

多軸コンテナ船の船尾形状に関する実験的研究

川上善郎*・上田隆康*・石坂 純*・柳原 健*・堀 利文*

Study on Stern Shapes with Multi-Screw Propellers

by

Yoshiro KAWAKAMI, Takayasu UEDA, Jun ISHIZAKA,
Tsuyoshi YANAGIHARA and Toshifumi HORI

Abstract

The research and development of large high speed container ship has conducted from 1972 to 1977.

The imposed tasks are to research and develop the container ship having the following conditions :

average speed : 34.6 knots

length of ship : 300m

the number of container : 3000

engine out put : about 250000 ps.

Among various kinds of researches, the study on stern shapes with multi-screw propellers are dealt with in this paper.

Three models with different stern shapes were tested. The kinds of tests are resistance and self-propulsion tests, wake survey at the propeller position and wake survey far from the model.

Main conclusions obtained are as follows.

- (1) The resistance of the appendages attains to about 20% of the total resistance in the case of the model. The problem on ship-model correlation on the appendage should be solved in detail, in realizing the actual ship.
- (2) Propulsive performance of the triple screw-ship is better than of the usual quadruple screw-ship. Especially, the adoption of the contra-rotating propeller instead of the centre propeller of the triple screw-ship, gives the best propulsive performance.
- (3) The propulsive efficiency is kept almost constant in the range that the outside propeller rotates more fast or more slowly within 10% difference between the number of revolution of the outside propeller and the inside propeller.
- (4) In comparing mean propeller efficiency between outside and inside propellers using the design chart of propeller, the best propeller efficiency can be achieved under the condition that both propellers induce the equal thrust.
- (5) According to the power estimation method of actual ship, delivery horse powers of the ship at $V_s=34.6$ knots with quadruple screws (M. S. No. 0192), triple screws (M. S. No. 0202C) and contra-rotating propellers (M. S. No. 0202D), are 235000 ps, 222000 ps and 218000 ps respectively.

* 推進性能部 原稿受付 昭和53年7月10日

1. 緒 言

現在の高速コンテナ船にくらべて、将来より一層大型超高速のコンテナ船が必要とされる場合に備え、“多軸コンテナ船の船型開発の研究”を実施することとした。

上記の研究は、主として船首部を取扱った「船型計画の研究」と「船尾形状の研究」から構成されたが、本報告はこれらの研究のうち、船尾形状および軸配置の変化が抵抗および推進性能に及ぼす影響を調査した結果をまとめたものである。

「船型計画の研究」では、主として造波抵抗理論に

もとづいて主船体の抵抗を中心に研究が行われ、特に船体前半部の船型と抵抗との関係が詳しく調査されたが、「船尾形状の研究」では、理論計算をもとに研究を進めることが困難であるため、模型船による系統的試験を実施することにした。

計画された船の基本的な要目は次のとおりである。

長さ L_{PP}	300m
幅 B_{MLD}	40m
深さ D_{MLD}	25m
計画満載喫水 d	12m
計画満載排水量	約 85,000ton
積載コンテナ数	約 3,000個

M. S. NO.	0158 SERIES	0192 SERIES	0202 SERIES
L_{PP} (m)	8.000		
B (m)	1.067		
d (m)	0.320		
CB	0.580	0.577	0.579
CP	0.611	0.609	0.611
CM	0.947	0.948	0.948
l_{CB} (% of L_{PP})	+0.9	+1.015	+1.029
L_{PP}/B	7.50		
B/d	3.33		

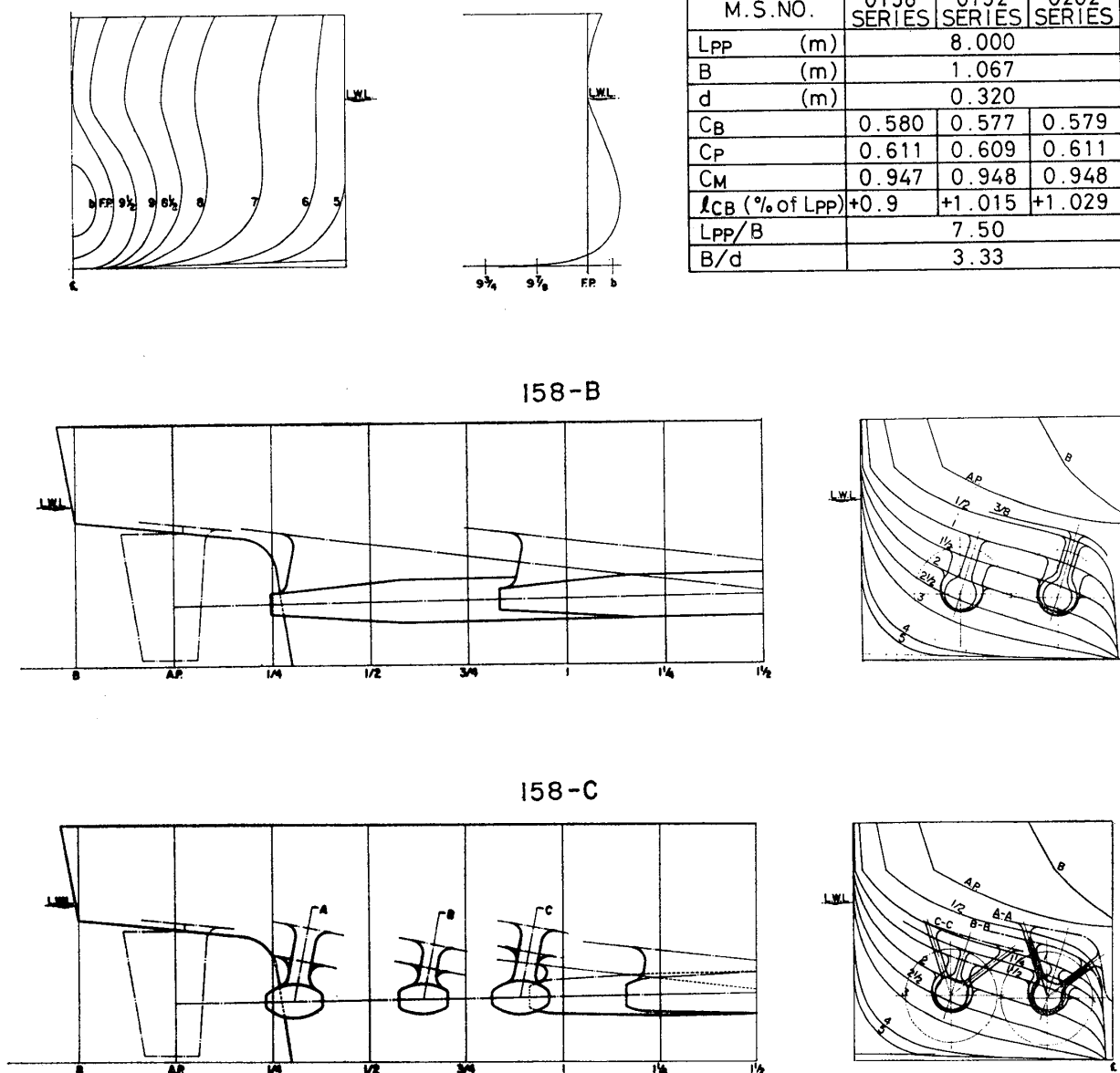


Fig. 1 Body plans and stem-and stern shapes of M. S. No. 0158 series and principal dimensions of series models

