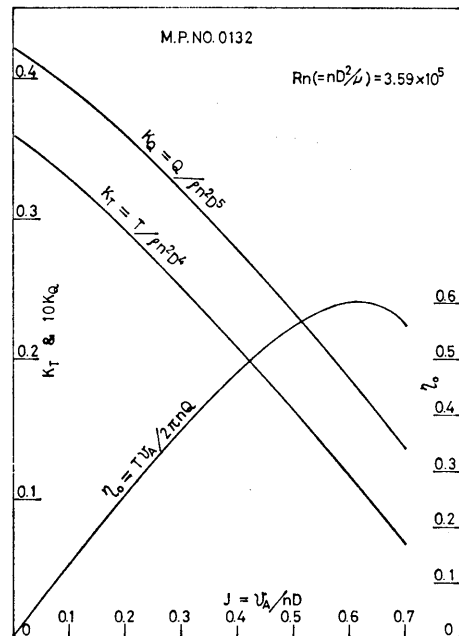


Fig. 3 C Characteristics of propeller for twin screw ship, in open water

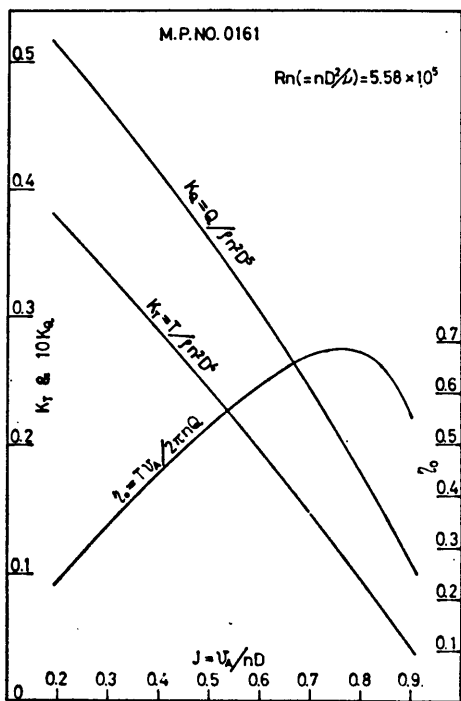


Fig. 3 D Characteristics of center propeller for triple screw ship, in open water

を Fig. 3 A, 3 B, 3 C, 3 D および 3 E に示す。

4. 試験状態等

試験は、満載状態（トリムなし）および 80% 4_F 状態（約 1% 船尾トリム）の 2 状態について、抵抗・自航試験を行い、また、プロペラ位置における伴流計測を可能な限り実施した。

摩擦抵抗の計算には、シェーンヘルズ式を用い、実船に対する粗度修正量は -0.00020 を採用した。相当実船は 270 m である。

試験状態表を Table 1 に示す。

5. 試験結果および考察

5.1 抵抗および自航試験

5.1.1 1 軸船 (M.S. 0295), ボッシング型 2 軸船 (M.S. 0291), および 3 軸船 (M.S. 0296)

5.1.1.1 抵抗の比較

満載状態および 80% 4_F 状態における 3 隻の比較を、造波抵抗係数 r_W と剰余抵抗係数 r_R の形で、Fig. 4 および Fig. 5 に示す。なお、図中に、後述の twin-skeg stern 2 軸船原型 (M.S. 0334) の結果を併せ

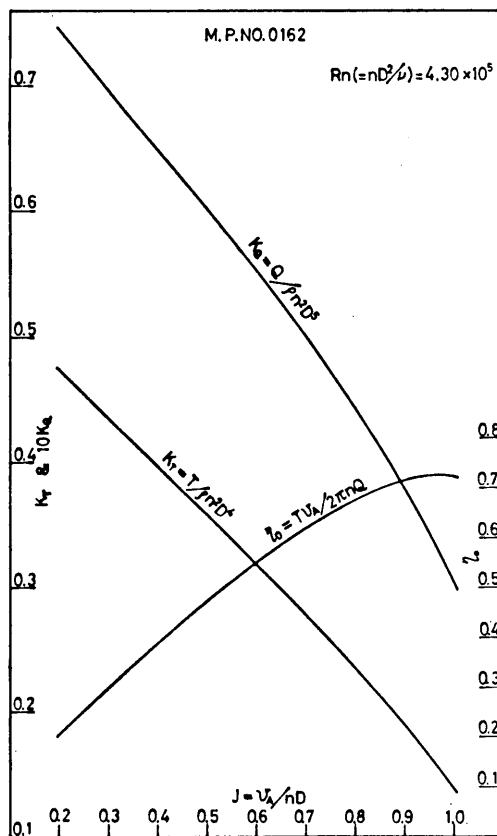


Fig. 3 E Characteristics of wing propeller for triple screw ship, in open water

て記入してある。

低速抵抗より求めた形状影響係数 K (シェーンヘルズベース) の値は以下ようになっており、3 隻の間に大きな差はみられないが、2 軸船型にくらべて 1 軸船型が大きい K の値を示している。

	M.S. 0295 (1 軸船)	M.S. 0291 (2 軸船)	M.S. 0296 (3 軸船)
Full Load	0.21	0.18	0.20
80% Load	0.23	0.20	0.22

造波抵抗係数 r_W は、各状態とも、3 隻の間に大きな差はないが、3 軸船が一番低い値を示す。1 軸船とボッシング型 2 軸船は、ほとんど等しいが、高速において後者がやや低目である。なお、twin-skeg stern 2 軸船が、各状態とも高い値を示している。剰余抵抗係数 r_R の大小関係も r_W の場合と同じだが、ただ、twin-skeg stern 2 軸船が r_W の場合ほど他より高くない。

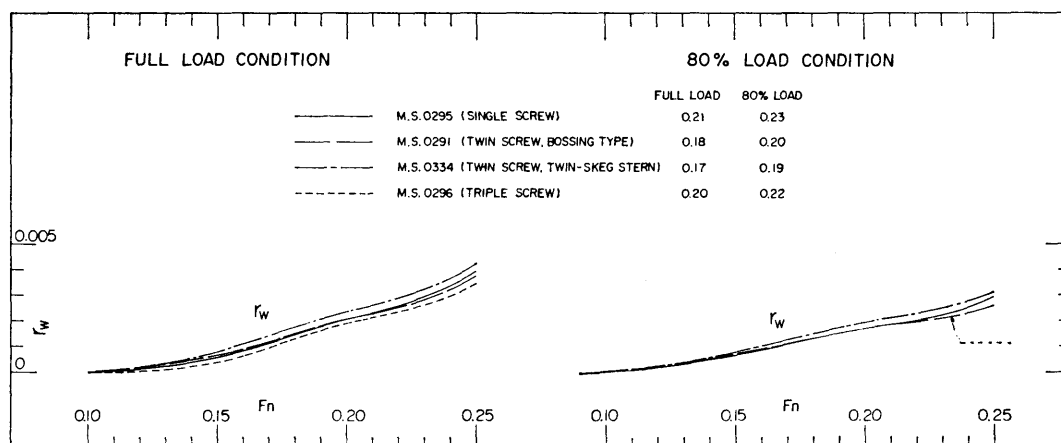


Fig. 4 Comparison of r_w among single, twin and triple screw ships

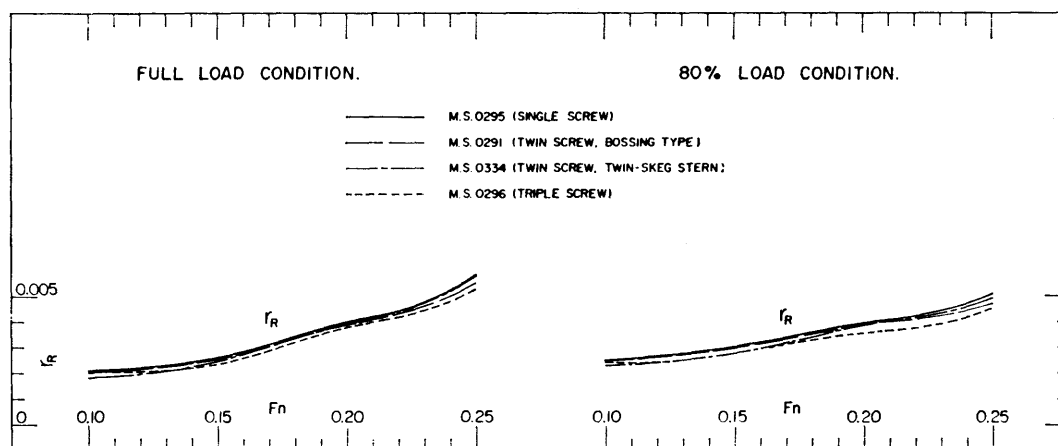


Fig. 5 Comparison of r_R among single, twin and triple screw ships

5.1.1.2 1 軸船の自航試験 (M.S. 0295)

1 軸船のプロペラ直径の自航要素に及ぼす影響を調べるため、——プロペラ直径のみに着目してのことであるが——設計されたプロペラ直径をはさんで、直径のより大きい模型プロペラ (M.P. 0192) と直径のより小さい模型プロペラ (M.P. 0066) を使用して自航試験を行った。各プロペラの自航要素等の比較を Fig. 6 に示す。これによると、直径以外の要目の差は一応そのままとすると、直径が約 11% 大きい場合、満載および 80% A_F の 2 状態ともに、伴流率 w_T は 10% 強低下し、スラスト減少係数 t もやや低下し、プロペラ効率比 η_R はやや高くなっている。しかし、プロペラ単独

効率 η_0 が 10% 以上高くなっているため、伴流率の低下をカバーして総合的には推進効率 $\eta \left(= \frac{1-t}{1-w_T} \cdot \eta_0 \times \eta_R \right)$ は 2~3% の増加がみられる。このことは、すでに大直径プロペラを使用する場合に明らかにされている通りであって、単純に模型プロペラの直径の大小で判断すれば、当然、今回の 1 軸船も大直径プロペラが良好な推進性能を示しているわけである。なお、プロペラ面の伴流域は、後述する Fig. 21 に示されるように、はっきりした“眼玉”などのみとめられないタイプであり、公称伴流はプロペラ直径に比例して変化している。

