

# 広幅浅喫水船型の推進性能に関する研究

——2軸船の主要寸法比が推進性能におよぼす影響——

川上 善郎\*・柳原 健\*・堀 利文\*

## Investigation into Propulsive Performance of Wide Breadth and Shallow Draft Ships

——The Effect of Variations in Ship's Proportion and  $\ell_{CB}$  upon Propulsive Performance of the Twin-screw Ships——

By

Yoshiro KAWAKAMI, Tsuyoshi YANAGIHARA and Toshifumi HORI

### Summary

This paper deals with researches concerning mainly the effect of variations in ship's proportion such as  $L/B$ ,  $C_B$ ,  $B/d$  and  $\ell_{CB}$  upon propulsive performance of shallow draft LNG carriers with twin-screws.

The main results were as follows:

1. The suitable angle of bossing center line to the hull center plane seems to be about  $30^\circ$  for the inward rotating propellers, and about  $80^\circ$  for the outward rotating propellers.
2. The inward rotating propellers give better propulsive performance.
3. The residuary resistance coefficient  $r_R$  and the wake fraction  $W_T$  increase with decrease of  $L/B$  and increase of  $C_B$ .
4. The  $W_T$  increases slightly with decrease of  $B/d$  but  $r_R$  is independent to  $B/d$ .
5. The  $W_T$  increases with shifting the  $\ell_{CB}$  position aftwards, but  $r_R$  becomes the minimum at the  $\ell_{CB}$  position between 0% (midship) and +1%  $L$  (aft).

### 目 次

#### 1. 緒 言

#### 2. 原型について

##### 2.1 まえがき

##### 2.2 模型船および模型プロペラ

##### 2.3 試験状態等

##### 2.4 試験結果および考察

#### 3. $L/B$ が推進性能に及ぼす影響

##### 3.1 まえがき

##### 3.2 模型船および模型プロペラ

##### 3.3 試験状態等

##### 3.4 試験結果および考察

#### 4. $C_B$ が推進性能に及ぼす影響

##### 4.1 まえがき

##### 4.2 模型船および模型プロペラ

##### 4.3 試験状態等

##### 4.4 試験結果および考察

#### 5. $B/d$ が推進性能に及ぼす影響

##### 5.1 まえがき

##### 5.2 模型船および模型プロペラ

\* 推進性能部

原稿受付：昭和58年1月10日

- 5.3 試験状態等
- 5.4 試験結果および考察
- 6.  $\ell_{CB}$  が推進性能に及ぼす影響
  - 6.1 まえがき
  - 6.2 模型船および模型プロペラ
  - 6.3 試験状態等
  - 6.4 試験結果および考察
- 7. 結 語

1. 緒 言

LPG 船や RO-RO 船を対象とする広幅浅喫水船の船型変化が推進性能に及ぼす影響を調査するため、まず、1 軸船について広範囲にわたっての研究が行れた。その後、2 軸船についても、1 軸船と同様、系統的試験が行われてきた。ここに、その6年間(昭和52年~57年)にわたる試験結果について報告する。

2. 基準船型について

2.1 まえがき

基準とした2軸船の主要目と主機要目を以下に示す。

主要目：

$$L \times B \times d \times C_B$$

$$270.0\text{m} \times 45.0\text{m} \times 12.0\text{m} \times 0.7$$

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

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

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

主機：

$$\text{MCR} \quad 2 \times 24,000 \text{ BHP} \times 106 \text{ RPM}$$

プロペラ：

直径 6.5m, 翼数 5, 展開面積比 0.65, 断面形状 MAU 型, ピッチ比 1.036

この基準2軸船型について、次のような調査検討を行った。

(1) ボッシング取付け角度の調査

軸支持の方法としては、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法線となる角度(30°)を基準とした。プロペラの回転方向は、文献<sup>1)</sup>を参考にして内回りとした。取付け角度を5°, 30°, 55°, および80°に変化させて、抵抗自航試験やプロペラ面における伴流計測を行い、それぞれの取付け角度とプロペラの回転方向との関係や、それらの推進性能に及ぼす影響を調査した。

(2) 船尾フレームライン形状の調査

船尾フレームライン形状の変化が推進性能に及ぼす影響を明らかにするために、1 軸船型からスタートした基準船型<sup>2)</sup>と、センター・スケグを有する通常の2 軸船尾船型との比較を行った。ただし、船体前半部形状、舵形状、プロペラ位置、軸支持形式(ボッシング型)およびボッシング形状と船体への取付け角度は同一としてある。以後、前者を“1 軸船尾”船型、後者を“2 軸船尾”船型と称する。

2.2 模型船および模型プロペラ

基準船型の線図作成方法については文献<sup>2)</sup>に記されているが、まず1 軸船が最初に決められ、船体前半部や中央横截面積はそのまま、船尾部の水線形状も1 軸原型に近いものとしてある。

この“1 軸船尾”船型：(M.S. 0291, ボッシング取

Table 1 Principal particulars of the ships

M. S. No.	0291	0292	0293	0294	0311
$L_{pp}(\text{m})^*$	5.8000				
$L_{pp}/B$	6.00				
$B/d$	3.75				
$C_B$	0.703				0.702
$C_P$	0.712				0.711
$C_M$	0.987				
$\ell_{CB} (\% \text{ of } L_{pp})$	-0.836				-0.927
Bossing angle (°)	30	55	5	80	30
Load condition	Full Load				
$d_M(\text{m})$	0.2578				
Trim(m)	0				
$\nabla(\text{m}^3)$	1.0200	1.0199	1.0201	1.0199	1.0183
$S(\text{m}^2)$	6.7775	6.7743	6.7821	6.7755	6.8542
Load condition	80% load				
$d_M(\text{m})$	0.2112				0.2117
Trim(m)	0.0435				
$\nabla(\text{m}^3)$	0.0435		0.8168	0.8166	0.8154
$S(\text{m}^2)$	6.1907	6.1876	6.1954	6.1888	6.2732

\* Full scale 270m,  $L_{DWL}=1.0222 \times L_{pp}$   
 Bulb : area 6.84% of  $A_M$   
 length 2.04% of  $L_{pp}$   
 immersion 72.5% of  $d_{Full}$

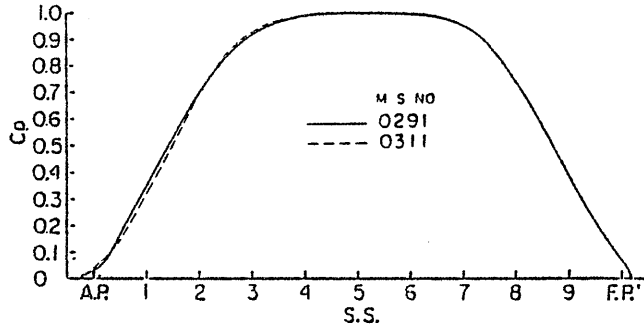


Fig. 1 Sectional area curve of M.S. 0291 and M.S. 0311

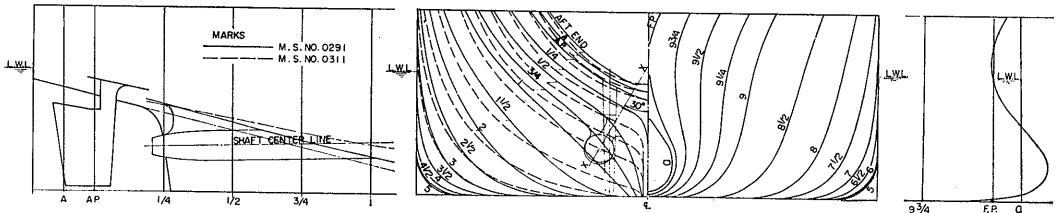


Fig. 2 Body plan, stem-and stern shapes

付け角度  $30^\circ$ ) を基に、ボッシング取付け角度をいろいろ変えた M.S. 0292 ( $55^\circ$ ), M.S. 0293 ( $5^\circ$ ), M.S. 0294 ( $80^\circ$ ), および通常のセンターステグを有する“2軸船尾”船型: M.S. 0311 ( $30^\circ$ ) の模型を作成した。各船の要目等を併せて Table 1 に示す。基準船型の横断面積曲線を Fig. 1 に、正面線図および船首尾部形状を Fig. 2 に示す。ボッシング取付け部の形状を Fig. 3a~Fig. 3d に示す。さらに、センターステグ付2軸船尾船型 (M.S. 0311) の  $C_p$  カーブおよび船尾形状等を、基準船型 (M.S. 0291) と共に Fig. 1 および Fig. 2 に示す。