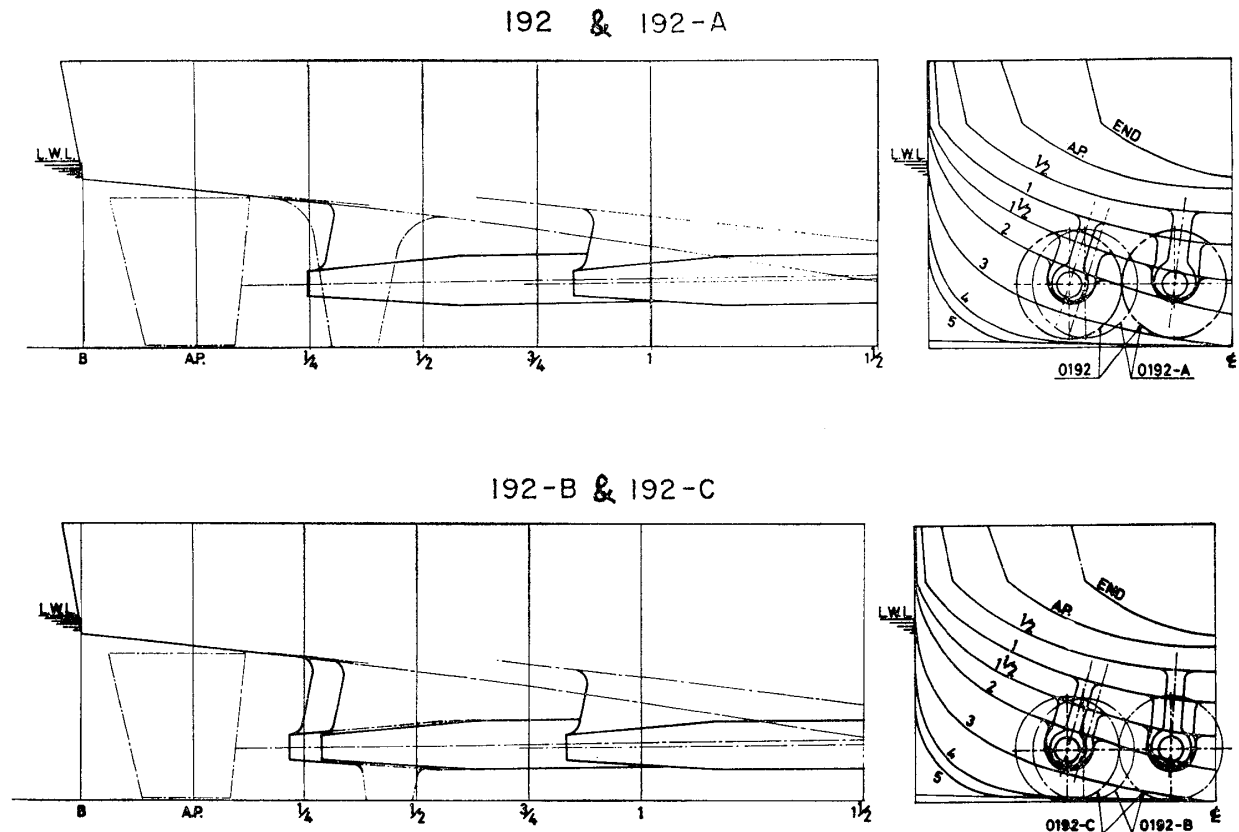


Fig. 2 Body plans and stern shapes of M. S. No. 0192 series

方形係数 C_B 約 0.57

航海速力 34.6 knots (Froude 数 0.326)

主機出力 約 250,000 ps

上記の要目をもつ船型に対し、このような大出力をいくつかの推進軸で吸収するかが問題であるが、現在の段階では、プロペラ 1 軸当たりの最大出力は 60,000 馬力¹⁾とされているので、4 軸配置の船尾形状を基本として考えた。はじめに、4 軸配置の可能な実用船尾形状が、既存の資料を使って設計され、つぎにこの原型をもとに軸配置を考慮しつつ、船尾フレームライン形状を U 型と V 型に変化させた船尾形状が設計された。これらの船尾形状をもつ船体後半部に対して、理論を基礎として作り出された船体前半部が結合され、このようにして製作された模型船について各種の試験が実施された。

4 軸推進を主体としながらも、機関・軸系の今後の技術開発状況によっては、250,000 馬力の 3 軸配分や 2 重反転プロペラの採用も可能性としてはありうると考え、3 軸船尾形状を対象に、通常の 3 軸推進と、3 軸配置による中央軸を 2 重反転プロペラにした場合についても試験が実施された。

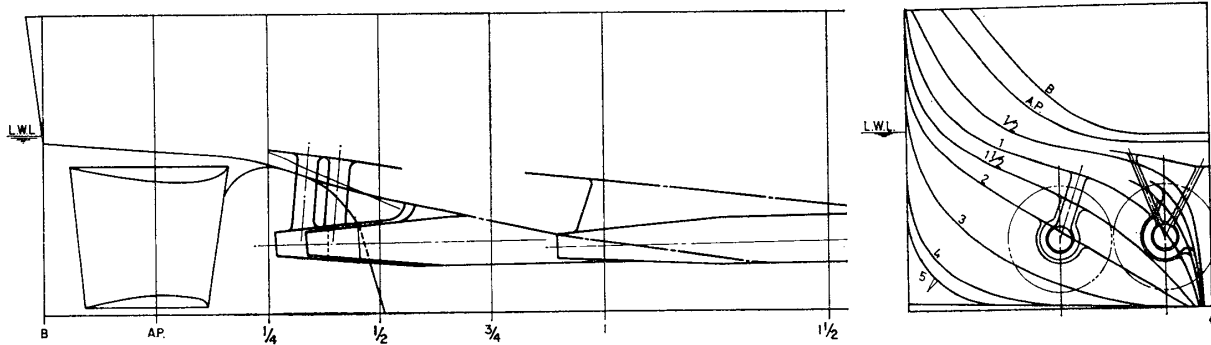
2. 模型船および模型プロペラ

2.1 模型船

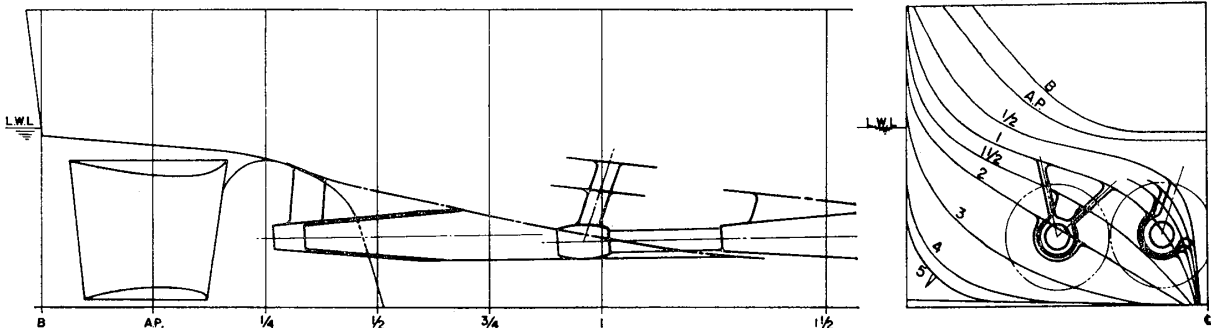
模型船は長さ 8 m の木製であるが、中央部にて切り離し、それぞれ別の船体前半部または船体後半部と結合できるようになっている。