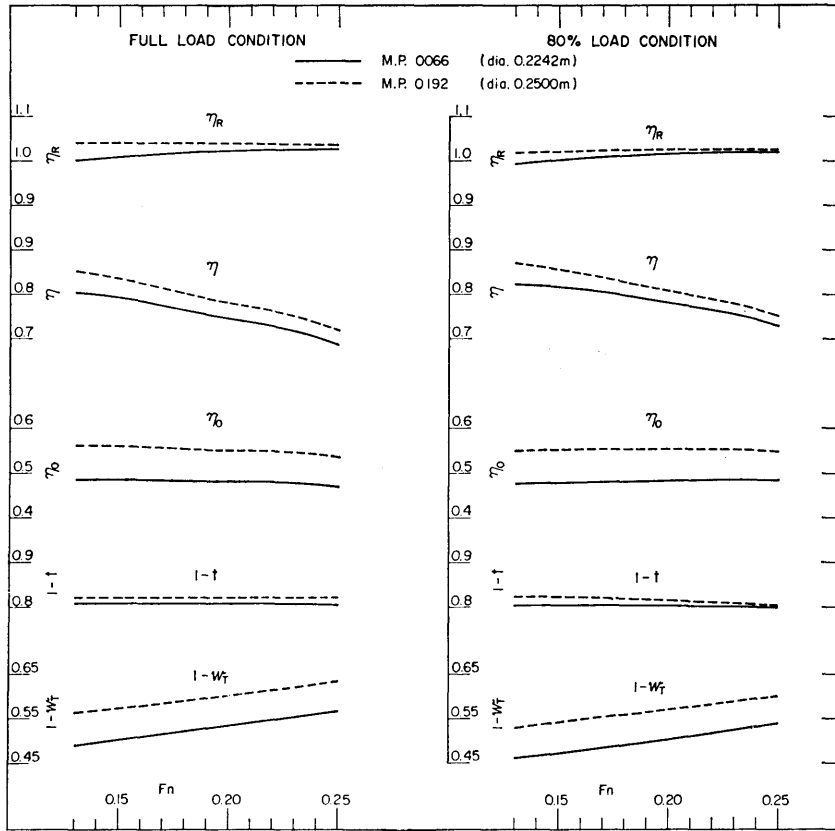


Fig. 6 Results of self-propulsion tests (single screw ship)

5.1.1.3 ボッシング型 2 軸船の自航試験 (M.S. 0291)

ボッシング型 2 軸船 (M.S. 0291) の自航試験結果を Fig. 7 に示す。プロペラの回転方向は内回りであるが、満載状態においてのみ外回りの試験を行った。図中に、twin-skeg stern 2 軸船型 (M.S. 0334) の結果、満載状態 $F_n=0.21$ および 80% A_F 状態 $F_n=0.22$ の点を記入してある。

ボッシングの取付け角度は 30° である。プロペラの回転方向を内回りから外回りに変えると、自航要素のなかで $1-w_T$ のみ 15% をこえる大幅な増加を示すが、スラスト減少係数 t とプロペラ効率比 η_R およびプロペラ単独効率 η_0 には大差ない。結果として、推進効率 η も伴流率の減少にほぼ相当して低下した。

ボッシング型から twin-skeg stern 船型に変わると、伴流率が約 10% 増加し、スラスト減少係数は約 5%

減少する。プロペラ効率比やプロペラ単独効率はほとんど変わらないから、推進効率としては 10% 以上の向上となる。この結果をみると、twin-skeg stern 2 軸船型は、1 軸船的な伴流率と、2 軸船的なスラスト減少係数を得ているようである。試験状態による差は少ない。

5.1.1.4 3 軸船の自航試験 (M.S. 0296)

自航要素等を Fig. 8 に示す。満載状態においてのみ、ウィング・プロペラの回転方向が内回りおよび外回りの試験を行った。センター・プロペラは船尾からみて右回りである。

これによると、満載状態で、ウィングプロペラの回転方向を内回りから外回りに変えると、 $1-w_T$ が 30% 近い大幅な増加を示して、推進効率もかなり低下していることがわかる。

最後に、1 軸船 (より大きいプロペラ直径の)、ボッシング型 2 軸船 (プロペラ内回り)、3 軸船 (ウィン

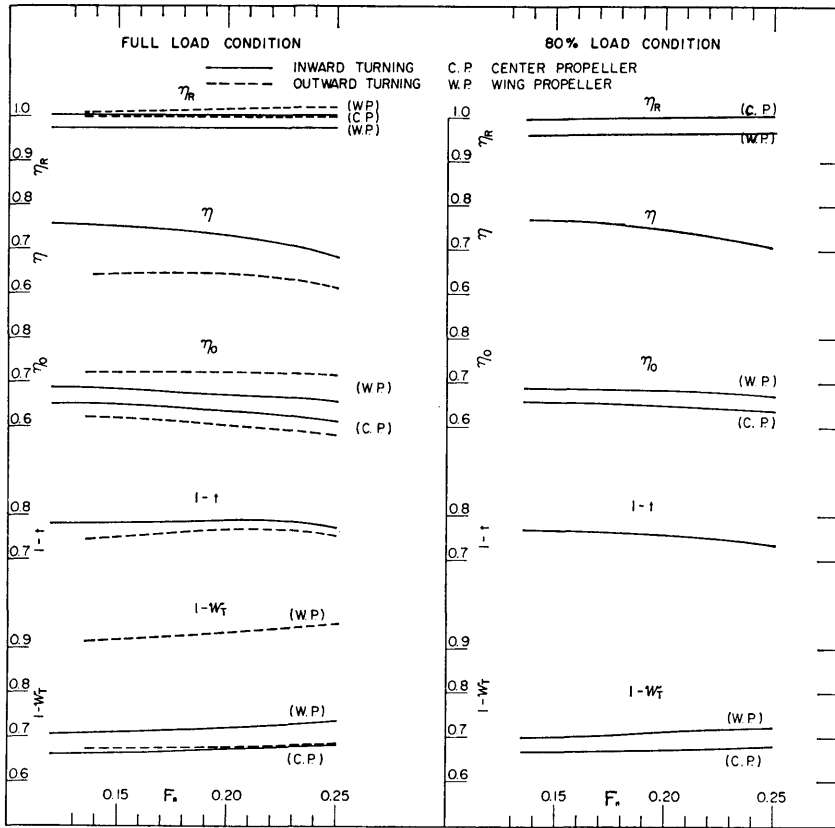


Fig. 8 Results of self-propulsion tests (triple screw ship)

5.1.2 twin-skeg stern 2 軸船の skeg 位置の幅方向の変化が推進性能に及ぼす影響 (M.S. 0334, M.S. 0312 および M.S. 0313)

Skeg center line と ship center line との間隔を、幅 B の 15% とした M.S. 0334, 20% とした M.S.

0312 および 25% とした M.S. 0313 の 3 隻の抵抗試験の結果として、 r_R を Fig. 9 に示す。

低速抵抗より求めた 3 隻の形状影響係数 K の値を、ボッシング型 2 軸船 (M.S. 0291) の値と比較して以下に示す。

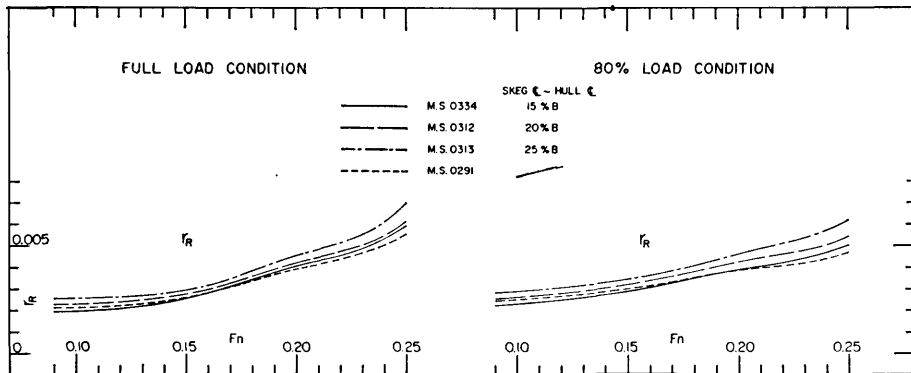


Fig. 9 Results of resistance tests (twin-skeg stern)

M.S.	0334	0312	0313	0291
Skey 位置	15% B	20% B	25% B	—
Full Load	0.17	0.18	0.21	0.18
80% Load	0.19	0.20	0.23	0.20

これをみると, skeg 位置が外側に移るとともに, K の値は増加していることがわかる。

この K の値を用いて求めた造波抵抗係数としては, 各状態とも, 3 隻の間にほとんど差はないが, 特に 80% ΔF 状態の高速部では, M.S. 0313 (skeg 位置がもっとも外側にある) の値が高目となっている。

剰余抵抗係数 r_R も, K と同様に, skeg 位置が外側に移るとともに増加している。その量は, 満載状態, $F_n=0.21$ で, skeg 位置がもっとも内側 (15% B) の模型船 M.S. 0334 の値にくらべて, 外側に移るにしたがって約 8% ずつ増加している。また, この速度 ($F_n=0.21$) においては, ボッシング型 2 軸船 (M.S. 0291) の r_R は, ほぼ, M.S. 0334 (15% B) の r_R に等しい。また, skeg 位置を変化する際, 横断面積曲線を一定にしたことにより, skeg 位置がもっとも外側にある M.S. 0313 のフレームライン形状 (S.S. $2\frac{1}{2}$ より $1\frac{1}{2}$ までの) の無理——肩のあたりのふくらみ——も, 抵抗増加の一因と考えられる。

つぎに, 自航試験の結果, 自航要素を 3 隻まとめて Fig. 10 に示す。これによると, 伴流率は, skeg 位置が船体中心から外側に移るにしたがって減少している。ただ, skeg の位置が 15% B (もっとも船体中心

に近い) の M.S. 0334 と 20% B の M.S. 0312 の伴流率の差にくらべて, 20% B の M.S. 0312 と 25% B の M.S. 0313 の伴流率の差が大きい。すなわち, skeg 位置が船体中心に近づくとともに伴流率 w_T は増加してくるが, 或る程度になると, その増加のしかたが少なくなっていることがわかる。また, スラスト減少係数は, skeg 位置の変化による大小の関係が, 一般的にみると, ほぼ伴流率の大小関係と対応している。プロペラ効率比には, skeg 位置による差はみられない。図中, 各状態には, ボッシング型 2 軸船 (M.S. 0291) の値が破線で記入してある。

プロペラの回転方向を変化させた場合の自航要素の比較を Fig. 11 に示す。これによると, 3 隻とも, プロペラの回転方向を内回りから外回りに変化することによって, 伴流率およびスラスト減少係数は, 多少の程度はあっても, ともに減少し, プロペラ効率比は増加を示している。また, Fig. 10 同様, Fig. 11 のなかにもボッシング型 2 軸船 (M.S. 0291) の結果が置点されている。 ($F_n=0.21$)