模型船は、すべて長さ 5.8 m のパラフィン・ワック

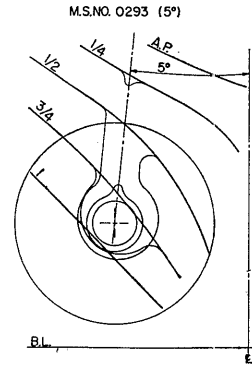


Fig. 3a Bossing angle  $5^\circ$

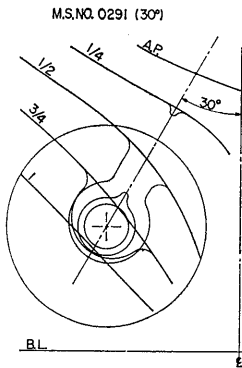


Fig. 3b Bossing angle  $30^\circ$

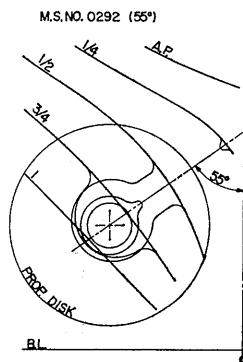


Fig. 3c Bossing angle  $55^\circ$

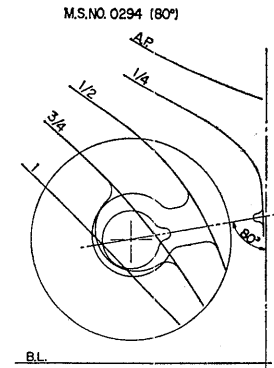
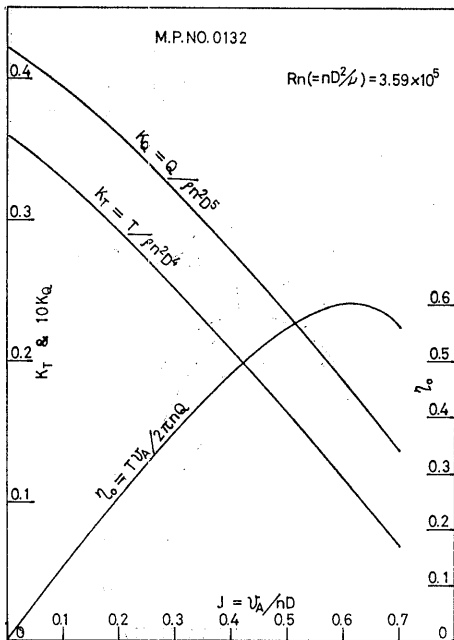


Fig. 3d Bossing angle  $80^\circ$

**Table 2** Particulars of the propeller

M.P. No.	0132
Diameter(m)	0.1552
Boss ratio	0.180
Pitch ratio	0.733
E. A. R.	0.720
B. T. R.	0.050
Angle of rake	0°
No. of Blades	5
Blade section	AU



**Fig. 4** Characteristics of propeller, in open water

ス製で、ボッシングや舵は木製である。

模型プロペラは、代用プロペラであり、要目を Table 2 に、単独性能を Fig. 4 に示す。

**2.3 試験状態等**

試験は、満載状態（トリムなし）および 80%  $A_F$  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行った。

摩擦抵抗の計算には、シェーンヘルの式を用い、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。

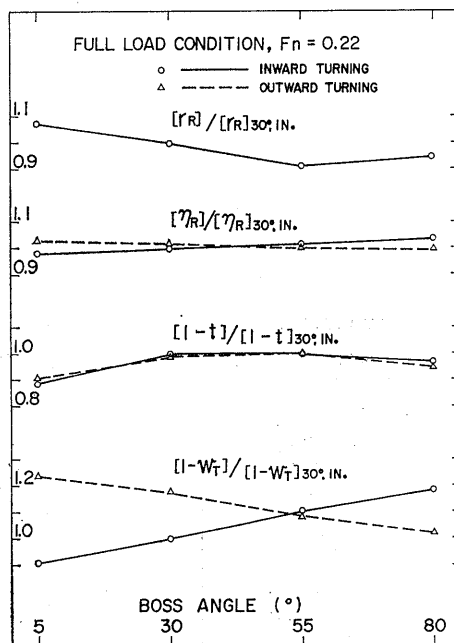
試験状態を Table 1 に示す。

**2.4 試験結果および考察**

**2.4.1 ボッシング取付け角度が推進性能に及ぼす影響 (M.S. 0291~M.S. 0294)**

満載状態において、それぞれのボッシング取付け角度で、プロペラの回転方向を変えて試験した結果 ( $F_n = 0.20$ ) を Fig. 5 に示す。横軸には、ボッシング取付け角度をとり、剰余抵抗係数と自航要素を置点した。それぞれの状態の値は、取付け角度 30° の原型 (M.S. 0291) の、プロペラ回転方向内回りの値を基準として、その比で表されている。これにより以下のことが考えられる。

- (1) 剰余抵抗係数  $r_R$  は、ほぼ 55° 付近で最小値を示している。
- (2) 自航要素のうち、 $\eta_R$  は、30° および 55° の場合、プロペラの回転方向によってほとんど差がないが、0° の場合は、外回りが内回りにくらべてやや高く、反対に、80° の場合は逆となっている。
- (3)  $1-t$  は、5° の場合に大幅に低下している。一般に、プロペラの回転方向による差は少ない。



**Fig. 5** Self-propulsion factors in relation to the bossing angles

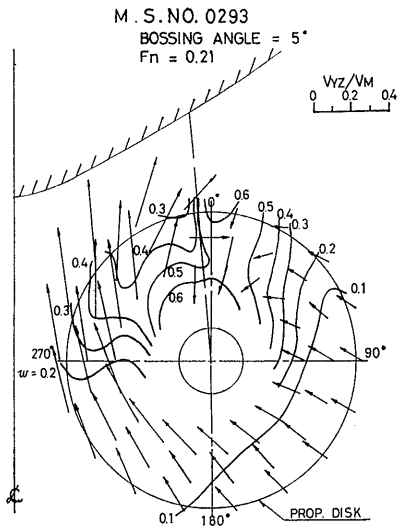


Fig. 6a Wake distribution (bossing angle 5°)

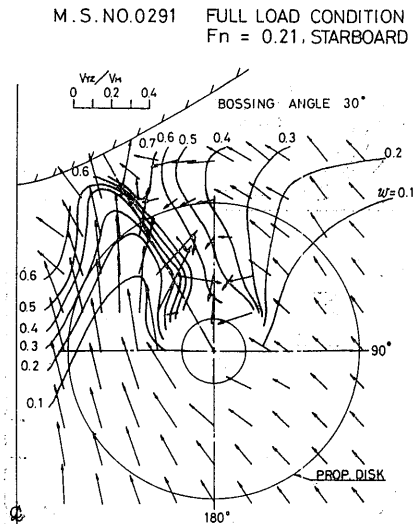


Fig. 6b Wake distribution (bossing angle 30°)

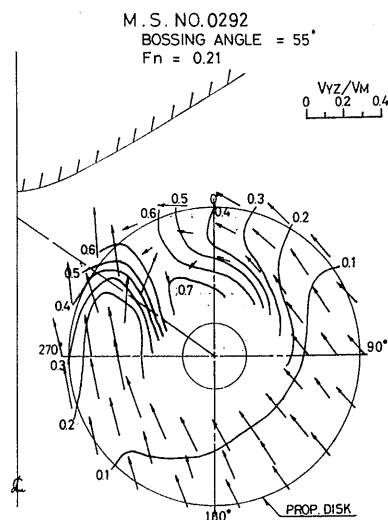


Fig. 6c Wake distribution (bossing angle 55°)

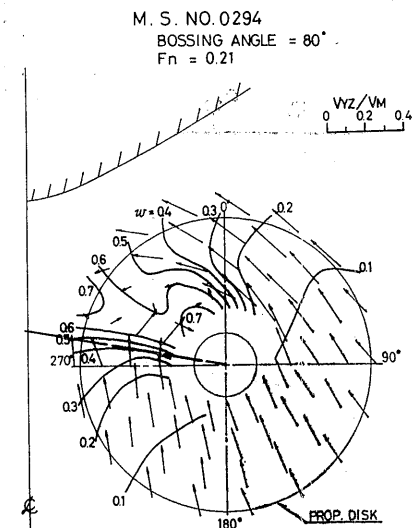


Fig. 6d Wake distribution (bossing angle 80°)

(4)  $1-W_T$  は、プロペラの回転方向で傾向が全く逆になる。55°の場合に、内・外回りの差が少いが、5°の場合には、極端に外回りが高く、逆に80°の場合には、内回りが高目である。

(5) 推進効率としては、30°の場合の内回りが一番良い結果を支え、55°の場合がこれに次ぐ結果を示している。

上記項目中、(4)の $1-W_T$ については、プロペラ位置における伴流計測結果からも説明される。

プロペラ位置において、各状態の伴流を計測した結果、伴流分布および投影速度成分を Fig. 6a~Fig. 6d に、 $0.644R$  における軸方向、円周方向および半径方向の速度成分を比較して、Fig. 7 に示してある。これを見ると、ボッシング取付け角度の変化にしたがって、ボッシング取付け部付近の伴流集中域が変化し、また、円周方向速度成分としては、平均して考えると、5°の場合には- (マイナス) 方向 (右舷側船尾より見て時計まわり方向) の成分が優勢であるのに対し

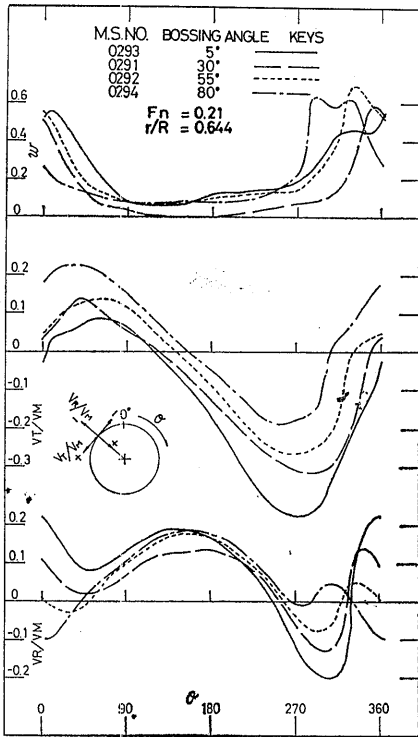


Fig. 7 Axial, tangential and radial wake distributions

て、角度の増加に伴ってそれが変化し、80° の場合は全く逆になっていることがわかる。

基準船型 (M.S. 0291) についての、80%  $\Delta_F$  状態の成績等は次節に示される。

2.4.2 船尾フレームライン形状が推進性能に及ぼす影響 (M.S. 0291, M.S. 0311)