船体前半部は、流線追跡法にもとづく前後対称なシリーズ模型のなかから最適なものが見えられ、さらに、実用船尾を結合するための非対称化の影響が、理論および実験によって検討された上で決定された。これに対して、船体後半部は、現在の高速コンテナ船の船型が参考にされるとともに、SR 108 の船型にならってフレームライン形状および船尾形状が決定され、水線面形状は復元性が考慮された上で決定されたものである。この船型を基本船尾船型(原型)とし、他の 2 種類の船尾船型とあわせ種々の試験が実施された。そのひとつは、U 型の船尾フレームライン形状をもつものであり、他は 2 軸船尾にもとづく V 型船尾フレームライン形状をもっている。この各々の船尾船型について、軸配置(プロペラ位置)および軸支持法の変化に関する試験を行い、さらに、最終的には 4 軸と対比す

202



202-A



202-C & 202-D

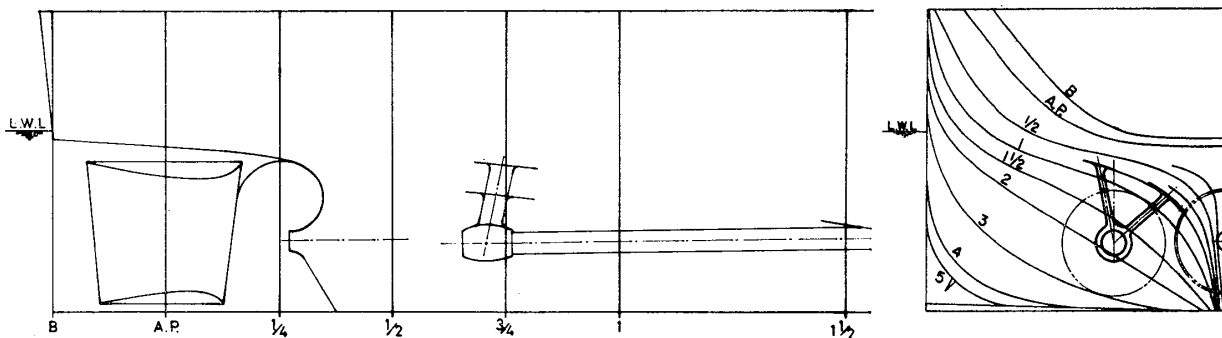


Fig. 3 Body plans and stern shapes of M. S. No. 0202 series

る観点から、V型船尾に変更を加えた3軸船尾船型についての試験を追加した。3軸船尾船型については、そのセンタープロペラとして2重反転プロペラを使用した試験を併せ実施した。

以上の3船型すなわち基本船型 (M. S. No. 0158)、U型船尾船型 (M. S. No. 0192) および V型船尾船型 (M. S. No. 0202) の船体形状等を、それぞれ Fig. 1, Fig. 2 および Fig. 3に示す。

なお、Fig. 1 中には、これら3種の船体後半部対

して共通に使用された船体前半部の形状図と、3船型の船体主要目が示されている。

2.2 模型プロペラ

はじめに設計した4軸船尾船型 (M. S. No. 0158B) のプロペラ面の伴流を計測し (§4.3参照)、これをもとに、与えられた馬力を吸収するプロペラを設計したが、内軸、外軸の伴流値にあまり変化がなかったため、馬力を4つのプロペラで等しく分担するとすれば、プロペラ要目としては、ほとんど変わらなかった。

Table 1 Principal particulars of a propeller for quadruple screw ship

M.P.NO.0080	
DIAMETER (m)	0.184
BOSS RATIO	0.18
PITCH (CONST.) (m)	0.276
PITCH RATIO (CONST.)	1.50
E. A. R.	0.70
B. T. R.	0.05
ANGLE OF RAKE	0
NO. OF BLADES	6
SECTION OF BLADE	AUw

Table 2 Principal particulars of a centre propeller for triple screw ship

M.P.NO.0074-C	
DIAMETER (m)	0.200
BOSS RATIO	0.192
PITCH(VARIABLE) (m)	0.247
PITCH RATIO (VARIABLE)	1.233
E. A. R.	0.819
B. T. R.	0.047
ANGLE OF RAKE	0
NO. OF BLADES	6
SECTION OF BLADE	MAU

プロペラ面伴流を使用し、馬力配分を等しいとしてプロペラを設計し、これと比較的近い要目をもつプロペラを代用プロペラとして採用した。

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²⁾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。

4軸船用プロペラの要目を Table. 1 に、3軸船用センター・プロペラの要目を Table. 2 に、2重反転プロペラの要目を Table. 3 に示す。

Table 3 Principal particulars of contra-rotating propeller

M.P.NO.	0117	0118
DIAMETER (mm)	184.0	176.4 ⁵
BOSS RATIO	0.250	0.261
PITCH RATIO (0.7R)	1.463	1.567
EXP. AREA RATIO	0.742	0.805
BLADE THICKNESS RATIO	0.059	0.067
ANGLE OF RAKE	10°	10°
NUMBER OF BLADES	6	6
DIRECTION OF TURNING	RIGHT	LEFT
SECTION OF BLADE	NACA-16 $\alpha=0.8$	NACA-16 $\alpha=0.8$
AXIAL DISTANCE	0.26 D _F , 47.8	

* M.P.NO. 0117 Fwd. Prop.
M.P.NO. 0118 Aft. Prop.