以上の図から, プロペラの回転方向の如何にかかわらず, この twin-skeg stern 船型が, ボッシング型船型にくらべて, 一般に, 伴流率が増加し, スラスト減少係数が低下していることがわかる。結果としては, プロペラの回転方向が内回りの場合, M.S. 0334 (skeg 位置 15% B) の推進効率比は, 通常のプロッシング型 2 軸船型 M.S. 0291 にくらべて 10% をこえる増加を示

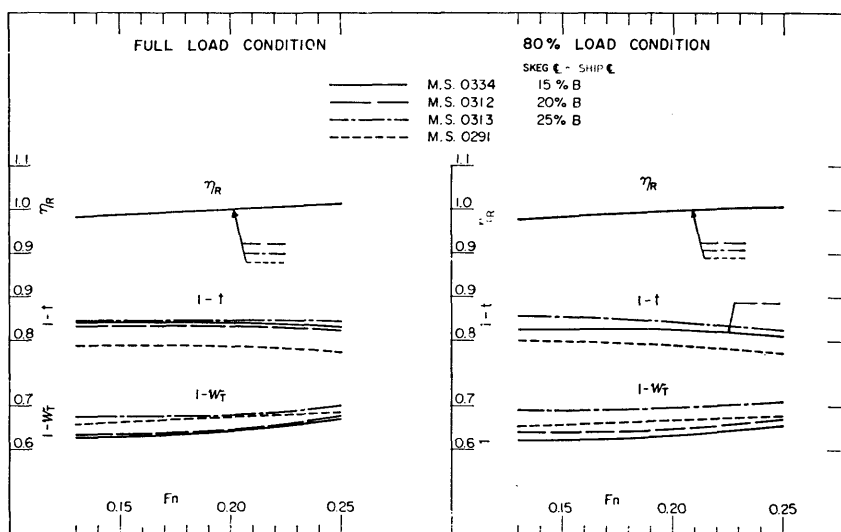


Fig. 10 Self-propulsion factors of twin-skeg stern ships (1)

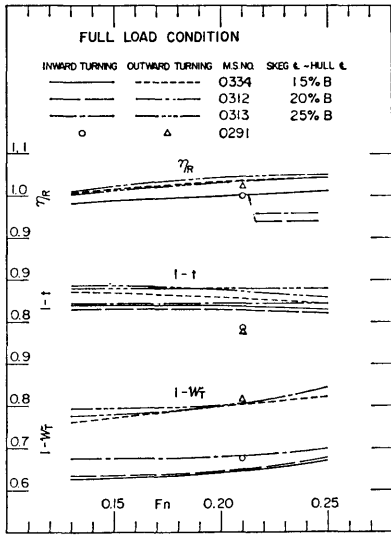


Fig. 11 Self-propulsion factors of twin-skeg stern ships (2)

した。一方、プロペラの回転方向を外回りにすると、内回りの場合にくらべて、M.S. 0334 (15% B) では約 10% の推進効率の低下を示す。

各船の EHP および DHP 曲線を Fig. 12 に示す。さらに、横軸に skeg 位置をとって、EHP, DHP, r_R および自航要素等を、満載状態 ($F_n=0.21$) および 80% Δ_F 状態 ($F_n=0.22$) について置点し、Fig. 13 に示す。(ただし、プロペラの回転方向が内回りの場合) twin-skeg stern 2 軸船の skeg 位置を変化することによる利害得失、ボッシング型 2 軸船との比較が明らかであろう。以下に、プロペラの回転方向を内回りとしたとき各船の満載状態における 18~22 ノットの EHP, DHP, RPM, η , $1-t$ および $1-w_T$ の値 (実船 270 m, $\Delta C_F = -0.0002$, $1-w_S/1-w_M = 1.0$) を示す。(Table 4)

ボッシング型 2 軸船 (M.S. 0291) にくらべて、M.S. 0334 (skeg 位置 15%) が EHP の増加にもかかわらず、推進効率 η の向上によりより低い DHP を示していることがわかる。

5.1.3 twin-skeg stern 2 軸船の tunnel top line の変化が推進性能に及ぼす影響 (M.S. 0345 A, M.S. 0345 B, M.S. 0345 C および M.S. 0345 D)

左右の skeg の間の “tunnel” 部の top line が船

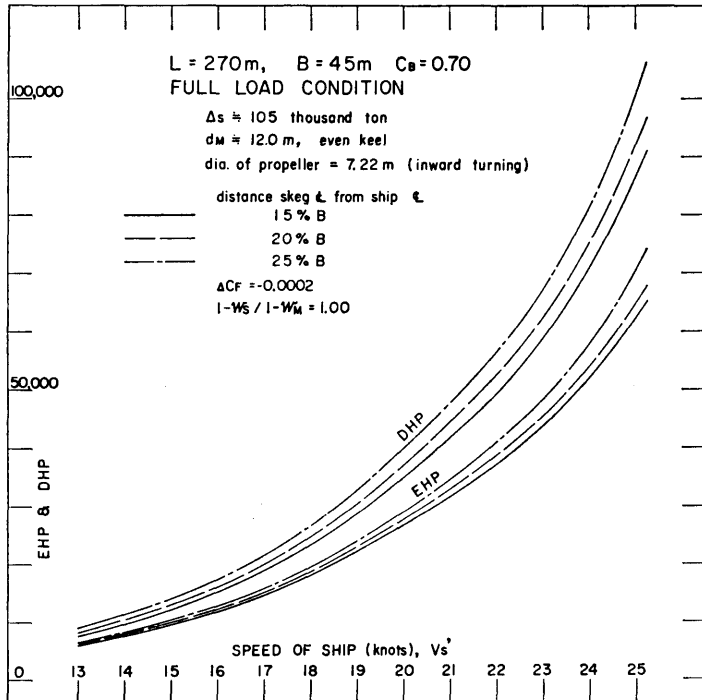


Fig. 12 A Power curves of twin-skeg stern ships (full load condition)

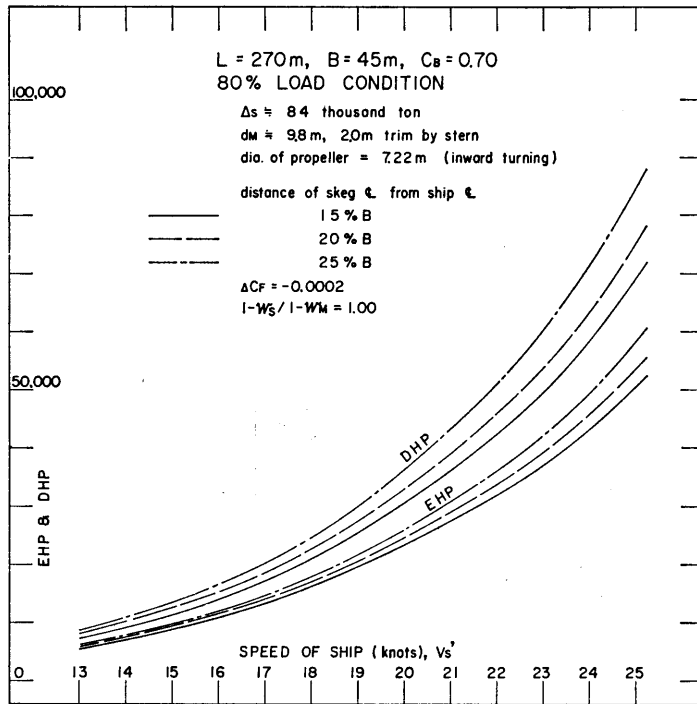


Fig. 12 B Power curves of twin-skeg stern ships (80% load condition)

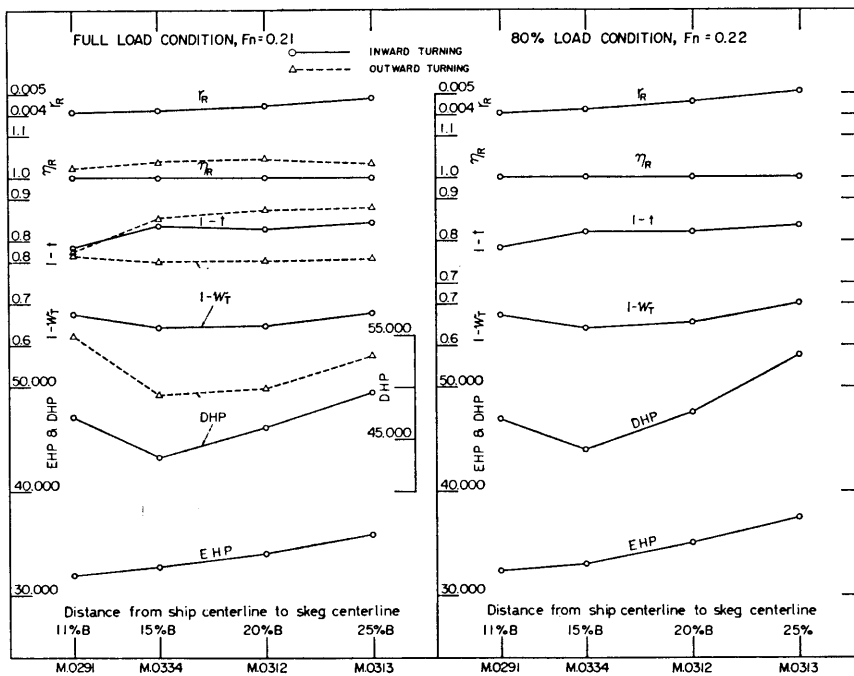


Fig. 13 Relation between self-propulsion factors etc. and skeg's position

Table 4 Comparison of powers and self-propulsion factors of twin-screw ship with skeg stern.
 $L_{PPS}=270.0$ m, $B=45.0$ m, $d=12.0$ m, $\Delta_S=105,000$ ton (Fall Load, Inward turning)

Number and type of models	Speed (knot's)	M. 0334	M. 0312	M. 0313	M. 0291
		Twin-skeg stern			Normal-form stern (bossing type)
Appendages		15% B^*	20% B^*	25% B^*	
		Twin rudders, bilge keels, and twin skeg			
EHP	18	18,000	18,600	19,400	17,800
	19	22,100	22,900	24,000	21,600
	20	26,600	27,600	29,000	26,000
	21	31,500	32,700	34,500	30,800
	22	37,200	38,600	40,800	36,300
DHP	18	23,200	24,600	26,500	25,500
	19	28,600	30,200	32,700	31,400
	20	34,800	36,900	39,800	38,200
	21	41,500	44,300	47,500	45,200
	22	49,200	52,500	56,400	53,500
RPM	18	88.9	90.0	93.2	92.1
	19	95.0	96.3	99.6	98.2
	20	101.0	102.5	105.9	104.6
	21	107.0	108.8	112.2	110.7
	22	113.3	115.2	118.8	117.0
η	18	0.772	.756	.733	.690
	19	.768	.753	.731	.687
	20	.763	.748	.729	.685
	21	.759	.742	.727	.681
	22	.752	.735	.724	.677
$1-t$	18	.840	.832	.845	.788
	19	.840	.832	.845	.787
	20	.839	.831	.845	.786
	21	.838	.830	.845	.785
	22	.837	.829	.845	.783
$1-w_T$	18	.633	.638	.675	.668
	19	.637	.641	.676	.671
	20	.640	.644	.677	.673
	21	.644	.648	.680	.675
	22	.648	.653	.683	.677

* Distance of skeg centerline from ship centerline.