“1軸船尾”船型 (M.S. 0291: 基準船型) と “2軸船尾”船型 (M.S. 0311) とを比較して、剰余抵抗係数および自航要素を Fig. 8 に示す。また、トリム等曲線 Fig. 9 をに示す。

低速抵抗より求めた形状影響係数  $k$  (シェーンヘル・ベース) の値は、満載状態で、“1軸船尾”船型 (M.S. 0291) が 0.18, “2軸船尾”船型 (M.S. 0311) が 0.16 である。剰余抵抗係数  $r_R$  にも、この2つの船尾フレームライン形状の差異が表れている。すなわち、満載、80%  $\Delta_F$  の各状態ともに、“2軸船尾”船型 (M.S. 0311) が、“1軸船尾”船型 (M.S. 0291) にくらべて低い  $r_R$  を示し、両者の差は、満載状態、 $F_n=0.21$  付近で約10%, 80%  $\Delta_F$  状態、 $F_n=0.23$  付近でも約10%程度である。

自航試験の結果では、船尾フレームライン形状の差異によって、自航要素のなかで、 $1-t$  や  $1-W_T$  は大きな影響をうけているが、 $\eta_R$  への影響は少ない。

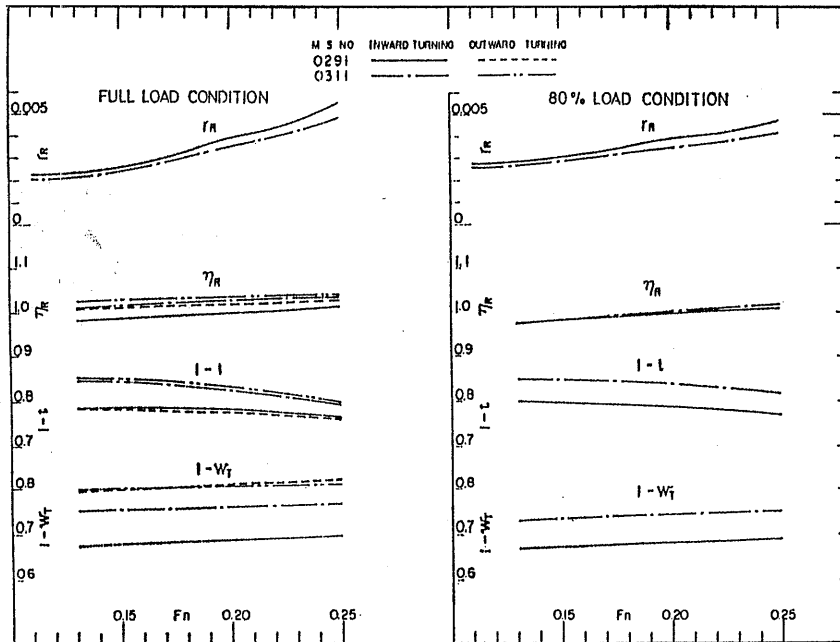


Fig. 8 Comparison of self propulsion factors between M.S. 0291 and M.S. 0311

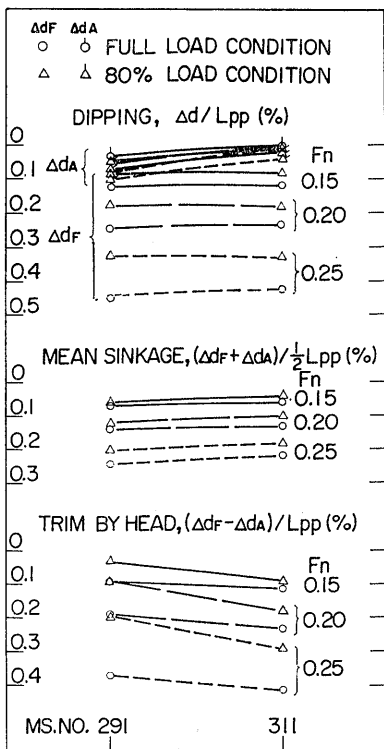


Fig. 9 Trin and mean sinkage

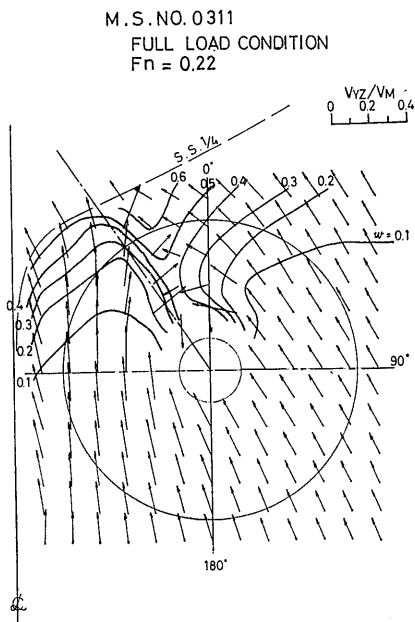


Fig. 10 Wake distributions

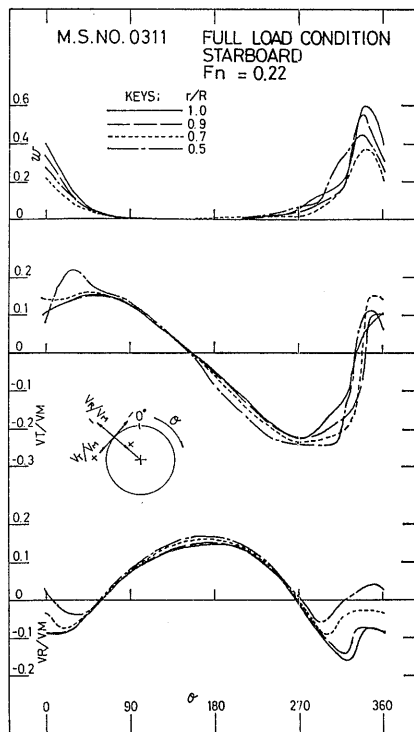


Fig. 11 Axial, tangential and radial wake distributions

すなわち，“2軸船尾”船型 (M.S. 0311) が，“1軸船尾”船型にくらべて， $1-t$  は7～8%， $1-W_T$  は約10%，さらに  $\eta_R$  も1～3%増加しており，結果的には，推進効率に大きな変化はない。(内回り)

プロペラ面における伴流計測の結果，“2軸船尾”船型 (M.S. 0311) の伴流分布および投影速度成分を Fig. 10 に，軸方向，円周方向および半径方向の速度成分を Fig. 11 に示す。“1軸船尾”船型 (M.S. 0291) と比較して極端な差異はみられない。

2.4.3 基準船型 (M.S. 0291) の馬力

実船馬力の計算についての詳細は，文献<sup>2)</sup> に述べられているので，以下に，実船用に設計されたプロペラの要目その他の数値のみ記しておく。(内回りの場合)

(1) プロペラ要目

直径：7.30m，ピッチ比：0.968，展開面積比：0.627，翼数：5，翼断面形状：MAU型

(2)  $\Delta C_F$  および  $e_i$

	$\Delta C_F$	$1 - W_S / 1 - W_M$
満載状態	$-0.2 \times 10^{-3}$	1.111
80% $\Delta F$ "	"	1.130

## (4) EHP および SHP

	EHP	SHP
満載状態 (20kts)	25,990	37,850
80% $4_F$ (20.95kts)	26,760	38,700

### 3. $L/B$ が推進性能に及ぼす影響 (M.S. 0291, 0320 および 0321)

#### 3.1 まえがき

広幅浅喫水船は、対象船としては LNG または LNG キャリヤが考えられる。このような船の  $L/B$  の範囲としては 6.0~6.5 であったが (研究がスタートした昭和 52 年以前)、傾向を大きくつかむために、1 軸船の場合にならって、 $L/B=5.0, 6.0$  (基準船型),  $7.0$  をえらんだ。

#### 3.2 模型船および模型プロペラ

線図の作成にあたっては、基準船型 (M.S. 0291,  $L/B=6.0$ ) を基準にして、 $L, C_B, C_M$  および  $B/d$  をおさえ、それぞれの喫水において原型の水線オフセットを、各船型の幅に比例させて変化することによりシリーズ船型が作成された。船首尾プロファイルは原型と同じである。船首バルブは、F.P. における断面積と中央横断面積との比、F.P. からの突出量と船長の比、バルブ中心の高さと満載喫水との比を一定とした。船体への取付け角度、および舵の断面形状と船体への取付け角度は原型と同一である。プロペラ位置は、基準船型を基準にして、幅、高さ、方向とも  $L/B$  の比に対応して変化している。

模型プロペラは、基準船型に使用されたものを用いた。(Table 2)

模型船は、すべて長さ 5.8 m のパラフィン・ワックス製である。

模型船の主要目を Table 3 に示す。

#### 3.3 試験状態等

前節 2.3 と同じである。試験状態を Table 3 に示す。

#### 3.4 試験結果および考察

剰余抵抗係数と自航要素を Fig. 12 に示す。低速抵抗より求めた形状影響係数  $k$  の値 (シェーンヘル・ベース) は次の通りである。

M.S.	0320 ( $L/B=5.0$ )	0291 ( $L/B=6.0$ )	0321 ( $L/B=7.0$ )
満載状態	0.24	0.18	0.17
80% $4_F$	0.25	0.20	0.18

$L/B$  の減少に伴って  $k$  は増加する傾向を示している

Table 3 Principal particulars of the ships (L/B series)