したがって、内、外軸とも同一要目をもつプロペラとした。

3軸船の場合は、左右舷用ウイング・プロペラとして、4軸船の外軸用プロペラをそのまま用いた。また、センター・プロペラとしては、予め計測した模型船の

3. 試験状態

試験は、Table. 4 に示すように、主として満載状態（トリム0）で行い、必要に応じてバラスト状態（60%満載排水量で1%船尾トリム）を付け加えた。

試験は、抵抗および自航試験、また、プロペラ面の

Table 5 Test conditions of M. S. No. 0158 series

TEST CONDITION				
M.S.NO.	0158-A	0158-B	0158-C	0158-E
CONDITION	FULL LOAD			
d (m)	0.3200			
TRIM (m)	0			
∇ (m ³)	1.582	1.612	1.602	1.586
S (m ²)	9.872	10.979	10.776	10.294
SUPPORTING SYSTEM		INSIDE; BOSSING OUTSIDE; BOSSING	INSIDE; BOSSING & TWO BRACKETS OUTSIDE; BOSSING & BRACKET	INSIDE; BRACKET OUTSIDE; BRACKET

Table 6 Test conditions of M. S. No. 0192 series

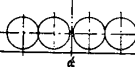
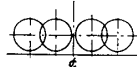
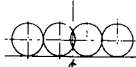
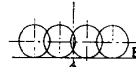
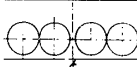
TEST CONDITION							
M.S.NO.	0192	0192-A	0192-C	0192-B	0192-D	0192-N	
CONDITION		FULL LOAD					
d (m)	A. P	0.3200					
	M. S.						
	F. P.						
TRIM (m)		0					
∇ (m³)	1.6059	1.6041	1.6083	1.6068	1.5923	1.5755	
S (m²)	10.7105	10.6662	10.7636	10.7172	10.5364	9.5707	
TEMP OF WATER (°C)	R.T.	14.0	11.6	12.7	11.5	23.8	13.7
	S.P.T.	12.2	11.7	13.3	11.6	23.3	
RELATIVE SHAFT POSITION							
SUPPORTING SYSTEM		INSIDE ; BOSSING OUTSIDE ; BOSSING				INSIDE ; BOSSING & BRACKET OUTSIDE ; BOSSING & BRACKET	

Table 4 Kind of tests

MODEL SHIP NUMBER		SHAPE OF STERN FRAME	TEST			SK: Skeg DS: Docking Skeg Bo: Bossing Bk: Bracket	DIRECTION OF TURNING (STARBOARD)								
			RESISTANCE	SELF PROPULSION	WAKE			l_a	$l_{a o.L}$	l_b	$l_{b o.L}$	l_c	l_d	$l_{B.L}$	l_e
158	158-A (=158-N)	U-TYPE		—	—		—	—	—	—	—	—	—	—	—
							0.46D	—	0.06D	—	0	2.5D	IN 0.17D OUT 0.21D	IN 0.30D OUT 0.23D	
			—			—	0.46D	—	0.06D	—	0	2.5D	IN 0.17D OUT 0.21D	IN 0.30D OUT 0.23D	
				—			0.46D	—	0.06D	—	0	2.5D	IN 0.17D OUT 0.21D	IN 0.30D OUT 0.23D	
188	188-B	U			—		Full	0.46D	—	0.06D	—	0	2.5D	IN 0.17D OUT 0.21D	IN 0.30D OUT 0.23D
192	192	U-TYPE					Full	0.10D	—	0	—	0	2.5D	0.087D	IN 0.30D OUT 0.23D
	192-A							0.10D	—	—	0.15D	0	2.5D	0.087D	IN 0.30D OUT 0.19D
	192-B				—			—	0.15D	—	0.15D	0.3D	2.4D	0	IN 0.39D OUT 0.28D
	192-C				—			—	0.15D	0	—	0.3D	2.4D	0	IN 0.39D OUT 0.24D
	192-N			—	—	Naked Hull.	—	—	—	—	—	—	—	—	—
	192-D				—		Full	0.10D	—	0	—	0	2.5D	0.087D	IN 0.30D OUT 0.23D
202	202	V-TYPE			—		Full	—	0.15D	0	—	0.3D	2.5D	0.17D	IN 0.30D OUT 0.16D 0.21D
	202-A				—		Full	—	0.15D	0	—	0.3D	2.5D	0.17D	IN 0.30D OUT 0.16D 0.21D
	202-B						Full	—	0.15D	0	—	0.3D	2.5D	0.17D	IN 0.30D OUT 0.16D 0.21D
	202-N			—	—		—	—	—	—	—	—	—	—	—
	202-C				—			—	—	0.05D	—	—	1.5Dc	CENTER 0.15Dc WING 0.12Dw	CENTER 0.20Dc WING 0.21Dw
	202-D				—			C.R.P	1.0D	0.05D	—	C.R.P 0.26Df	1.6Df	CENTER 0.17Df WING 0.12Dw	CENTER 0.26Df WING 0.21Dw

D DIAMETER OF PROPELLER (INSIDE & OUTSIDE)
 Dc DIAMETER OF CENTER PROPELLER } TRIPLE SCREW
 Dw " " WING " "
 Df DIAMETER OF FORWARD PROPELLER } C. R. P.
 Da " " AFT " "
 * WAKE SURVEY FAR FROM THE MODEL

Table 7 Test conditions of M. S. No. 0202 series

TEST CONDITION						
M.S.NO.	0202	0202-A	0202-B	0202-C	0202-D	0202-N
CONDITION	FULL LOAD					
d (m)	0.3200					
TRIM (m)	0					
▽ (m³)	1.6009	1.5965	1.5894	1.5845		1.5809
S (m²)	10.5552	10.3724	10.3307	10.1585		9.7616
SUPPORTING SYSTEM	INSIDE; BRACKET & BOSSING OUTSIDE; BOSSING	INSIDE; BOSSING OUTSIDE; BRACKET & BOSSING	INSIDE; BRACKET OUTSIDE; BRACKET	OUTSIDE; BRACKET		
NO. OF PROPELLER	4	4	4	3	4 INSIDE; C.R.P.	

伴流試験を行った。なお、M. S. No. 0192 および 0192N については、後流計測を行った。

摩擦抵抗の計算はシェーンヘルの式を用い、実船に対する粗度修正量としては $4C_F = -0.00015$ を採用した。

模型プロペラの単独試験は、自航試験時のプロペラ回転数で行い、さらに回転数を変化させて実施した。

試験状態を、各シリーズにわけて Table. 5, 6 および 7 に示す。

4. 試験結果および考察

4.1. 抵抗試験

4.1.1. 主船体（裸殻状態）の比較

		FULL LOAD COND.	
M. S. NO.	MARK	∇ (m ³)	S (m ²)
0158-N	——	1.5824	9.872
0192-N	----	1.5755	9.571
0202-N	-----	1.5809	9.762

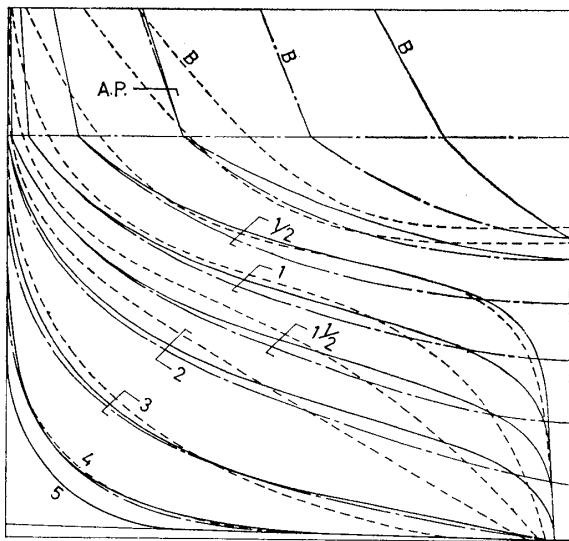


Fig. 4 Comparison of stern shapes

3種のフレームライン形状 (M. S. No. 0158A=0158 N, 0192N および 0202N) の比較を Fig. 4 に、 r_{TS} の形で表示した長さ $L_{PP}=300$ m の実船の全抵抗係数の比較を Fig. 5 に示す。