底基線 (B.L.) と接する点を順次変化する場合、その点をもっとも後方で S.S. $1\frac{1}{4}$ である模型船が M.S. 0345 A, ついで S.S. $1\frac{1}{2}$ の場合が M.S. 0345 B, S.S.

$2\frac{1}{2}$ の場合が M.S. 0345 C, M.S. 0345 C の tunnel 内側でほぼ S.S. $1\frac{1}{2}$ から S.S. $2\frac{1}{2}$ 位置までの間のフレームラインを少し削り込んだ場合が M.S. 0345 D で

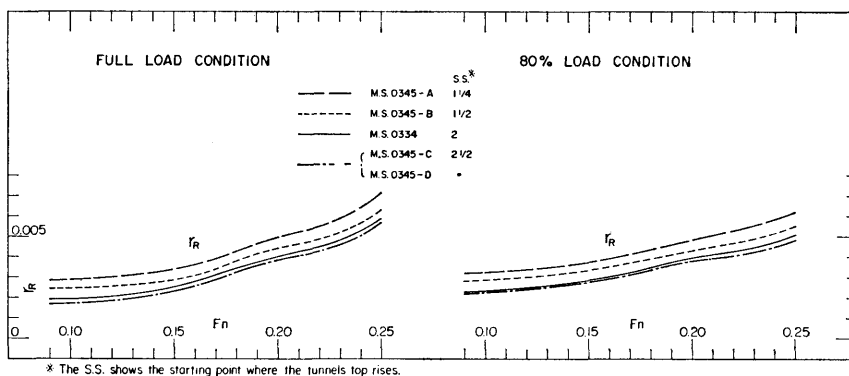
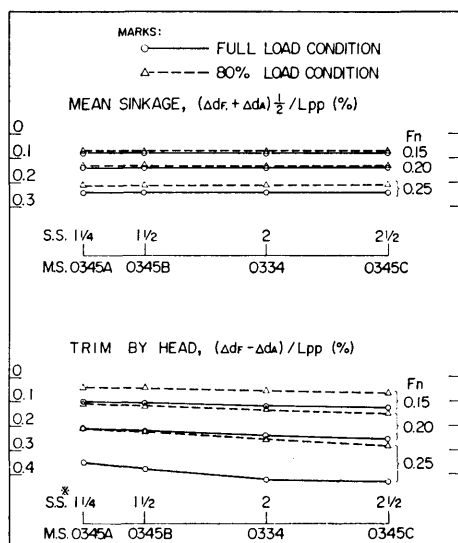


Fig. 14 Results of resistance tests (twin-skeg stern ship)



* The S.S. shows the starting point where the tunnels top rises.

Fig. 15 Trim and mean sinkage (twin-skeg stern ship)

ある。これら各船と、順番では、M.S. 0345 B と M.S. 0345 C の間に入る S.S. 2 の場合の M.S. 0334 (原型) とを比較し、剰余抵抗係数 r_R を Fig. 14 に、トリム等曲線を Fig. 15 に示す。

予想される通り、tunnel top line と B.L. との交点が前方に移るにしたがって、形状影響係数 K の値は減少する。各船の K の値を以下に示す。

M.S.	0345A	0345B	0334	0345C
S.S.*	1 ¹ / ₄	1 ¹ / ₂	2	2 ¹ / ₂
Full Load	0.24	0.21	0.17	0.15
80% Load	0.26	0.23	0.19	0.17

* The S.S. shows the starting point where the tunnel's top rises.

造波抵抗係数 r_w は、M.S. 0345 A のみ高速部でやや高目であるが、残りの各船については、大きな差はない。剰余抵抗係数 r_R は、各状態とも、tunnel top line と B.L. との交点が前方に移るにしたがって減少しているが、減少のしかたは、その交点がもっとも後方にある M.S. 0345 A (S.S. 1¹/₄) と、M.S. 0345 B (S.S. 1¹/₂) との差が、他の差にくらべて大きい。今回の変化では、Table 1 にみられるように、各船によって排水量や浸水表面積が変化し、交点が前方に移るにしたがって、その差は僅かでも、排水量は減少し浸水表面積は増加している。摩擦抵抗係数は、 $r_F = C_F \cdot \frac{S}{2 \cdot \sqrt{2/3}}$ (C_F はシェーンヘル摩擦抵抗係数) の形で表されるから、tunnel top line と B.L. との交点が前方に移るにしたがって、排水量が減少し、かつ浸水表面積が増加すれば、 r_F の値が増加する方向であり、上記の r_R ($= r_M - r_F$) の減少の傾向を当然のものと考えられる—— r_M の値が大きく変らなければ——。なお、tunnel 内部を少し削った模型船 M.S. 0345 D の抵抗試験結果は、削る前の模型船 M.S. 0345 C と同一であった。したがって、tunnel 内部の形状の僅かの差は抵抗に殆んど影響がないと思われる。

トリム等曲線を見ると、tunnel top line と B.L. の交点が前方に移るにしたがって、船尾トリムが増加する傾向にあることがわかる。後述されるように、船尾における流速は、tunnel top line と B.L. との交点が前方に移るにしたがって増加しているため、そのために生じた圧力低下と、浮力中心位置の前方移動が、このトリム増加の原因と考えられる。この種の船型は、長大なボッシングをもつ 2 軸コンテナ船の変形とも考えられるが、同様な傾向の得られていることが確められている¹⁰⁾。

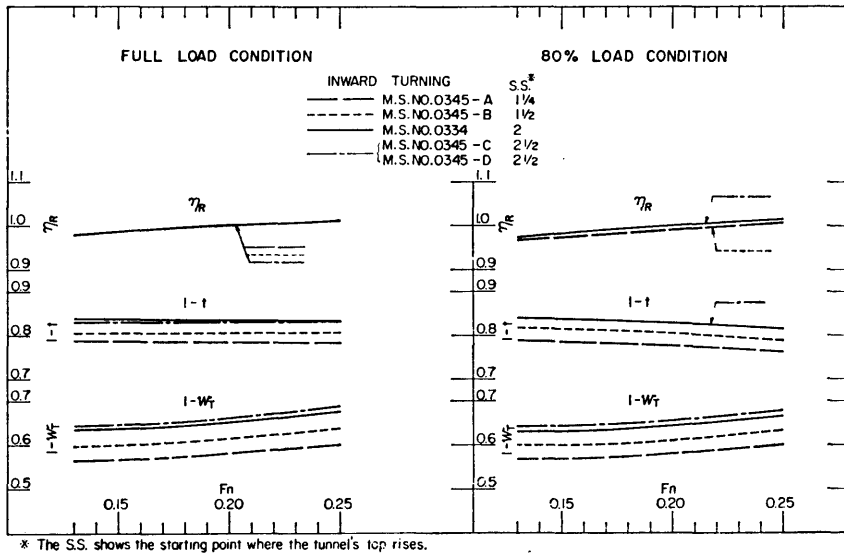


Fig. 16 Self-propulsion factors of twin-skeg stern ships (1)

自航試験の結果を Fig. 16 に示す。これによると、自航要素のうち、伴流率、スラスト減少係数ともに、tunnel top line と B.L. との交点が前方に移るとともに減少している。今回の変化の範囲では、その減少のしかたは、交点が前方に移るにしたがって少なくなっている。交点の移動と、伴流率 w_T やスラスト減少係数 t の変化量との関係は、剰余抵抗係数の場合と傾向的に似ている。自航要素のうちプロペラ効率比 η_R については、ほとんど変わらない。また、M.S. 0345 D の自航試験結果は、M.S. 0345 C と変わらない。

プロペラの回転方向を変化させた場合の、各船の自航要素の比較を Fig. 17 に示す。プロペラの回転方向が外回りの場合は、内回りの場合ほど各船間の伴流率の差異が大きくない。また、一般的に、プロペラ効率比 η_R については、外回りの場合が内回りの場合にくらべて高い値を示す。

各船の EHP および DHP 曲線を Fig. 18 に示す。また、tunnel top line と B.L. との交点を横軸として、 r_R 、自航要素、EHP および DHP を、満載状態 $F_n = 0.21$ 、80% Δ_F 状態 $F_n = 0.22$ の点で置点したクロス・カーブを Fig. 19 に示す。これによると、tunnel の top line と B.L. との交点が前方に移るにしたがって、EHP、DHP ともに減少している。各船の排水量は、ほぼ直線的に変化しているのに対し、馬力の変化は、交点がもっとも後方の S.S. 1 $\frac{1}{4}$ から 1 $\frac{1}{2}$ に移る場合が、それよりさらに前方に移る場合にくらべて、

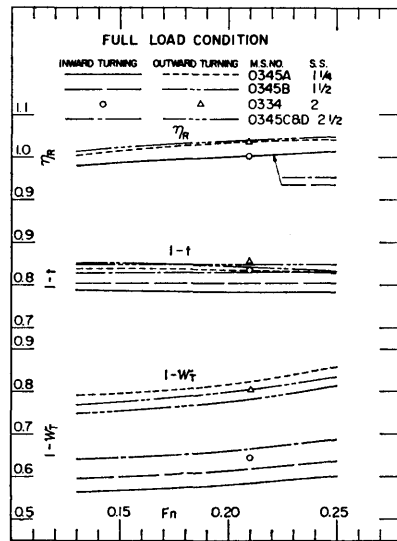
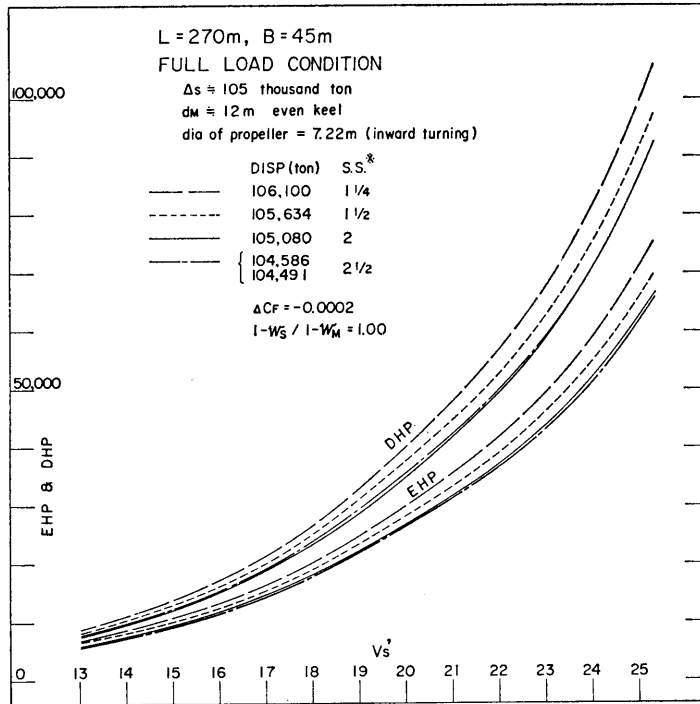