M.S. No.	0291	0320	0321
$L_{pp}(m)^*$	5.8000		
$L_{pp}/B$	6.00	5.00	7.00
$B/d$	3.75		
$C_B$	0.703		
$C_P$	0.712		
$C_M$	0.987		
$\ell_{CB}$ (% of $L_{pp}$ )	-0.836	-0.836	-0.835
Bossing angle( $^\circ$ )	30		
Load condition	Full load		
$d_M(m)$	0.2578	0.3093	0.2210
Trim(m)	0		
$\nabla(m^3)$	1.0200	1.4668	0.7498
$S(m^2)$	6.7775	8.1586	5.7921
Load condition	80% load		
$d_M(m)$	0.2112	0.2534	0.1809
Trim(m)	0.0435	0.0444	
$\nabla(m^3)$	0.8166	1.1741	0.6004
$S(m^2)$	6.1907	7.4495	5.2937

\* Full scale 270m  
 $L_{DWL}=1.0222 \times L_{pp}$

る。剰余抵抗係数  $r_R$  も、 $k$  の傾向と同じく、各状態とも、 $L/B$  の減少とともに増加し、満載状態 ( $F_n=0.20$ ) において、 $L/B=7$  (M.S. 0321) と  $L/B=6$  (M.S. 0291, 原型) との差は約 8%、 $L/B=6$  と  $L/B=5$  (M.S. 0320) との差は約 10% であり、低速部を除くと、それぞれの  $L/B$  間の差に大きな開きはない。一方、80%  $4_F$  状態では、全般的に、 $L/B=7$  と 6 との差にくらべて  $L/B=6$  と 5 との差が非常に大きく、 $F_n=0.23$  では前者の約 8% に対して 25% 程度の差となっている。すなわち、 $L/B$  が減少すると、80%  $4_F$  状態では、満載に比して、特に中高速で抵抗の増加が著しい。幅の増加によって、 $r_R$  の増加するこの傾向や数値は、1 軸船の場合によく似ている。抵抗時の平均沈下量とトリム量を比較して、Fig. 13 に示す。 $L/B$  の減少とともに、平均沈下量もトリム量も増加



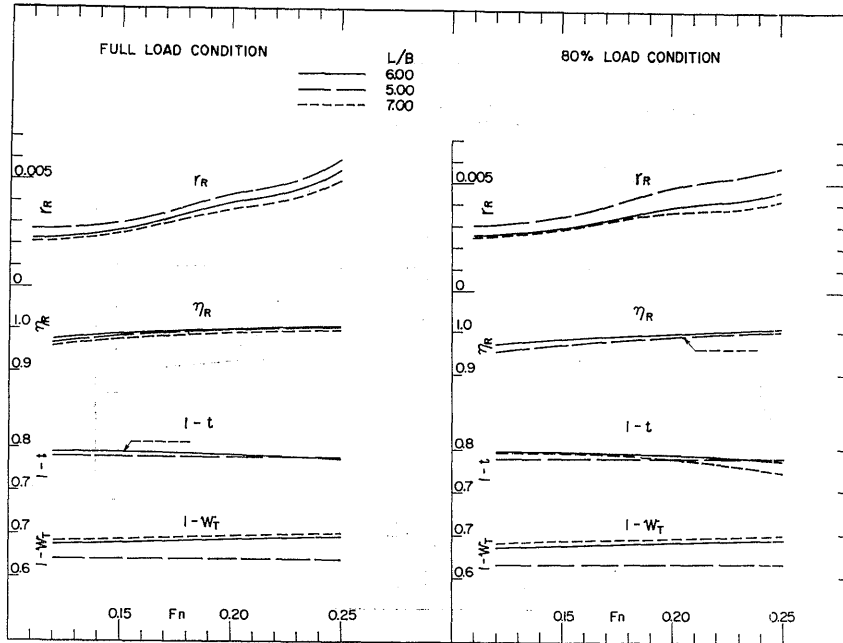


Fig. 12 Results of self propulsion tests (L/B series)

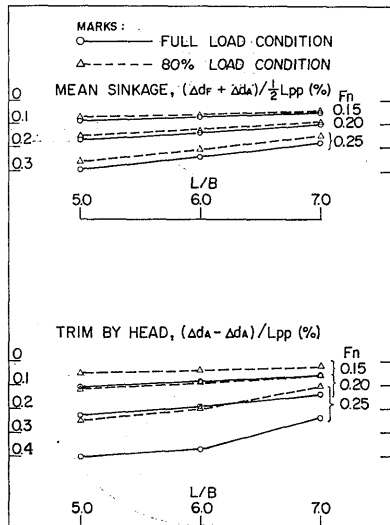


Fig. 13 Trim mean sinkage (L/B series)

していることが明らかである。

自航要素については、 $1-W_T$  は、 $L/B$  の減少とともに減少しているが、 $L/B$  が6から5になると、 $L/B$  が7から6になった場合にくらべて、大幅に減少す

る。しかし、 $1-t$  や  $\eta_R$  は、 $L/B$  の変化による影響は少いから、総合すると、推進効率としては、 $L/B$  の減少によって高まる方向ではある。ただし、抵抗上の不利により、最終的な馬力としての利得は期待できない。

プロペラの回転方向の自航要素に及ぼす影響は、すべての場合、外回りの回転方向が内回りにくらべて  $1-W_T$  の大幅な増加をもたらし、その結果、馬力としては外回りの場合が内回りにくらべて約20%の増加を示した。

以上の結果より、 $L/B$  を横軸にして、剰余抵抗係数と自航要素（満載状態、 $F_n=0.20$ ；80%  $A_T$  状態、 $F_n=0.23$ ）を Fig. 14 に示す。

プロペラ面における伴流計測結果として、伴流分布および投影速度成分を各船について、Fig. 15a, b に示し、また、0.644 R における軸方向、円周方向および半径方向の速度成分の比較を Fig. 16 に示す。これによると、各船間に特別の差異は認められず、基準船型同様、円周方向の速度成分としては、右舷側船尾より見て時計まわり方向が優勢であり、プロペラ回転方向と  $1-W_T$  との関係の説明するものと考えられる。

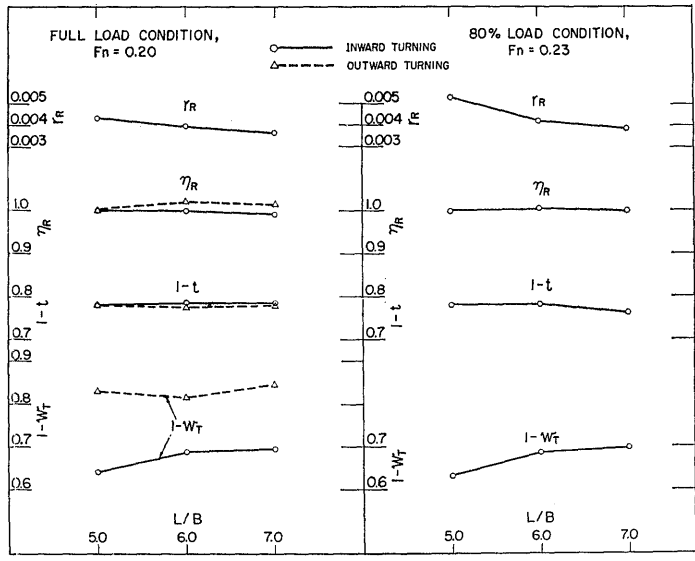


Fig. 14 Self propulsion factors in relation to L/B

M. S. NO. 0320  
 L/B = 5.00  
 Fn = 0.22

M. S. NO. 0321  
 L/B = 7.00  
 Fn = 0.22

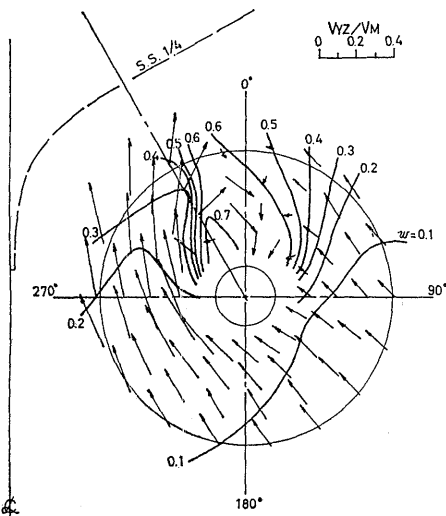


Fig. 15a Wake distributions (L/B=5.0)

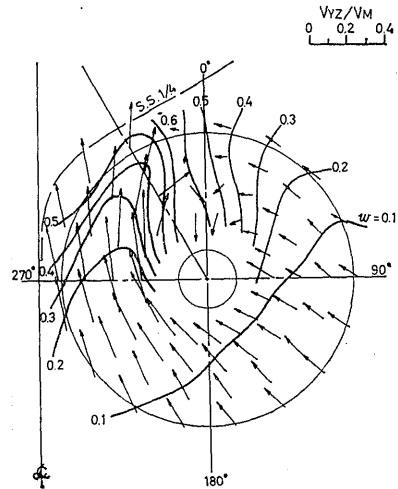


Fig. 15b Wake distributions (L/B=7.0)

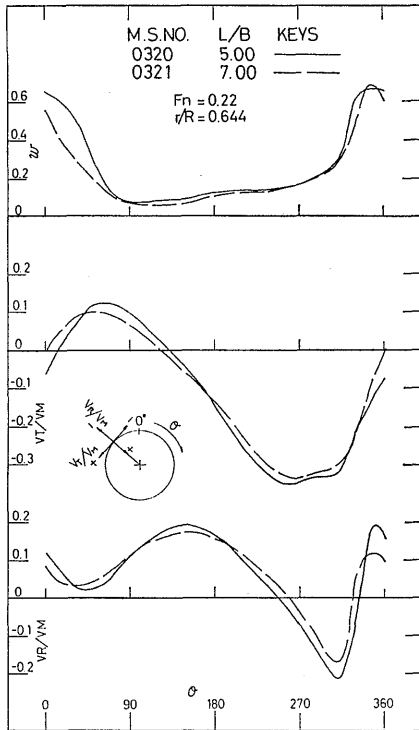


Fig. 16 Axial, tangential and radial wake distributions (L/B series)