Fig. 5 は、低速部は略し、計画速力 ($F_n=0.326$) 近辺を主に作成してあるが、原型 (M. S. No. 0158A), V型船尾 (M. S. No. 0202N), U型船尾 (M. S. No. 0192N) の順に r_{TS} の値は低くなり、 $F_n=0.326$ で原型とU型の差は約10%となっている。原型とV型のちがいはフレームライン形状であるが、原型とU型の間の大きな差異は、センタースケッグの有無によるものである。

4.1.2. 副部の抵抗

副部の抵抗(ボツシングあるいはブラケットの抵抗)は、副部付きの模型船の全抵抗値から裸殻状態の船体

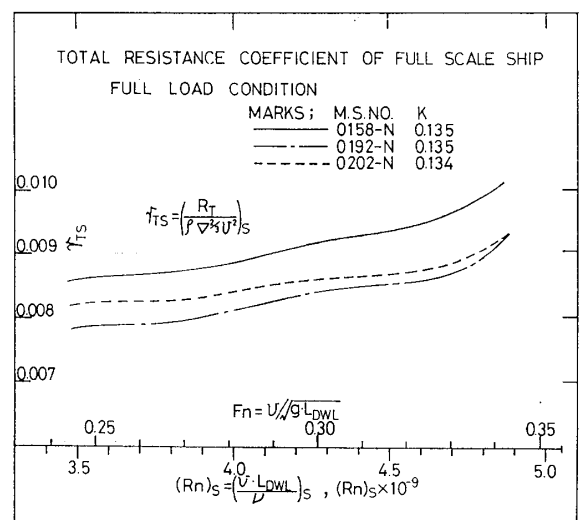


Fig. 5 Comparison of the total resistance coefficients of actual ships (naked hull)

抵抗値を単純にさしひいた量とすると、4軸船の場合、軸支持部をボツシング型にするかもしくはブラケット型にするかによって若干の差があるが、大略、全抵抗値の20%にも達している。ただ、これをそのまま実船にあてはめるかどうかは、今後さらに検討する必要がある。たとえば、今回の一連の実験のうち後流計測の結果を Fig. 6 および Fig. 7 に示すが、total head loss でみる限り、裸殻と副部つきの場合とでは本質的な差異があると考えねばならない。すなわち、センターライン近傍の head loss の集中の緩和といった現象がみられる。次に、裸殻の場合と副部つきの場合について波形解析を行い、両者の、後続自由波のスペクトラムの比較を Fig. 8 に、船尾より半船長後方での波形の比較を Fig. 9 に示すが、これによると、両者の

造波抵抗の差は、全抵抗の差異の26%程度である。

4.1.3. 全抵抗の比較

3種の船尾形状を有する船型 (M. S No. 0158, M. S. No. 0192 および M. S. No. 0202) について、軸支持法や軸位置を変化させて行った抵抗試験の結果を、全抵抗係数の形で Fig. 10, Fig. 11 および Fig. 12 に示す。

計画速度 ($F_n=0.326$) 付近で最小の抵抗値を示しているのは、U型のフレームライン形状で各軸がボツシングによって支持されている M. S. No. 0192 である。