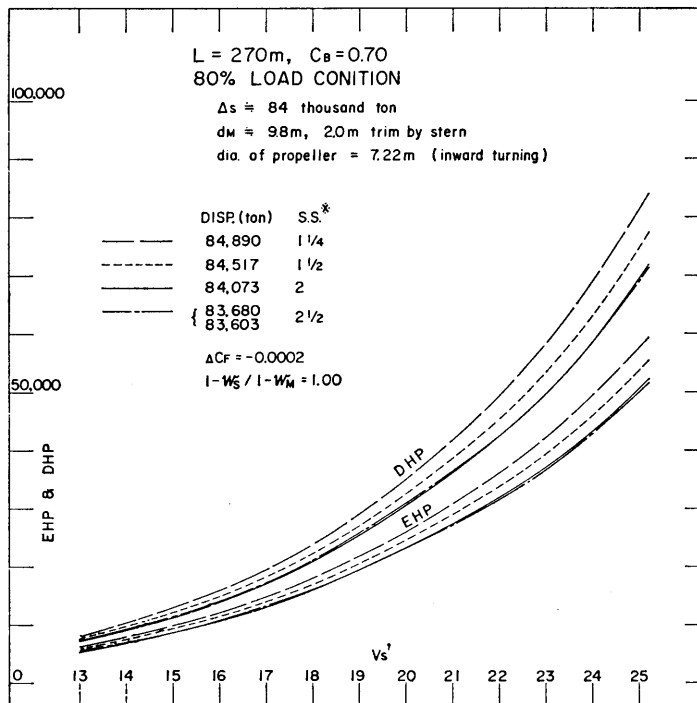
Fig. 17 Self-propulsion factors of twin-skeg stern ships (2)

もっとも減少のしかたが大きい。EHP の変化は、 r_R の傾向からも考えられるが、DHP も同様な変化を示していることは、推進効率としては、各船の間に極端な差がないことになる。Table 5 に、数値を示す。(プロペラ内回りの場合)

なお、原型 (M.S. 0334、交点位置 S.S. 2) の排水量を基準として各船の馬力を $\Delta_F^{1/3}$ の比により修正する



* The S.S. shows the starting point where the tunnel's top rises.
Fig. 18 A Power curves of twin-skeg stern ships (full load condition)



* The S.S. shows the starting point where the tunnel's top rises.
Fig. 18 B Power curves of twin-skeg stern ships (80% load condition)

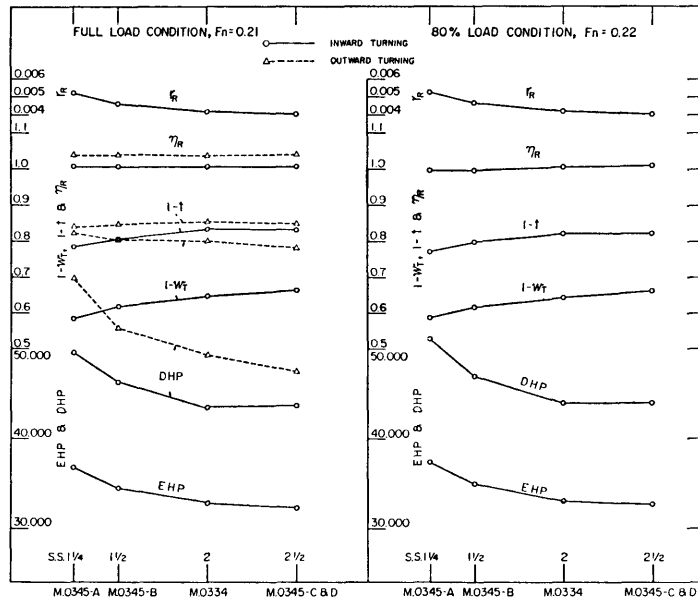


Fig. 19 Relation between self-propulsion factors etc. and starting point of skeg-tunnel. (The S.S. shows the starting point where the tunnel's top rises.

Table 5 Comparison of powers and self-propulsion factors of twin-screw ship with skeg stern
 Full load, $V_S' = 21.23$ kts. ($F_n = 0.21$) 80% Δ_F load, $V_S' = 22.24$ kts. ($F_n = 0.22$)

M.S.	0345A	0345B	0334	0345C
S.S.*	1 ¹ / ₄	1 ¹ / ₂	2	2 ¹ / ₂
Δ_S (ton)	106,100	105,634	105,080	104,586
EHP	36,779	34,477	32,765	32,266
DHP	49,609	46,310	43,341	43,737
η_R	1.008	1.008	1.002	1.008
1-t	0.785	0.807	0.838	0.832
1-w _T	0.585	0.620	0.645	0.666
η	0.741	0.744	0.756	0.738

M.S.	0345A	0345B	0334	0345C
S.S.*	1 ¹ / ₄	1 ¹ / ₂	2	2 ¹ / ₂
Δ_S (ton)	84,890	84,517	84,073	83,680
EHP	37,437	34,954	33,138	32,713
DHP	51,169	47,031	44,008	44,031
η_R	0.997	0.997	1.002	1.011
1-t	0.772	0.799	0.822	0.823
1-w _T	0.588	0.618	0.642	0.663
η	0.732	0.743	0.753	0.743

* The S.S. shows the starting point where the tunnel's top rises.

と、原型と排水量がもっとも異なる M.S. 0345 A (交点位置 S.S. 1¹/₄) の場合でも、その量は 0.6% 程度である。

5.1.4 各種船型の馬力

模型試験より得られた結果をもとに、1軸船、2軸船(ボッシング型)、2軸船(twin-skeg stern)および

3軸船について、それぞれの実船において、それぞれの設計プロペラを装備した場合の馬力を計算して比較を行った。その方法は以下の通りである。

(1) プロペラ設計

下記条件にてプロペラ設計を行った。

a) プロペラ直径

各船の船尾に納まる最大直径とする。

screw apature:

propeller tip ~ hull = 30% D_P

propeller tip ~ base line ≥ 100 mm

b) 設計点

満載状態、主機出力 MCO を設計点とする。各船の MCO は、満載航海速度が 90% MCO, 15% sea margin で 20 knots という条件で決めた。各船の設計点における馬力、回転数を Table 8 に示す。なお、3 軸船は、センター・プロペラが合計馬力の 50% を、ウィング・プロペラが各々 25% を受け持つとして設計した。

c) 使用したプロペラ設計図表

MAU 5 翼のシリーズチャートを用いた。

1 軸船の場合、直径の異なる 2 種類の模型プロペラ (M.P. 0066, $D_P=0.2242$ m および M.P. 0192, $D_P=0.2500$ m) について自航試験を行っているので、各々の水槽試験結果を使用して、プロペラ設計

を行った。設計したプロペラの要目を下表に示す。(Table 6)

(2) 実船馬力推定

2 次元法 (r_E ベース) により下記 Table 7 に示す換算係数を用いて実船馬力の推定を行った。

ただし、摩擦抵抗係数はシェーンヘルの式を用い、 $1-w_S'/1-w_M (=e_i)$ は矢崎のチャート¹¹⁾による推定値、伝達効率 $\eta_T=0.980$ とした。

プロペラ単独性能曲線は、MAU シリーズ・チャートより、前記 (1) のプロペラ要目に対するものを求めた。また、自航試験に使用した模型プロペラと実船想定プロペラとの、直径の違いによる自航要素の差の修正を行った。

満載状態および 80% load 状態の推定馬力曲線を、Fig. 20 A および Fig. 20 B に示す。なお、主機出力 MCO を、満載状態で、航海速度 20 knots, 90% MCO, 10% sea margin として求め下表に示す。(Table 8)

Table 6 Dimensions of propellers

M.S. No.	Single screw ship		Twin-screw ship		Triple screw ship	
	0295		0291	0334	0296	
	M.P. 0066	M.P. 0192	Bossing type	Twin-skeg stern	Center propeller	Wing propeller
Diameter (m)	7.70		7.30	7.70	7.20	5.60
Pitch ratio	0.822	0.830	0.968	0.955	1.002	1.000
E.A.R.	0.833	0.821	0.627	0.542	0.594	0.499
No. of blade	5					
Blade section	MAU					

Table 7 ΔC_F and e_i among single, twin and triple screw ships

	M.S. No.	Single screw ship		Twin-screw ship		Triple screw ship	
		0295		0291	0334	0296	
		M.P. 0066	M.P. 0192	Bossing type	Twin-skeg stern	Center propeller	Wing propeller
Full load	ΔC_F	-0.2×10^{-3}					
	$1-w_S'/1-w_M$	1.215	1.161	1.111	1.139	1.121	1.097
80% load	ΔC_F	-0.2×10^{-3}					
	$1-w_S'/1-w_M$	1.270	1.207	1.130	1.160	1.139	1.119

Suffix "S" shows "ship", and "M" shows "model".