#### 4. $C_B$ が推進性能に及ぼす影響 (M.S. 0231, 0322 および 0323)

##### 4.1 まえがき

計画の当初、基準となる  $C_B$  の値が 0.7 にきめられた。この値を中心にして  $C_B=0.65$  および 0.75 の船型について試験を行うことにした。

##### 4.2 模型船および模型プロペラ

線図作成にあたり、まず、横断面積曲線 ( $C_P$  カーブ) を求めた。すなわち、基準船型 (M.S. 0291,  $C_B=0.70$ ) の  $C_P$  カーブを基とし、 $(1-C_P)$  法<sup>3)</sup> を使用して、所定の  $C_B$  が得られるよう、 $C_P$  カーブを作成した。ただし、 $C_M$  と  $l_{CB}$  は一定とした。この方法によって、原型より  $C_B$  が大きい場合は問題なかったが、 $C_B$  の小さい場合、どうしても中央平行部 ( $C_P$  カーブが最大値を示す S.S. の部分) と  $C_P$  カーブの接点が、前後半部とも、相互に相手側にずれることによって、 $C_P$  カーブがつながらなくなる。その対策として種々の方法が講ぜられているが、今回は、最終的には、その点をオミットし、 $C_P$  カーブがフェアにな

るように結んである。それでも、 $C_B(C_P)$  や  $l_{CB}$  の値としては、設計値と大差なかった。船首尾プロファイルは原型と同じとした。船首バルブは、F.P. における断面積比、F.P. よりの突出量比、バルブ中心高さと満載喫水との比を一定とした。

ボッシング形状と船体への取付け角度、舵の断面形

Table 4 Principal particulars of the ships ( $C_B$  series)

M. S. No.	0291	0322	0323
$L_{pp}(m)$ ※	5.8000		
$L_{pp}/B$	6.00		
$B/d$	3.75		
$C_B$	0.703	0.750	0.651
$C_P$	0.712	0.759	0.660
$C_M$	0.987		
$l_{CB}$ (% of $L_{pp}$ )	-0.836	-0.821	-0.789
Bossing angle(°)	30		
Load condition	Full load		
$d_M(m)$	0.2578		
Trim(m)	0		
$\nabla(m^3)$	1.0200	1.0862	0.9454
$S(m^2)$	6.7775	7.0206	6.4950
Load condition	80% load		
$d_M(m)$	0.2112	0.2104	0.2121
Trim(m)	0.0435		
$\nabla(m^3)$	0.8166	0.8695	0.7571
$S(m^2)$	6.1907	6.4286	5.9145

※ Full scale 270m,  
 $LDWL=1.0222 \times L_{pp}$

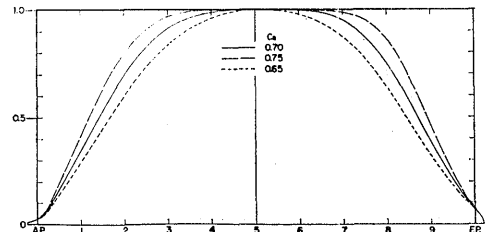


Fig. 17 Sectional area curves

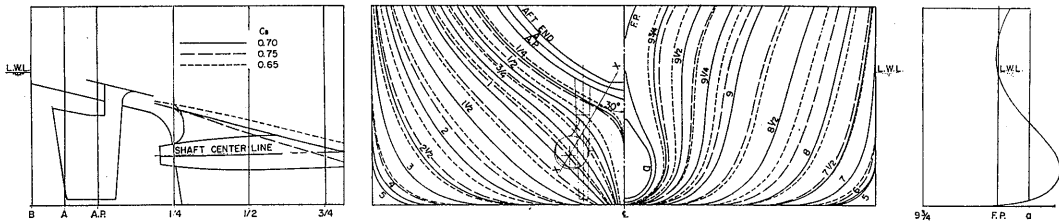


Fig. 18 Body plans, stem and stern shapes

状と船体への取付角度は基準船型と同一である。

プロペラ位置も、基準船型と同一である。

模型プロペラは、 $L/B$  変化の場合と同様、基準船型に使用されたものを用いた。

模型船の主要目を Table 4 に示す。

横截面積曲線を Fig. 17 に、正面線図および船首尾部形状を Fig. 18 に示す。

4.3 試験状態等

2.3 と同じである。各試験状態の数値は、Table 4 に示す。

4.4 試験結果および考察

$C_B$  の異なる3隻を比較し、剰余抵抗係数と自航要素を Fig. 19 に、平均沈下量およびリトムを Fig. 20 に示す。

低速抵抗より求めた形状影響係数  $k$  の値 (シエーンヘル・ベース) は次の通りである。

M. S.	0322 ( $C_B=0.75$ )	0291 ( $C_B=0.70$ )	0323 ( $C_B=0.65$ )
満載状態	0.18	0.18	0.18
80% $\Delta F$	0.20	0.20	0.20

各状態とも、 $C_B$  のこのような変化によっては、 $k$  の値はほとんど変わらない。剰余抵抗  $r_R$  は、低速においては  $C_B$  間の差はほとんどないが、中、高速になると、 $C_B$  の増加とともに増加している。満載状態、 $F_n = 0.20$  で、 $r_R$  は  $C_B$  の増加にしたがって約5%ずつ増加し、 $F_n$  が0.22をこえると、 $C_B$  が0.75の船型は  $r_R$  の急激な上昇を示す。一方、80%  $\Delta F$  状態では、 $C_B$  が0.65と0.70の  $r_R$  の差にくらべて、0.75と

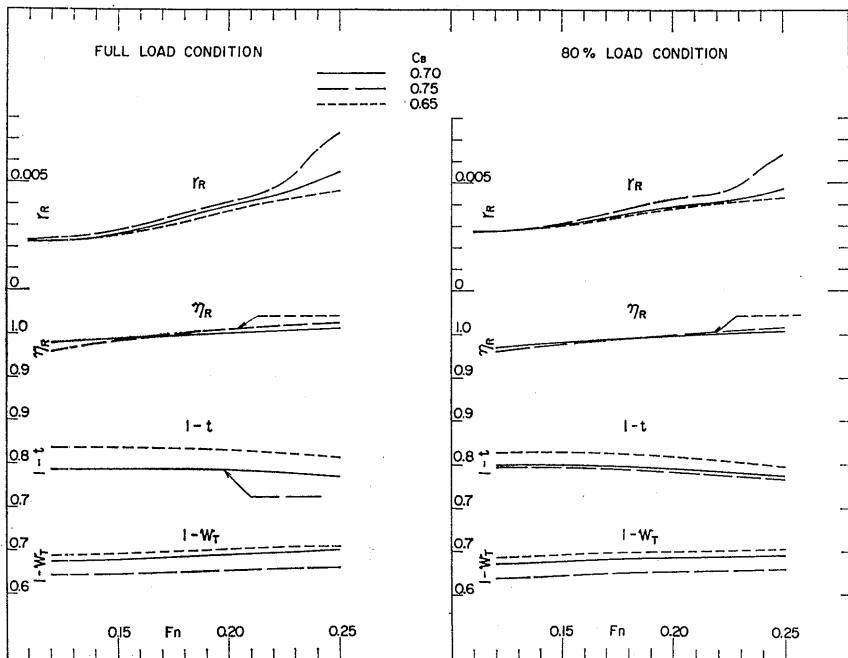


Fig. 19 Results of self propulsion tests ( $C_B$  series)

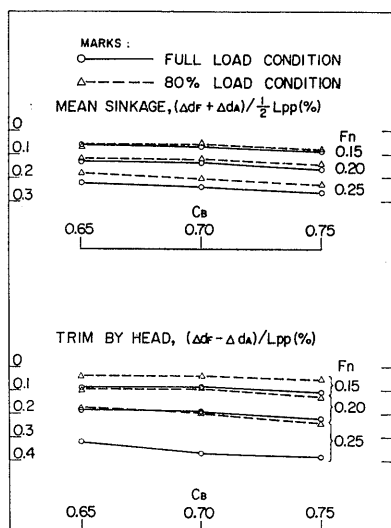


Fig. 20 Trim and mean sinkage ( $C_B$  series)

0.70の差が大きく、かつ、満載状態同様、 $F_n$ が0.22をこえると、 $C_B$ が0.75の $r_R$ は、他の $C_B$ の $r_R$ にくらべて急激な上昇を示している。平均沈下量やトリ

ムを見ても、 $C_B$ の増加に伴って、どちらも増加する傾向にはあるが、 $F_n$ が0.20と0.25の間の $r_R$ の急激な上昇を説明するような急激な変化は見られない。

自航要素では、 $\eta_R$ には $C_B$ の影響がほとんど現れていないようであるが、 $1-W_T$ と $1-t$ ともに、 $C_B$ の増加にしたがって減少する。今回の試験では、 $C_B$ が0.65の $1-t$ の値が、各状態とも、他の $C_B$ の値よりやや低すぎるように思われた。結果的に、推進効率に大差はない。

以上の結果より、 $C_B$ を横軸として、剩余抵抗係数と自航要素（満載状態、 $F_n=0.20$ ；80% $\Delta F$ 状態、 $F_n=0.23$ ）をFig. 21に示す。

プロペラ面における伴流計測結果として、伴流分布および投影速度成分を各船について、Fig. 22 a, bに示し、また、0.7Rにおける軸方向、円周方向および半径方向の速度成分の比較をFig. 23に示す。これによると、 $C_B$ の差による伴流分布のちがいは、ほとんど認められない。円周方向の速度成分も、すべての場合、右舷側船尾より見て時計まわり方向が優勢である。