原型 (M. S. No. 0158) についての試験結果は、すでに発表されている³⁾。

U型 (M. S. No. 0192) の試験では、Table. 4 にみ

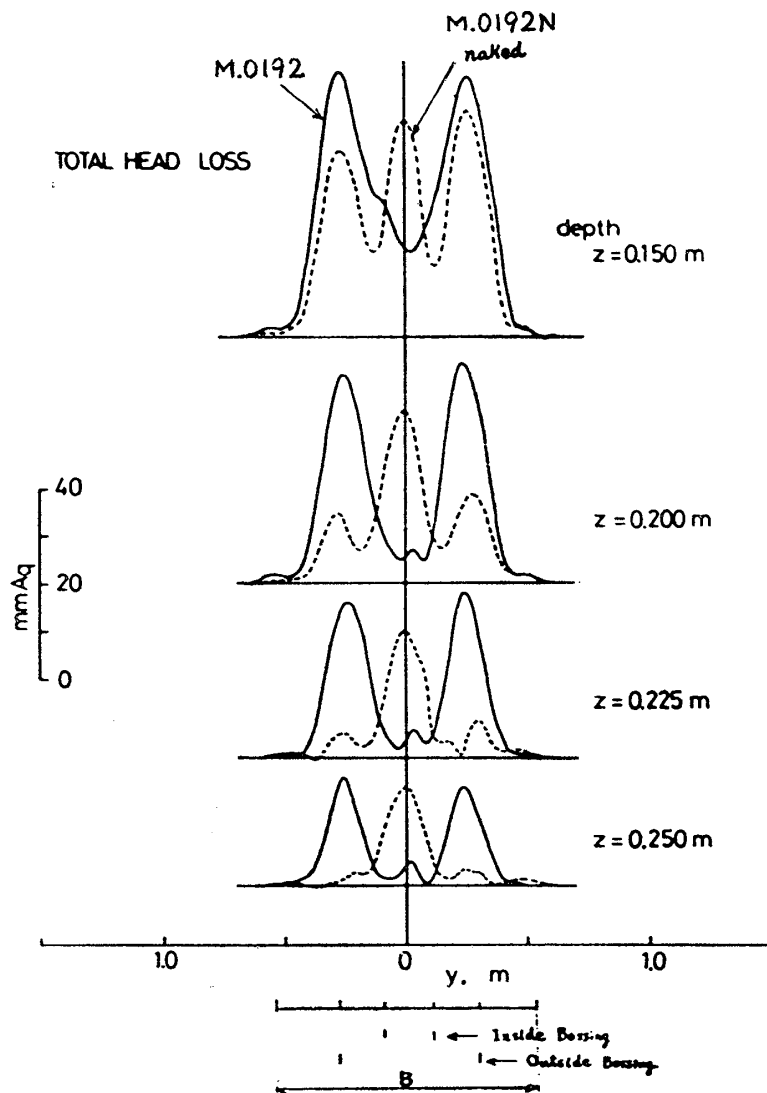


Fig. 6 Breadthwise distributions of total head loss

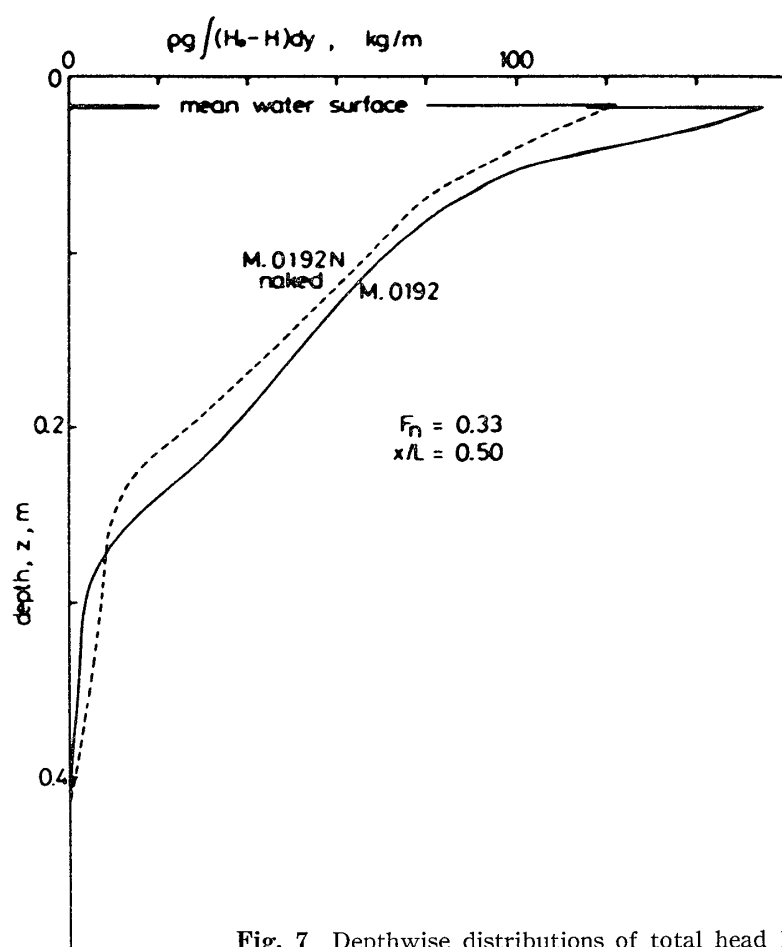


Fig. 7 Depthwise distributions of total head loss

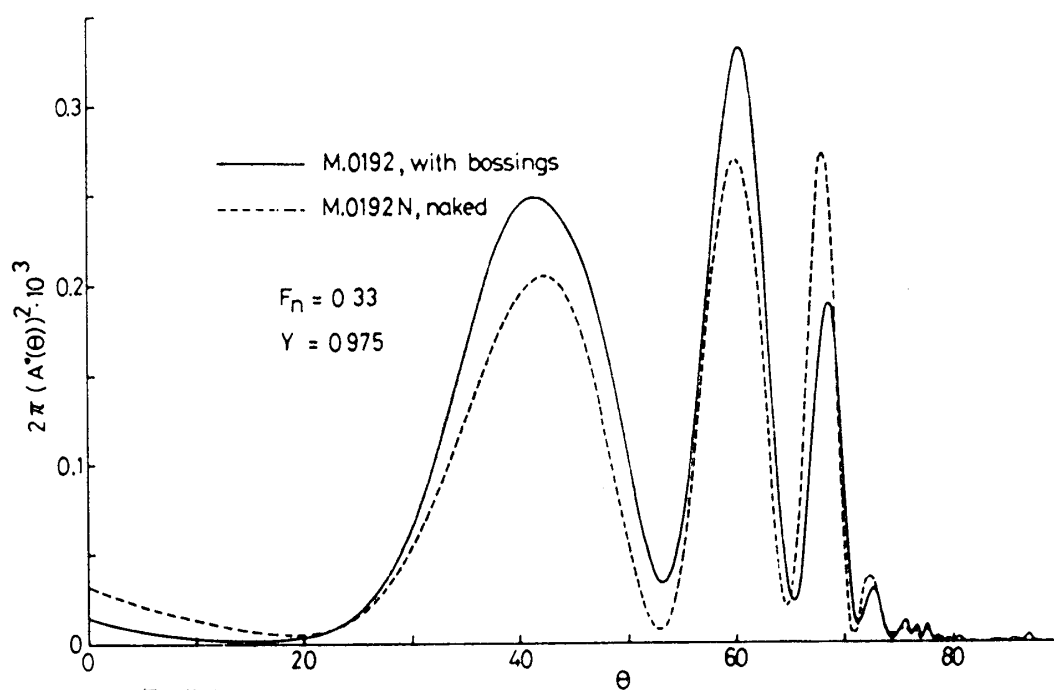


Fig. 8 Weighed amplitude function

られるように、主として軸配置（プロペラ位置）の変化が推進性能におよぼす影響の調査を行ったが、各状態の抵抗値に大きな差はない。

V型（M. S. No. 0202）の試験は、軸支持法の変化の調査であるが、軸支持法が種々変化しても極端な差はみられない。そのなかで、3軸船尾船型（M. S. No. 0202 C）は、軸支持部の数が、4軸船の半分になる上に、外軸のプロペラ位置をできるだけ船体中心線によせて軸支持部の抵抗減少をはかっているために、さらに低い抵抗値を示している。

低速抵抗より求めた各船尾船型（裸殻）の形状影響

係数 K の値（シェーンヘル・ベース）は、Fig. 5 に示す通りほぼ等しい。

船尾形状の研究では、3種類の船尾部に対し、すべて船体前半部は同一としている。この船体前半部については、すでに発表されている通り⁴⁾、計画速度($F_n = 0.326$)で造波抵抗が極小となるように理論計算から求められている。船尾形状を3種類変化させて試験した結果から、各裸殻状態の造波抵抗係数 r_w を求め、その比較を Fig. 13 に示す。造波抵抗係数 r_w は、計画速度 $F_n = 0.326$ においてU型およびV型船尾とも原型にくらべて大幅な低下がみとめられる。