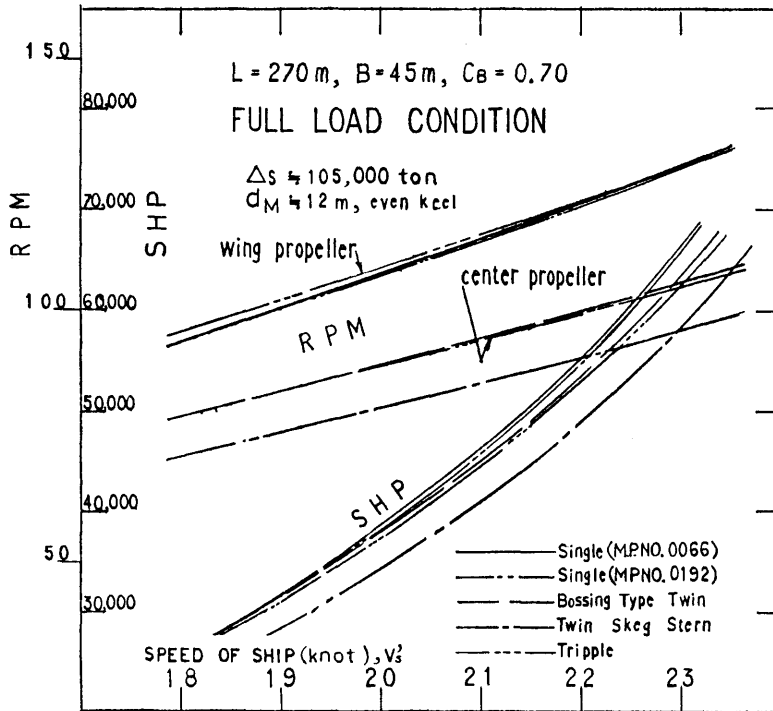


Fig. 20 A Power curves and propeller revolution curves (full load condition)

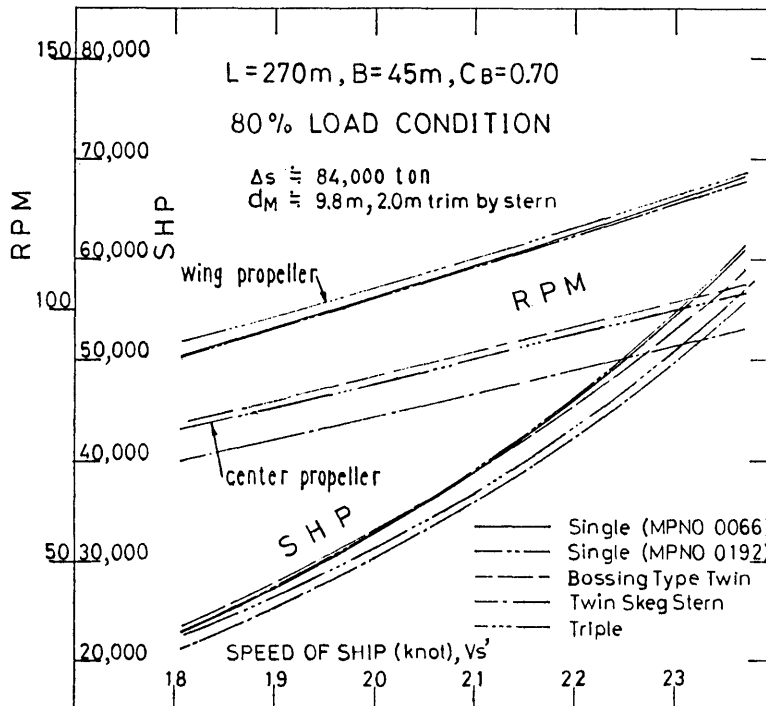


Fig. 20 B Power curves and propeller revolution curves (80% load condition)

Table 8 Powers among single, twin and triple screw ships

M.S. No.	Single screw ship		Twin screw ship		Triple screw ship	
	0295		0291	0334	0296	
	M.P. 0066	M.P. 0192	Bossing type	Twin-skeg stern	Center propeller	Wing propeller
SHP_T (survice)	38,600	38,400	2×18,925	2×17,225	18,550	2× 9,275
SHP_T (MCO)	49,320	49,070	2×24,180	2×22,010	23,700	2×11,850
N (RPM, MCO)	116.9	116.1	96.6	87.8	96.1	117.9
V_S (knots, MCO)	21.4	21.4	21.4	21.4	21.4	
Ratio of SHP_T	1.000	0.995	0.981	0.893	0.961	

ただし、 SHP_T は合計主機出力を表わし、ratio of SHP_T は、1軸船 (M.P. 0066) の SHP_T と各船の SHP_T との比である。

1軸船の場合、直径の異なる2種のプロペラで自航試験を行っているが、直径の差による修正を行うと、いずれの水槽試験結果を基にしても、ほとんど同じ結果が得られた。

1軸船にくらべて、ボッシング型2軸船は約2%、

twin-skeg stern 2軸船は約11%、3軸船は約4% 所要馬力が低くなっている。

この船型の違いによる馬力差異の内訳を、船速20 knots で比較して下表に示す。(Table 9)

2軸、3軸船にすると、プロペラ効率 η_0 が1軸船にくらべて向上している。この理由は、プロペラ1個当りの荷重量が低下するためである。

しかし、一方で、多軸化により有効馬力 EHP が

Table 9 Powers and self-propulsion factors among single, twin and triple screw ships (full load condition, $V_S=20$ knots)

M.S. No.	Single screw ship		Twin screw ship		Triple screw ship	
	0295		0291	0334	0296	
	M.P. 0066	M.P. 0192	Bossing type	Twin-skeg stern	Center propeller	Wing propeller
$r_R \times 10^3$	3.98		3.88	3.91	3.74	
EHP	25,480		25,990	26,520	25,360	
Ratio of EHP	1.000		1.020	1.041	0.995	
η_{RS}	1.021	1.039	0.999	0.999	1.017	0.962
$1-t_S$	0.814	0.816	0.786	0.847	0.784	0.777
$1-w_S$	0.662	0.676	0.766	0.754	0.780	0.779
$\eta_H=1-t_S/1-w_S$	1.230	1.207	1.026	1.123	1.005	0.997
Ratio of $1/\eta_H$	1.000	1.019	1.199	1.095	1.224	1.234
η_0	0.536	0.539	0.683	0.700	0.682	0.726
η	0.673	0.676	0.700	0.785	0.697	
Ratio of $1/\eta$	1.000	0.996	0.961	0.857	0.966	

Suffix "S" shows "ship".

増し、プロペラ効率比 η_R や船殻効率 η_H が低下する傾向にある。ボッシング型 2 軸船や 3 軸船では、船殻効率 η_H の低下量が大きいため、プロペラ効率 η_0 の向上の割には、1 軸船に対する所要馬力低減量が少い。twin-skeg stern 2 軸船では $1-t$ がボッシング型 2 軸船や 3 軸船にくらべて改善されて船殻効率 η_H が向上し、1 軸船に対する所要馬力の低減量が大きくなると言える。

80% load 状態でも、満載状態とほぼ同様の結果が得られた。下表 Table 10 に、80% load 状態で航海速度 $V_S=20.95$ knots (1 軸船 M.S. 0295 × M.S. 0066 の 80% load 状態の航海速度) となる主機馬力および抵抗値、自航要素を示す。

今回行った馬力推定の結果、満載状態および 80% load 状態の平均で、1 軸船にくらべて、ボッシング型 2 軸船は約 1%、twin-skeg stern 2 軸船は約 9%、3 軸船は約 5% の馬力節減が期待できることがわかった。

5.2 伴流計測

5.2.1 1 軸船 (M.S. 0295)

1 軸船 (M.S. 0295) のプロペラ面における伴流の計測は、満載状態、 $F_n=0.20$ 、右舷側で行った。伴流分布と投影速度成分を Fig. 21 に、軸方向、円周方向および半径方向の各速度成分を Fig. 22 に示す。伴流分布には、明らかな眼玉のようなものは表れていない。伴流分布より求めた公称伴流 w_N の値は、M.P. 0066 (直径 0.2422 m) の場合は 0.494、M.P. 0192 (直径 0.250 m) の場合は 0.444 である。

5.2.2 ボッシング型 2 軸船 (M.S. 0291)

満載状態、 $F_n=0.21$ における右舷プロペラ面の伴流分布および投影速度成分を Fig. 23 に、軸方向、円周方向および半径方向の各速度成分を Fig. 24 に示す。

円周方向の平均流速としては時計回り方向(外回り)が優勢であって、これにより自航試験の際、プロペラの回転方向を外回りから内回りに変えることにより

Table 10 Powers and self-propulsion factors among single, twin and triple screw ships (80% load condition, $V_S=20.95$ knots)

M.S. No.	Single screw ship		Twin screw ship		Triple screw ship	
	0295		0291	0334	0296	
	M.P. 0066	M.P. 0192	Bossing type	Twin-skeg stern	Center propeller	Wing propeller
SHP_T (survice)	38,600	38,800	38,700	35,700	18,250	2 × 9,125
Ratio of SHP_T	1.000	1.005	1.003	0.925	0.946	
$r_R \times 10^3$	4.04		3.98	3.98	3.61	
EHP	25,810		26,760	27,100	25,430	
Ratio of EHP	1.000		1.037	1.050	0.985	
η_{RS}	1.017	1.025	1.000	1.000	1.015	0.967
$1-t_S$	0.808	0.809	0.788	0.832	0.782	0.775
$1-w_S$	0.659	0.672	0.774	0.762	0.780	0.784
$\eta_H=1-t_S/1-w_S$	1.226	1.204	1.018	1.092	1.003	0.989
Ratio of $1/\eta_H$	1.000	1.018	1.204	1.123	1.222	1.240
η_0	0.547	0.550	0.692	0.708	0.699	0.743
η	0.682	0.679	0.705	0.773	0.711	
Ratio of $1/\eta$	1.000	1.004	0.967	0.882	0.959	

Suffix "S" shows "ship".

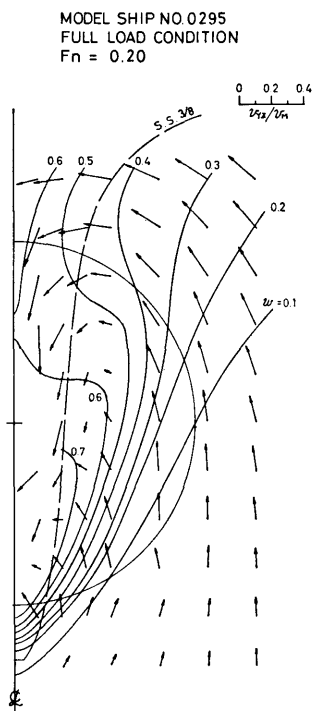


Fig. 21 Wake distribution of single screw ship

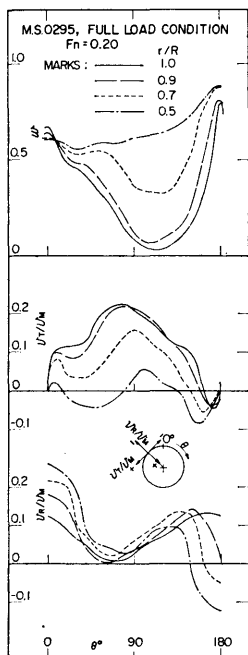


Fig. 22 Axial, tangential and radial wake distributions of single screw ship

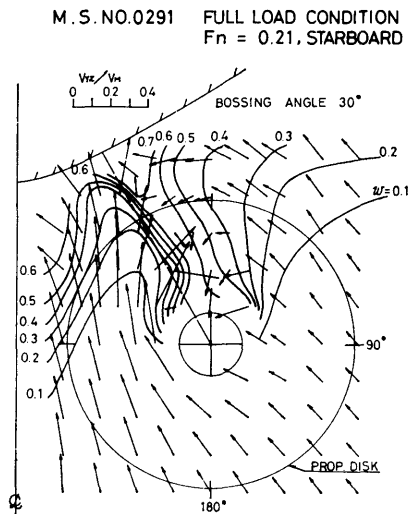


Fig. 23 Wake distributions of twin screw ship (bossing type)