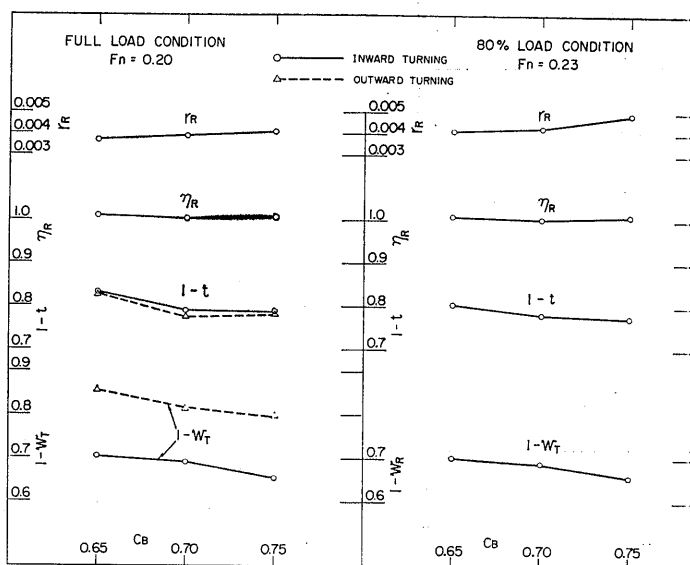


Fig. 21 Self propulsion factors in relation to  $C_B$

M. S. NO. 0322  
 $C_B = 0.7497$   
 $Fn = 0.22$

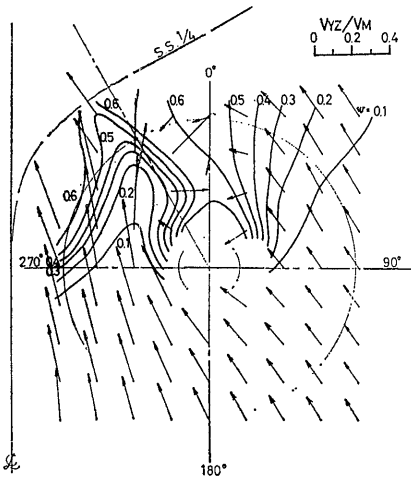


Fig. 22a Wake distributions ( $C_B=0.75$ )

M. S. NO. 0323  
 $C_B = 0.6512$   
 $Fn = 0.22$

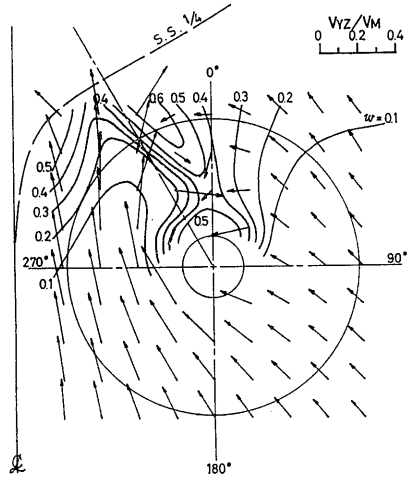


Fig. 22b Wake distributions ( $C_B=0.65$ )

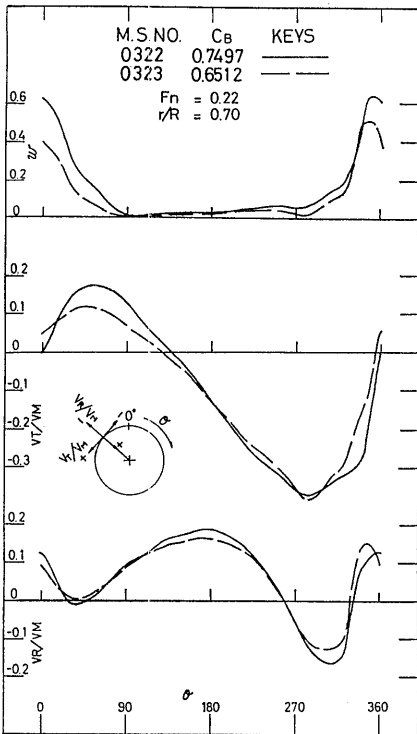


Fig. 23 Axial, tangential and radial wake distributions ( $C_B$  series)

5.  $B/d$  が推進性能に及ぼす影響 (M.S. 0291, 0324 および 0325)

5.1 まえがき

LNG 船の  $B/d$  としては、3.5~4.0の範にあるが、 $L/B$  の変化を考慮したときと同じように、この範囲を十分にカバーできるように、原型の3.75をはさんで3.0および4.5の2種類の  $B/d$  変化をえらんだ。

5.2 模型船および模型プロペラ

模型船線図の作成にあたっては、基準船型 (M.S. 0291) の  $L, B, C_B$  および  $C_M$  を一定として喫水を変化させ、原型の水線オフセットを、そのまま各船型の喫水に比例した高さの対応水線に適應して行った。船首尾形状も、高さ方向の寸法は喫水に比例して変化しているが、対応する高さにおける長さ及び幅方向寸法は原型と同一となっている。ポッシング形状と船体への取付け角度、舵の断面形状と船体への取付け角度は原型と同一である。

プロペラ位置は、幅方向は原型と同一であり、高さ方向は喫水に比例して変化させてある。

模型プロペラは、 $L/B$  変化の場合同様、原型に使用されたものを用いた。

模型船の主要目を Table 5 に示す。

5.3 試験状態等

2.3と同様である。各試験状態の数值は、Table 5 に示されている。

Table 5 Principal particulars of the ships (B/d series)

M. S. No.	0291	0324	0325	Load condition	Full load		
$L_{pp}(m)^*$	5.8000			$d_M(m)$	0.2578	0.2148	0.3222
$L_{pp}/B$	6.00			Trim(m)	0		
B/d	3.75	4.50	3.00	$\nabla(m^3)$	1.0200	0.8498	1.2738
$C_B$	0.703			S(m <sup>2</sup> )	6.7775	6.3380	7.4535
$C_p$	0.712			Load condition	80% load		
$C_M$	0.987			$d_M(m)$	0.2112	0.1764	0.2647
$l_{CB}(\% \text{ of } L_{pp})$	-0.836	-0.842	-0.835	Trim(m)	0.0435		
Bossing angle(°)	30			$\nabla(m^3)$	0.8166	0.6827	1.0226
				S(m <sup>2</sup> )	6.1907	5.8505	6.7399

\* Full scale 270m  
 $L_{DWL} = 1.0222 \times L_{pp}$

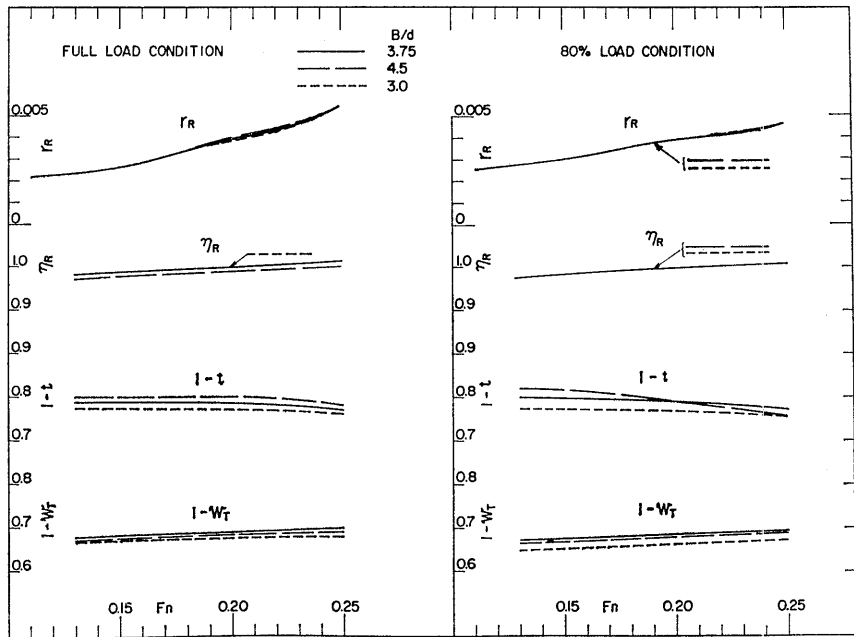


Fig. 24 Results of self-propulsion tests (B/d series)

5.4 試験結果および考察

残余抵抗係数と自航要素を Fig. 24 に示す。平均沈下量およびトリム量の比較を Fig. 25 に示す。

低速抵抗より求めた形状影響係数  $k$  の値 (シエーンヘル・ベース) は次の通りである。

M. S.	0324 (B/d=4.50)	0291 (B/d=3.75)	0325 (B/d=3.00)
満載状態	9.17	0.18	0.19
80% $\Delta F$ "	0.19	0.20	0.21

$k$  の値は、満載、80%  $\Delta F$  の両状態とも、B/d の増

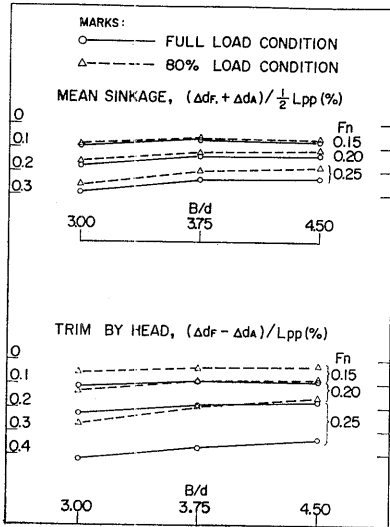


Fig. 25 Trim and mean sinkage (B/d series)

加にしたがって減少する傾向を示している。剩余抵抗係数  $r_R$  も同様であるが、その差は僅かである。平均沈下量もリトムも、 $B/d$ の増加にしたがって減少している。