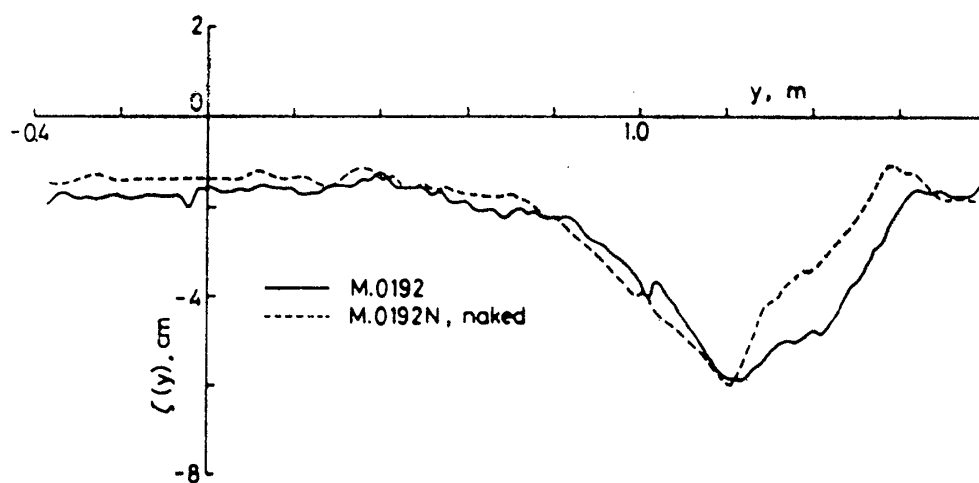


Fig. 9 Wave profile on a transverse line

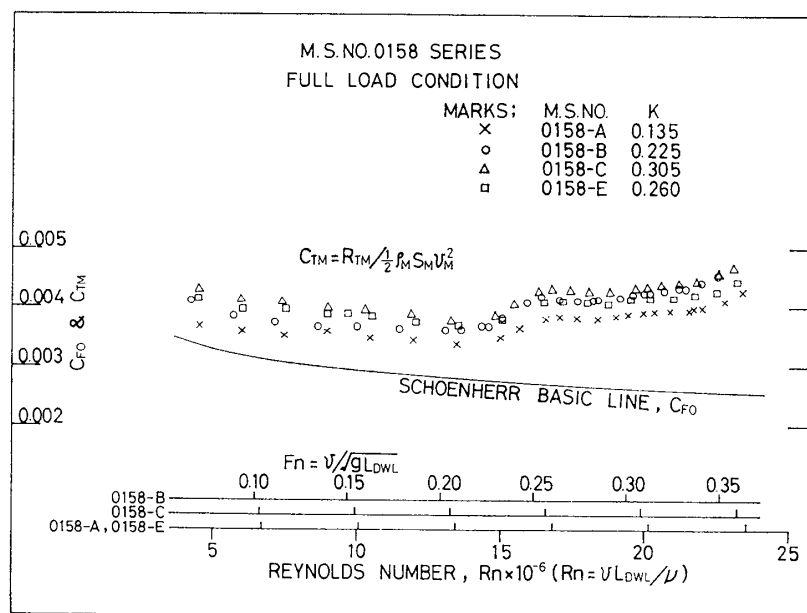


Fig. 10 Results of resistance tests (M. S. No. 0158 series)

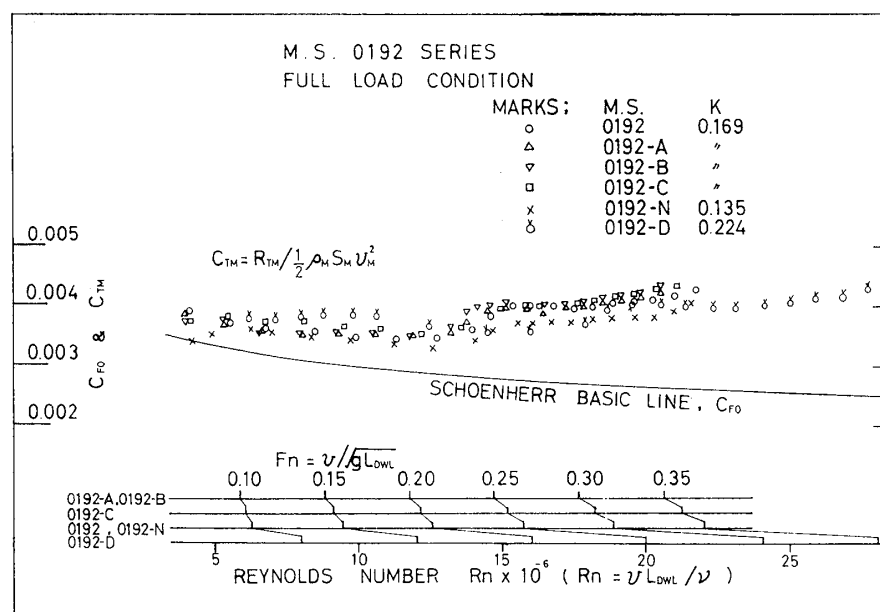


Fig. 11 Results of resistance tests (M. S. No. 0192 series)

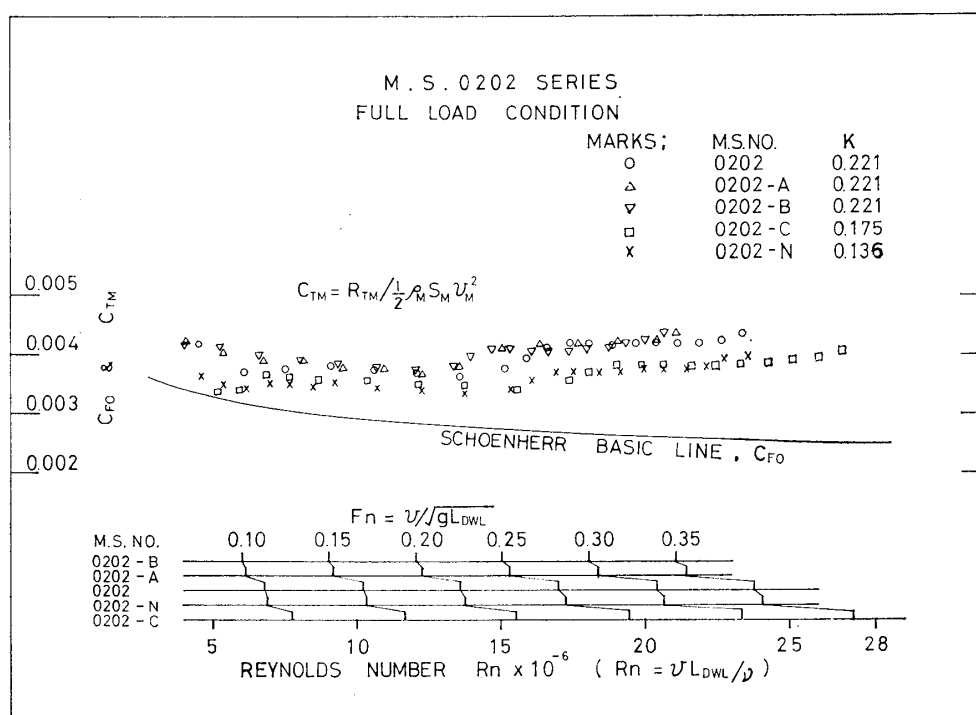


Fig. 12 Results of resistance tests (M. S. No. 0202 series)

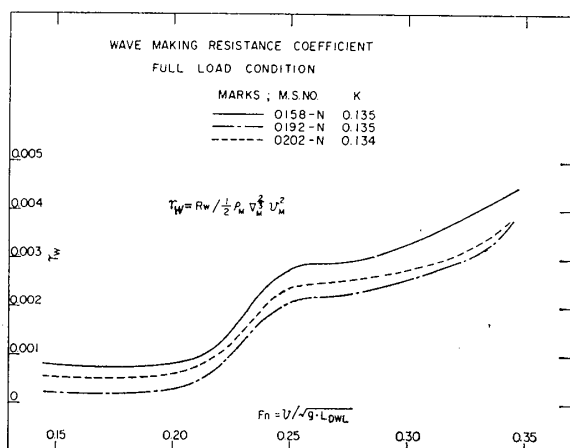


Fig. 13 Comparison of r_w under the naked hull condition

また, $F_n=0.24\sim0.25$ 付近において現われるハンプをみると, 原型 (M. S. No. 0158) にくらべ V 型 (M. S. No. 0202), U 型 (M. S. No. 0192) の順に小さくなっている。