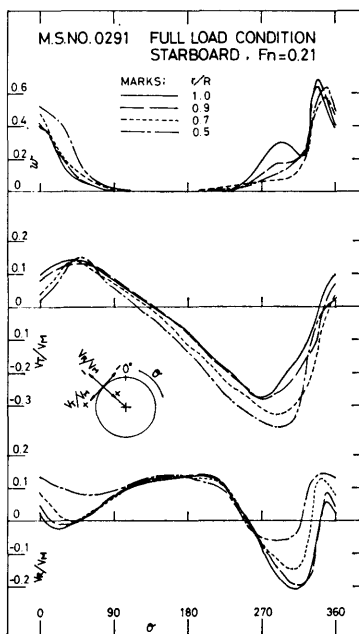


Fig. 24 Axial, tangential and radial wake distributions of twin screw ship (bossing type)

生ずる伴流率の増加がうらづけられる。

5.2.3 3 軸船 (M.S. 0296)

満載状態, $F_n=0.20$ における右舷プロペラ面の伴流計測の結果を次のように図示する。

M. S. NO. 0296
 Fn = 0.20
 FULL LOAD CONDITION
 CENTER PROPELLER POSITION

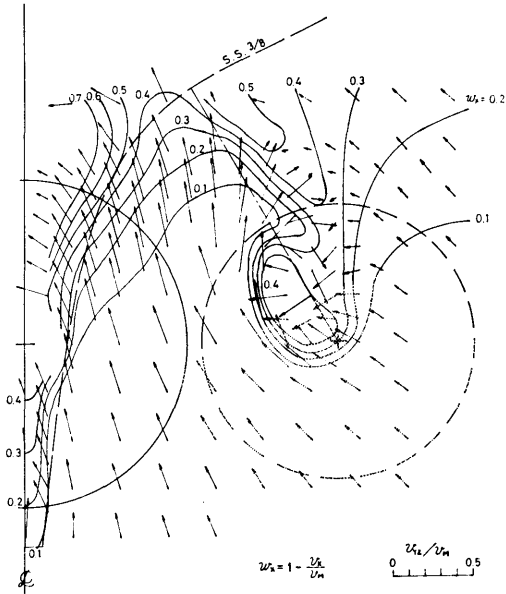


Fig. 25 Wake distributions of triple-screw ship (center propeller position)

M. S. NO. 0296
 Fn = 0.20
 FULL LOAD CONDITION
 WING PROPELLER POSITION

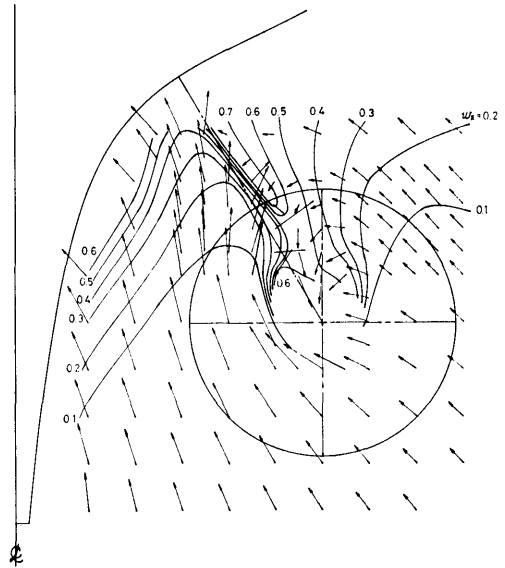


Fig. 27 Wake distributions of triple-screw ship (wing propeller position)

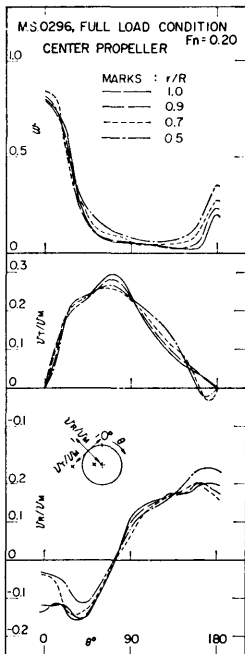


Fig. 26 Axial, tangential, radial wake distributions of triple screw ship (center propeller)

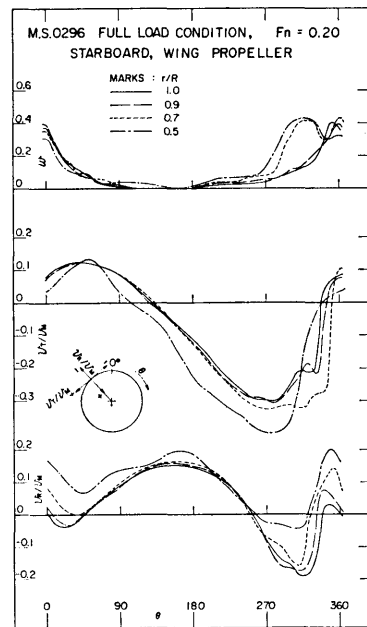


Fig. 28 Axial, tangential and radial wake distributions of triple screw ship (wing propeller)

プロペラ種類 センター ウィング
 伴流分布および投影速度分布 Fig. 25 Fig. 27
 軸方向, 円周方向, 半径方向 μ Fig. 26 Fig. 28

3 軸船のセンター・プロペラ位置における伴流分布は, 1 軸船にくらべると, 船体中心線に向かって縮まっていることがわかる。これは, 3 軸船のウィングプロペラ支持用ボッシングやその取付け部と船体との間で, 流れが増速されるためである。プロペラ面に投影される速度成分も, 船体中心線より外側, 下方では 1 軸船, 3 軸船ともに同じような上向きの流れであるが, 船体中心線に近づくと, 1 軸船では流れが下向きになるのに対し 3 軸船ではやや上向きのままである。これは, ウィング・プロペラの軸と船体とを結ぶ翼 (ボッ

シング) で生ずる翼端渦によって誘導される強い上向きの流れにより船体中心部での下向きの流れを弱めているものと思われる。

3 軸船ウィング・プロペラ位置における伴流分布は, ボッシング型 2 軸船の場合と似ている。また, 円周方向の平均流速は, 2 軸船の場合と同様, 時計回り方向 (外回り) が優勢であり, プロペラの回転方向としては内回りの場合に, 伴流率の増加が認められることを示している。

5.2.4 Twin-skeg stern 2 軸船

5.2.4.1 幅方向 skeg 位置変化の場合 (M.S. 0334, 0312, 0313)

満載状態, $F_n=0.21$ において, 右舷プロペラ面の

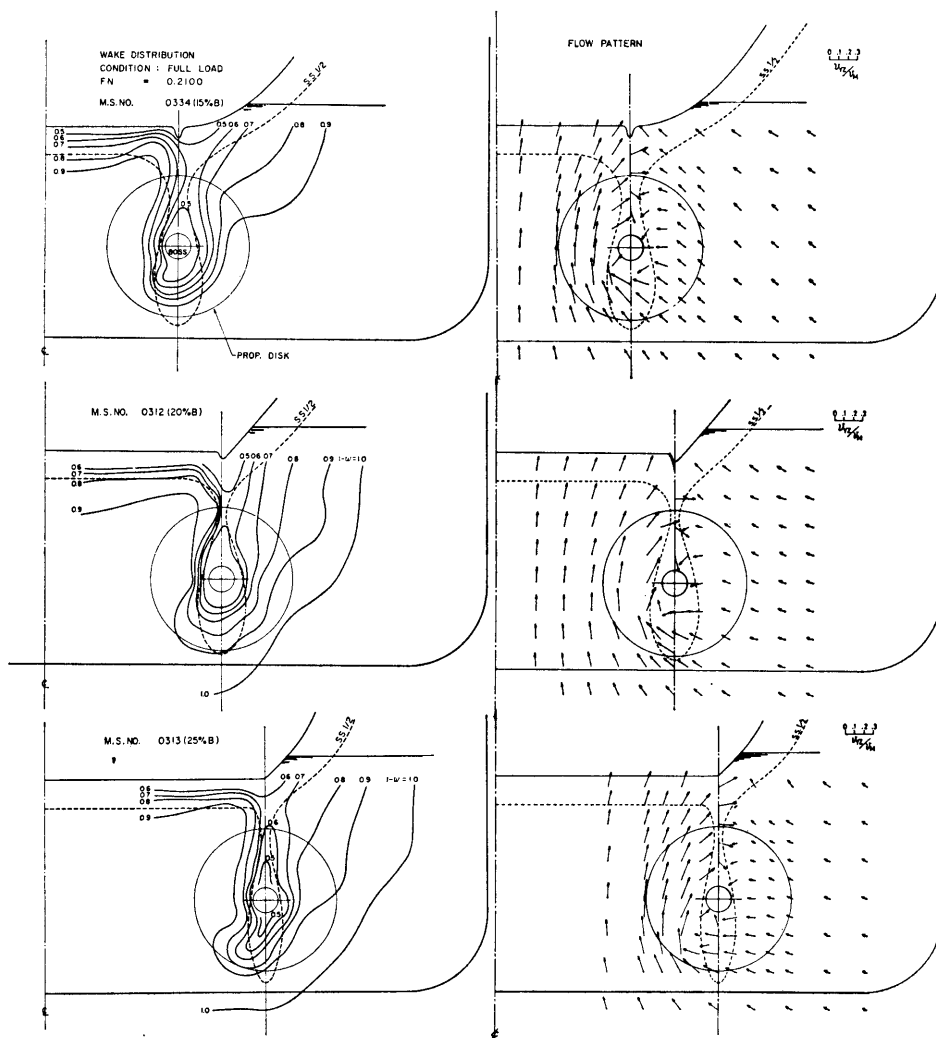


Fig. 29 Comparison of wake distributions of twin-screw ship (twin-skeg stern)