自航要素のなかで、 $\eta_R$  には  $B/d$  変化の影響はほとんど見られないが、 $1-W_T$ 、 $1-t$  とともに、一般的には、 $B/d$  の増加に伴って増加する傾向にある。た

だし、 $B/d$  シリーズの場合、模型プロペラの直径を一定として試験を行っている。

横軸に  $B/d$  をとり、 $r_R$  と自航要素を置点 (満載状態、 $F_n=0.20$ ; 80%  $\Delta F$  状態、 $F_n=0.23$ ) しを Fig. 26 に示す。図中、プロペラの回転方向を内回りから外回りに変化した場合、いずれも、 $1-W_T$  は 0.8 をこえ、 $\eta_R$  も 2~3% 高目となっている。

プロペラ面の伴流分布および投影速度成分を Fig. 27 a, b に、 $0.7R$  の軸方向、円周方向および半径方向の速度成分を比較して Fig. 28 に示す。§3 や §4 の結果同様、3 隻の伴流分布の間に大きな差はない。円周方向速度成分についても、いままでと同様な結果を示している。

6.  $l_{CB}$  が推進性能に及ぼす影響 (M.S. 0291, 0378 および 0379)

6.1 まえがき

原型 (M.S. 0921) の  $l_{CB}$  は約  $-1\%L$  であったが、最適の  $l_{CB}$  位置が 1 軸船と 2 軸船とでは、必ずしも同一とは限らない。また、実際問題として、設計上からは基準船型以上に  $l_{CB}$  を前方に移すことは、機関室配置等を考慮すると殆んど不可能と思われるので、 $l_{CB}$  の位置として、原型より後方に移動し、 $0\%$  および  $+1\%L$  の場合を試験することにした。

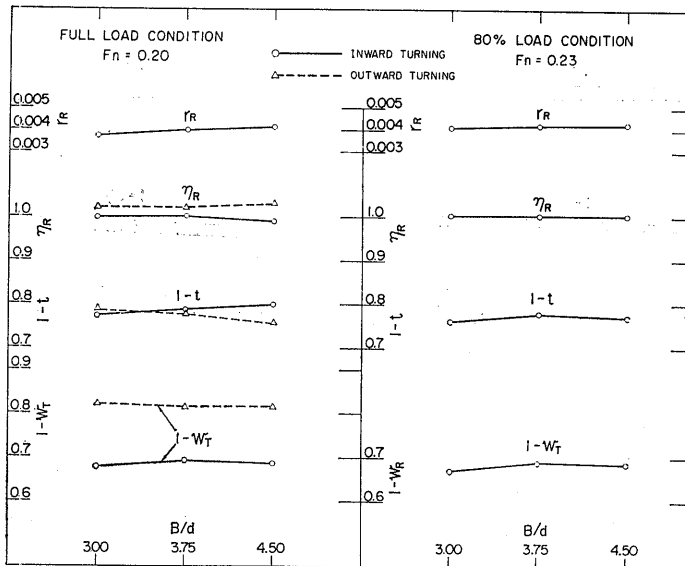


Fig. 26 Self propulsion factors in relation to B/d



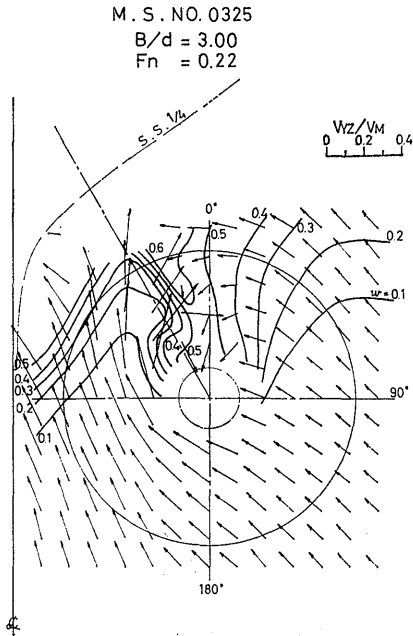


Fig. 27a Wake distributions ( $B/d=3.00$ )

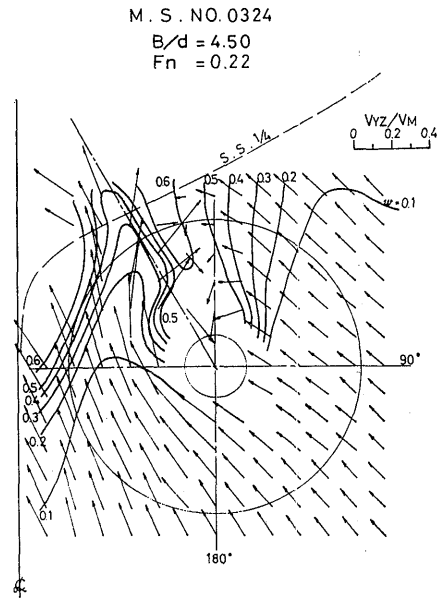


Fig. 27b Wake distributions ( $B/d=4.50$ )

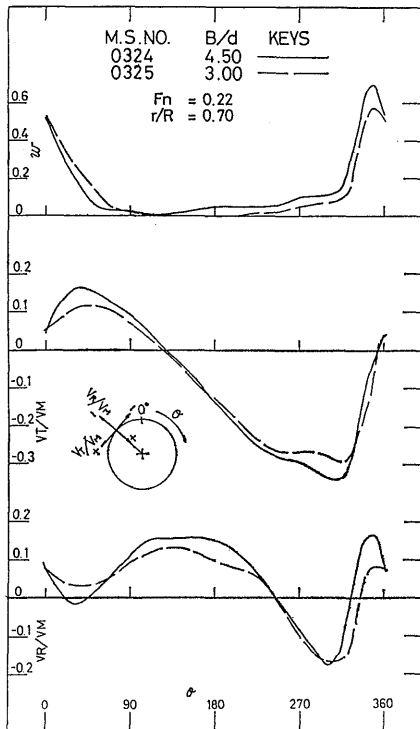


Fig. 28 Axial, tangential and wake distributions ( $B/d$  series)

### 6.2 模型船および模型プロペラ

線図作成にあたり、 $C_P$  カーブを求めるとため原型 (M.S. 0291,  $l_{CB} = -0.83\%$ ) の  $C_P$  カーブを基準とし、 $C_B$  の場合と同様、 $(1-C_P)$  法<sup>3)</sup>を使用した。 $C_P$  値を一定とした  $C_P$  カーブの変形には、他にも方法があり、目標値に対して、設計値が  $\pm 0.5\%$  以内に入っていたが、 $(1-C_P)$  法によった。船首尾プロファイル、船首バルブについては、 $C_B$  の場合と同じである。ボッシングや舵、プロペラ位置、さらに使用した模型プロペラも原型と同一である。

模型船の主要目を Table 6 に示す。

横截面積曲線を Fig. 29 に、正面線図および船首尾部形状を Fig. 30 に示す。

### 6.3 試験状態等

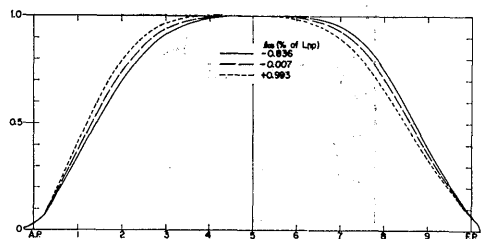
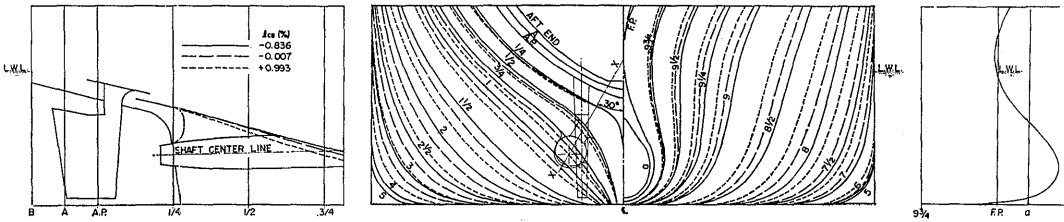


Fig. 29 Sectional area curves

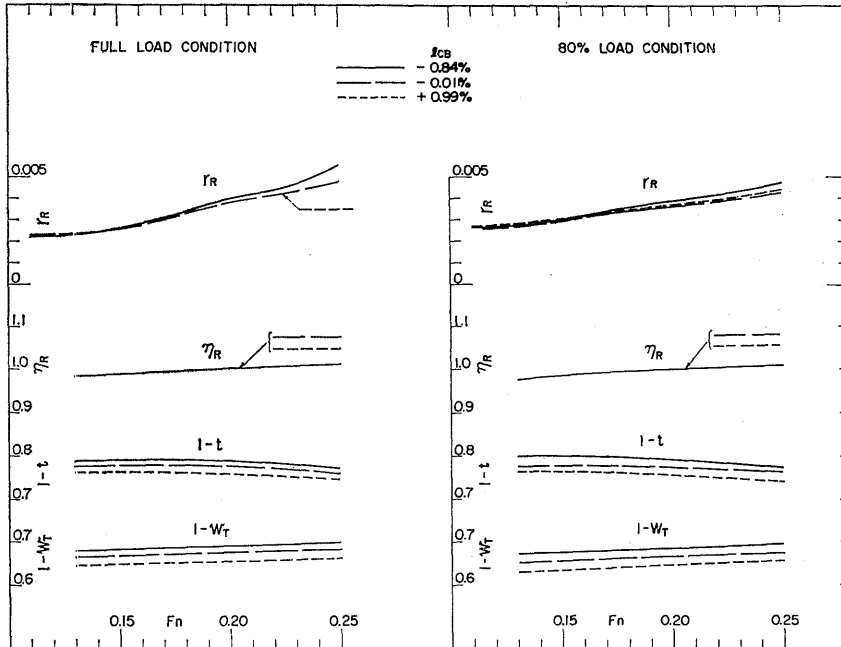
**Table 6** Principal particulars of the ships ( $\ell_{CB}$  series)

M.S. No.	0291	0378	0379	Load condition	Full load		
$L_{pp}(m)^*$	5.8000			$d_M(m)$	0.2578		
$L_{pp}/B$	6.0			Trim(m)	0		
$B/d$	3.75			$\rho(m^3)$	1.0200	1.0201	1.0196
$C_B$	0.703	0.704		$S(m^2)$	6.7775	6.7902	6.7706
$C_P$	0.712	0.713		Load condition	80% load		
$C_M$	0.987			$d_M(m)$	0.2112	0.2107	0.2102
$\ell_{CB}$ (% of $L_{pp}$ )	-0.836	-0.007	+0.993	Trim(m)	0.0435		
Bossing angle ( $^\circ$ )	30			$\rho(m^3)$	0.8166	0.8167	0.8162
				$S(m^2)$	6.1907	6.1978	6.1740

\* Full scale 270  
 $L_{DWL} = 1.0222 \times L_{pp}$



**Fig. 30** Body plans, stem and stern shapes



**Fig. 31** Results of self propulsion tests ( $\ell_{CB}$  series)

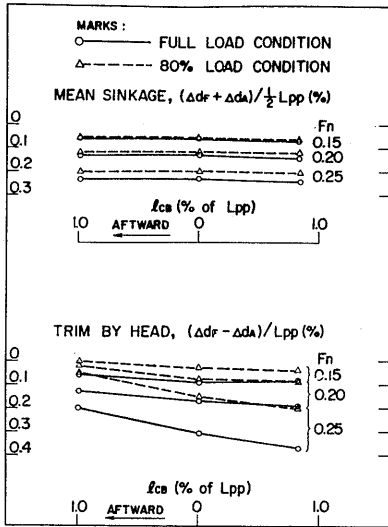


Fig. 32 Trim and mean sinkage ( $l_{CB}$  series)

2.3と同じである。各試験状態の数値は、Table 6に示す。

6.4 試験結果および考察

剰余抵抗係数と自航要素をFig. 31に、抵抗試験時の平均沈下量およびトリムをFig. 32に示す。

低速抵抗より求めた形状影響係数  $k$  の値（シエンヘル・ベース）は次の通りである。

	0378	0291	0379
M. S.	( $l_{CB} = -0.007\%$ )	( $l_{CB} = -0.836\%$ )	( $l_{CB} = +0.993\%$ )
満載状態	0.18	0.18	0.19
80% $\Delta_F$ "	0.20	0.20	0.21

$k$  の値は、 $l_{CB}$  がこの程度変わっても大差ないが、後方に移ると増加する傾向にはあるように見える。剰余抵抗係数  $r_R$  は、各状態とも、 $l_{CB}$  がもっとも前方にある原型 (M. S. 0291) に比べて、より後方にある2隻は低目であり、2隻間の差もほとんどない位である。抵抗上、最適  $l_{CB}$  位置は0%ないし+1%Lの間といえるかもしれない。

自航要素では、 $\eta_R$  には  $l_{CB}$  の影響がほとんどないが、 $1 - W_T$  および  $1 - t$  とも、 $l_{CB}$  が後方に移るにしたがって減少している。しかし、その減少量は、それぞれ2~3%である。

$l_{CB}$  を横軸として、剰余抵抗係数と自航要素（満載状態、 $F_n = 0.20$  ; 80%  $\Delta_F$  状態、 $F_n = 0.23$ ）をFig. 33に示す。この図から、 $r_R$  と自航要素全般にわたって最適  $l_{CB}$  位置は、きめ難く、さらに  $l_{CB}$  位置が後方の場合をも追加すれば、はっきりすると思われるので、次の機会には是非実施したい。

プロペラ面の伴流分布および投影速度成分をFig. 34 a, b に、0.7R の軸方向、円周方向および半径方向の速度成分を比較してFig. 35に示す。 $l_{CB}$  位置の変化による伴流分布の区別は、ほとんど見られない。

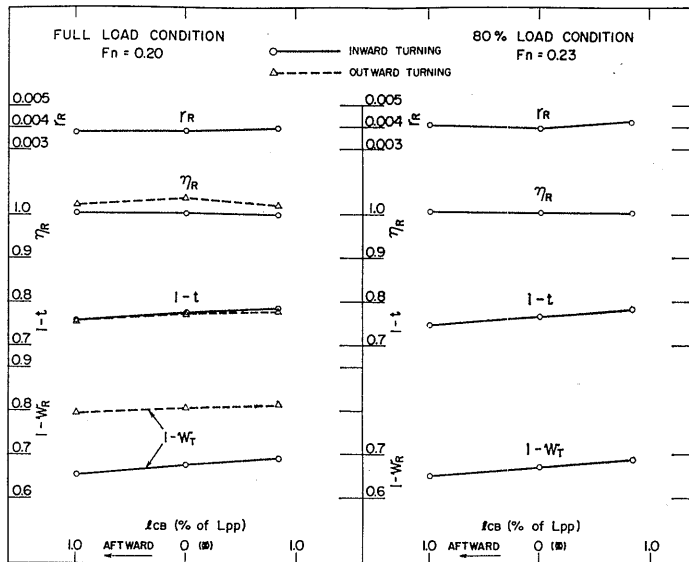


Fig. 33 Self propulsion factors in relation to the  $l_{CB}$  position

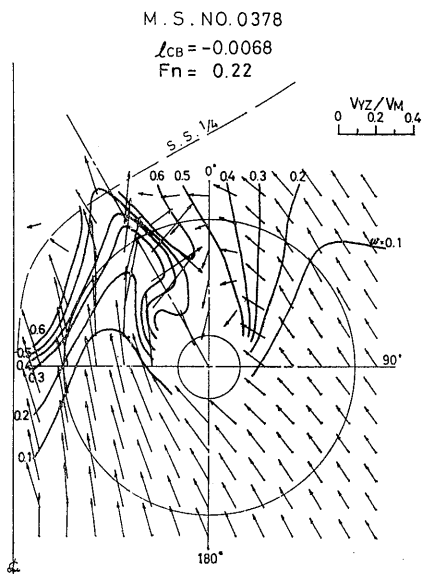


Fig. 34a Wake distributions ( $l_{CB} = -0.007\%$ )

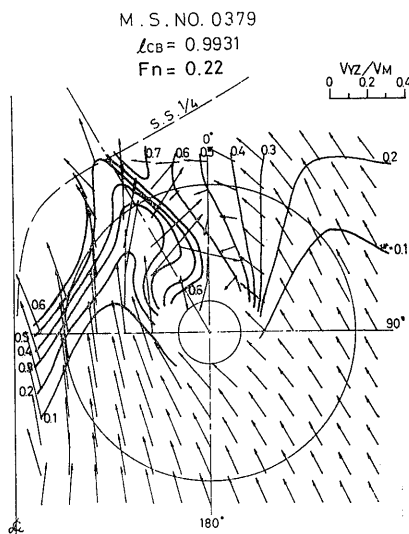


Fig. 34b Wake distributions ( $l_{CB} = +0.99\%$ )

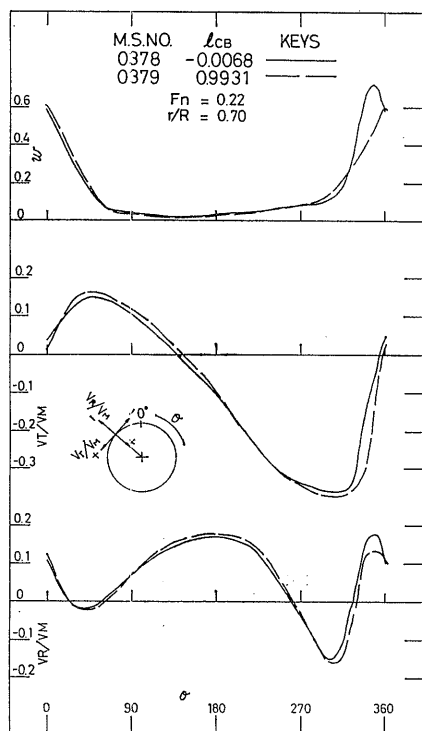


Fig. 35 Axial, tangential and radial wake distributions ( $l_{CB}$  series)

円周方向速度成分についても、いままでと同様な結果を示している。

### 5. 結言

5年間にわたり広幅浅喫水2軸船型の主要目変化が推進性能に及ぼす影響の調査を行ってきたが、主要目の変え方が、どうしても、実際面を考へてある“幅”の中に入るのはやむを得ない。したがって、得られた結果も、その“幅”の中で予測された値ともいえる。

シリーズ・テストにしても、それぞれの要目に対する最適船型を求めた上で比較されるのが望ましいが、種々の制約があつて、実現は困難である。

しかし、実際に所定要目の高性能船型を設計するに際しては、ここに得られた数々のデータを利用し発展させることによって目的が達せられるものとする。

最後に、特に基準船型について多大の御協力をいただいた推進性能研究委員会 (PRC) 委員長横尾幸一氏を始め各委員の方々に深く感謝致します。

### 参考文献

- 1) 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巻3号, 昭和49年5月
- 2) 川上善郎他, “Twin-skeg stern 船型の推進性能に関する実験的研究”, 船研報告第11巻6号, 昭和56年11月
- 3) 大橋誠三, 寒河江番, “線図設計の方法——いわゆる「1- $C_p$ 」法について——”, 日本造船学会誌第513号, 昭和47年3月