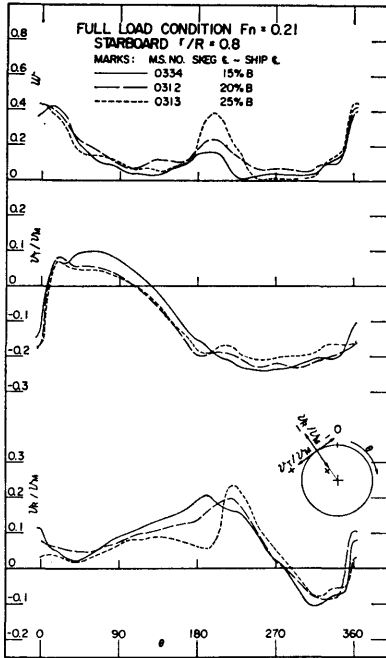


Fig. 30 Axial, tangential and radial wake distributions of twin-screw ship (twin-skeg stern)

伴流計測を行った結果、得られた伴流分布および投影速度成分を Fig. 29 に、軸方向、円周方向および半径方向の速度成分を Fig. 30 に示す。

Skeg の位置によって、細かい部分の流れの状況は異るとしても、一般的にみて、この船尾船型に共通した特性は次のようなことである。

- (1) プロペラ面の投影速度成分としては、skeg を境にして、その内側（船体中心線側すなわち tunnel 内）では、流向は、ほぼ上向きである。
- (2) Skeg 外側の流れは、skeg から遠ざかるにしたがって船速に近づいているが、流向としては、skeg に向けて（船体に）ひっぱられている。また、外側のほぼ全域についてであるが、skeg 位置が内側になる（船体中心線に近づく）にしたがって、その大きさがやや強くなっている。
- (3) 投影速度成分の大小関係は、skeg 内側が外側に比べてはるかに強い。Fig. 30 に明らかなように、平均して円周方向の流速は、時計回り方向（外回り）が優勢である。

いままでに行われた 2 軸船の一例と同じように、このことが、プロペラの回転方向による自航試験結果、伴流率の差異をうらづけている。

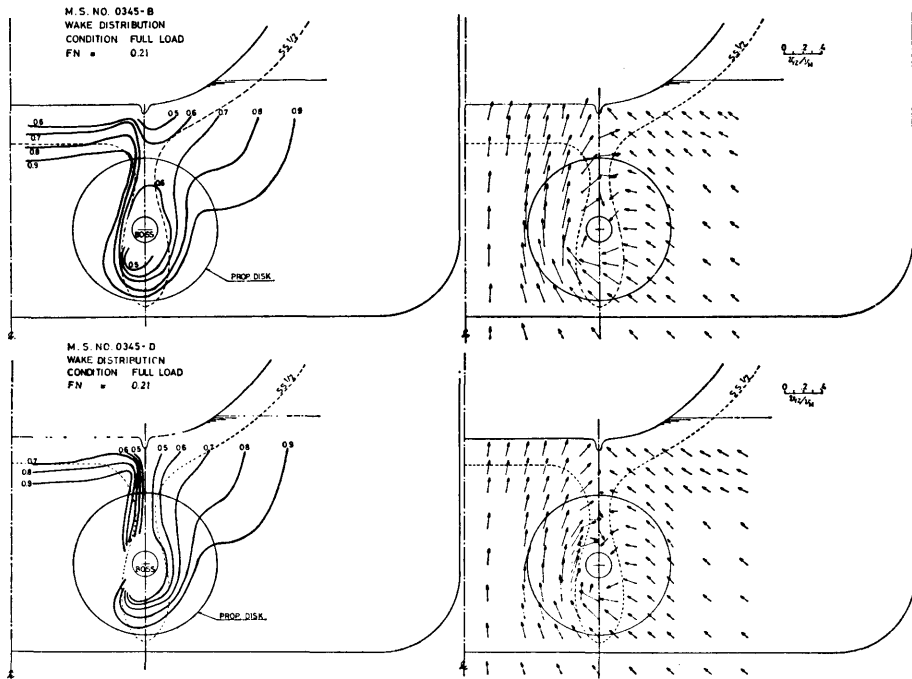


Fig. 31 Comparison of wake distributions of twin screw ship (twin-skeg stern)

(4) Skeg 周りの伴流分布は、通常の 1 軸船尾の状況に似ていて、skeg が伴流分布を均一化する方向にあると考えられる。このことが、通常の 2 軸船型とくらべて、根本的なちがいであろう。

5.2.4.2 Skeg 間 tunnel 部の傾斜変化の場合 (M.S. 0345 B および M.S. 0345 D)

Tunnel top line と B.L. との交点を变化してゆく試験のなかで、M.S. 0345 B (交点位置 S.S. $1\frac{1}{2}$) と、M.S. 0345 D (交点位置 S.S. $2\frac{1}{2}$) の 2 船型について、満載状態、 $F_n=0.21$ において右舷プロペラ面の伴流計測を行った。5.2.4.1 のなかの原型 M.S. 0334 (交点位置 S.S. 2) がこの 2 隻の間に入ることになる。

2 隻の伴流分布および投影速度成分を Fig. 31 に、軸方向、円周方向および半径方向の速度成分を Fig. 32 に示す。

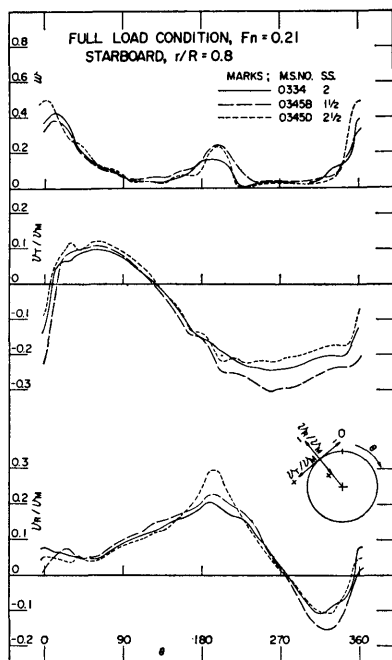


Fig. 32 Axial, tangential and radial wake distributions of twin screw ship (twin-skeg stern)

Tunnel top line と B.L. との交点を S.S. $1\frac{1}{2}$, 2, $2\frac{1}{2}$ と移動しても、プロペラ面の伴流としては著しい差異は表れていない。skeg の内、外側の変化も各船型とも似ているが、skeg 内側すなわち tunnel 内では、tunnel top line と B.L. との交点が前方に移るにした

がって増速される方向にある。

6. 結 論

1 軸船、ボッシング型 2 軸船、twin-skeg stern 型 2 軸船等の比較や、twin-skeg stern 型 2 軸船について試験を行った結果、得られた主な結果を以下に記す。

- (1) 1 軸船、ボッシング型 2 軸船および twin-skeg stern 型 2 軸船の今回の実験の範囲内では、抵抗上大きな差はない。
- (2) 自航要素では、伴流率は、twin-skeg stern 2 軸船がボッシング型 2 軸船にくらべて増加し、スラスト減少係数は減少している。
- (3) Twin-skeg stern 型 2 軸船の skeg 位置は、今回の変化範囲では、船体中心に近い程、低い抵抗値を示した。すなわち、skeg center line と船体中心線との距離が $15\% B$ のときが最小抵抗値を示した。また、skeg が船体中心に近い程、伴流率は増加し、推進効率も高くなった。
- (4) Twin-skeg stern 型 2 軸船の tunnel top line と B.L. との交点が前方に移るにしたがって、抵抗値は減少したが、推進効率には大幅な変化は認められない。ただし、今回の変化のしかたは、排水量を一定としていない。
- (5) 2 軸船の場合、ボッシング型、twin-skeg stern を問わず、プロペラの回転方向としては内回りの場合が、よい結果を示した。このことは、プロペラ面における伴流計測の結果からも説明し得る。
- (6) 3 軸船は、ウィングプロペラの回転方向が内回りのとき、外回りにくらべて高い推進効率を示した。
- (7) 排水量を同一とした 1 軸船、ボッシング型 2 軸船、twin-skeg stern 2 軸船 (原型) および 3 軸船の満載状態、 $V_S=20$ knots における実船馬力を示す。

M.S.	0295	0291	0334	0296
	1 軸船	ボッシン グ型 2 軸	twin-skeg stern 2 軸船	3 船軸
EHP	25,480	25,990	26,520	25,360
SHP	38,400	37,850	34,450	37,100

(8) プロペラ位置の伴流分布としては、twin-skeg stern 型 2 軸船は、一般に、ボッシング型 2 軸船にくらべると、均一化の方向にあると思われる。Twin-skeg stern 型船型について、今回の試験により、通常のボッシング型 2 軸船にくらべて、その利点

が立証された。

さらに、異なる主要目の twin-skeg stern 型船型について、それぞれに対する最適横截面積曲線やフレームライン形状、tunnel top の位置および形状、skeg 位置および形状等を併せ検討を行わねばならない。

今後、実用船型として、より具体化しようとする場合、当然上記項目以外にも、例えば模型船-実船の尺度影響や、振動やキャビテーションの問題、さらに操縦性の問題にも考慮されねばならない。

最後に、本研究に御協力いただいた横尾委員長を始め推進性能研究委員会 (Propulsion Research committee, 通称 PRC) 委員の方々に深く感謝致します。

参 考 文 献

- 1) 横尾幸一 他: “バルブ付肥大船型の推進性能に関する研究”, 船研報告, 第 8 卷 2 号, 昭和 46 年 3 月, および第 11 卷 2 号, 昭和 49 年 3 月.
- 2) Captain Harold E. Saunder: “The Multiple-Skeg Stern for Ships”, Trans. SNAME, Vol. 55, 1947.
- 3) A. Williams: “Single- and Twin-Screw Propulsion of Tankers and Bulk Carriers”, SNAME STAR Symposium, 1975.
- 4) B. Tommasi: “Experimental Evaluation of a New-Stern Shape”, I.S.P., Vol. 23, 1976.
- 5) A. Laredo, B. Beghin and H. Garguet: “Design of the First Generation of 550,000-dwt Tankers”, Trans. SNAME, Vol. 85, 1977.
- 6) 佐野安船渠株式会社 技術開発部 技術部: “双胴船尾船型 (タンカー/バルクキャリア用) の開発”, 船の科学, 1981 年 2 月号.
- 7) 横尾幸一, 川上善郎: “プロペラの回転方向が推進性能に及ぼす影響について”, 船研報告, 第 11 卷 3 号, 昭和 49 年 5 月.
- 8) 推進性能研究委員会 (PRC) 昭和 47 年度研究報告 (未刊).
- 9) 例えば, 同上, 昭和 49 年度研究報告 (未刊).
- 10) 上田隆康, 川上善郎: “2 軸高速コンテナ船に関する馬力推定要素の尺度影響とボッシング外力についての実験的研究”, 船研報告, 第 17 卷 4 号, 昭和 55 年 7 月.
- 11) 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.