いずれにしても, 原型にくらべて抵抗性能の改善はかれたが, 中速におけるハンプ ($F_n=0.24\sim0.25$) の減少と, 高速における造波抵抗の減少とを同時に十分に満足させる方法は, 今後の研究課題として残されている。

4.2. 自航試験

自航試験の解析に使用したプロペラの単独性能を, Fig. 14, Fig. 15 および Fig. 16 に示す。プロペラ単独試験におけるプロペラ回転数の影響は微少だったので, 自航試験時の回転数による試験結果のみを表示してある。

模型船ごとに自航試験の結果を以下に示す。

4.2.1. M. S. No. 0158 (原型)

Fig. 17 には, 船首部のみ異なるが, 同一船尾形状 (軸支持部はボッシングとする) の模型船 (M. S. No. 0188B) を使用し, 内・外軸同時駆動による自航試験結果の無次元表示および自航要素等が示されている。これによると, 内軸プロペラの方が, 外軸プロペラにくらべて, スラスト, トルクとも高い値を示し, その差は伴流係数 (w_T) にも現われている。すなわち, 伴流係数 (w_T) としては, 内軸プロペラの方が外軸プロペラよりも高くなっている。プロペラ効率比 η_R は, 内軸プロペラの値が外軸プロペラの値より高目であるが, これは, 内軸プロペラの直後に位置する舵の影響も入っていると考えられる。1- w_T の値も, η_R の値も, 速度によってはあまり変化していない。また, 内

(408)

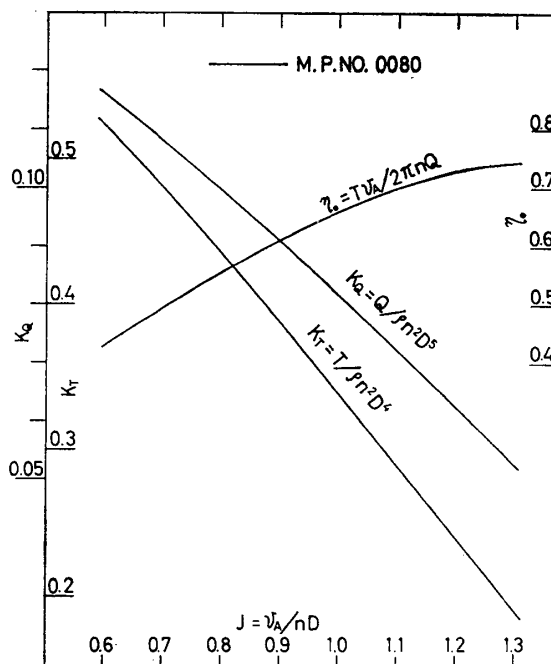


Fig. 14 Characteristics of a propeller for quadruple screw ship, in open water

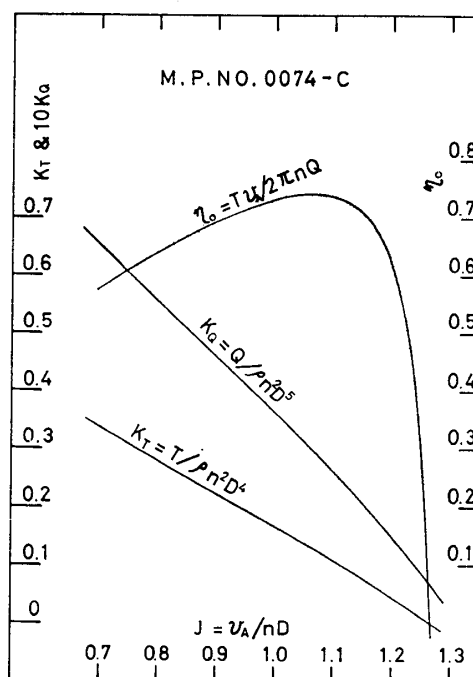


Fig. 15 Characteristics of a centre propeller for triple screw ship, in open water

軸プロペラおよび外軸プロペラのための自航試験の結果では, 同図中, 自航要素にみられるように, 外軸プロペラと内軸プロペラとの相互影響はあまりないと思われる。

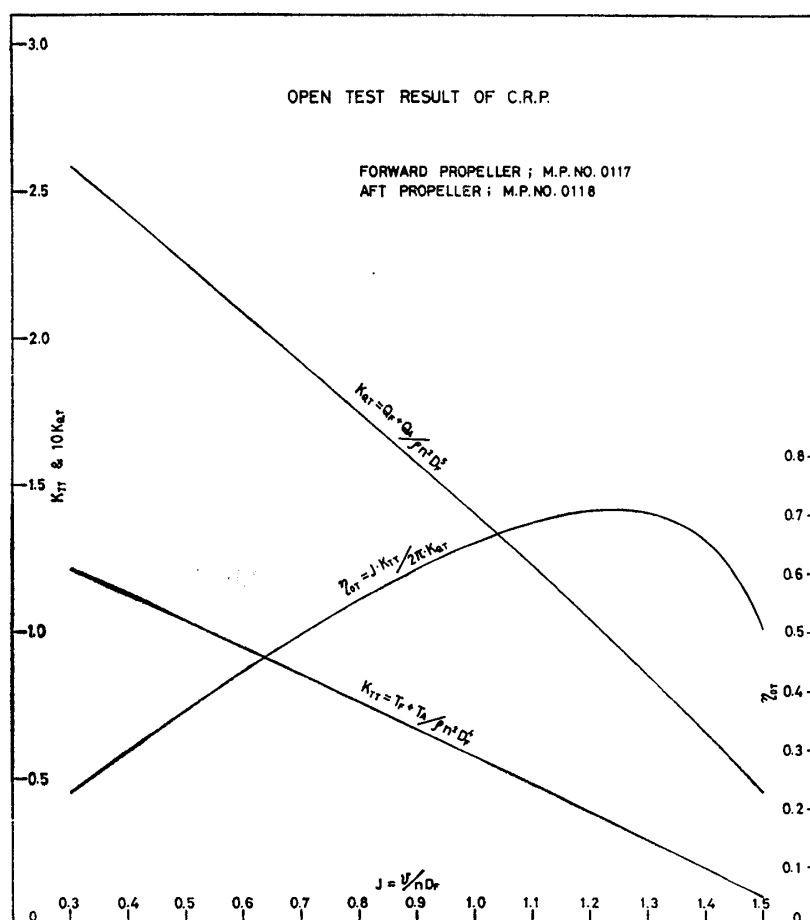


Fig. 16 Characteristics of contra-rotating propeller, in open water

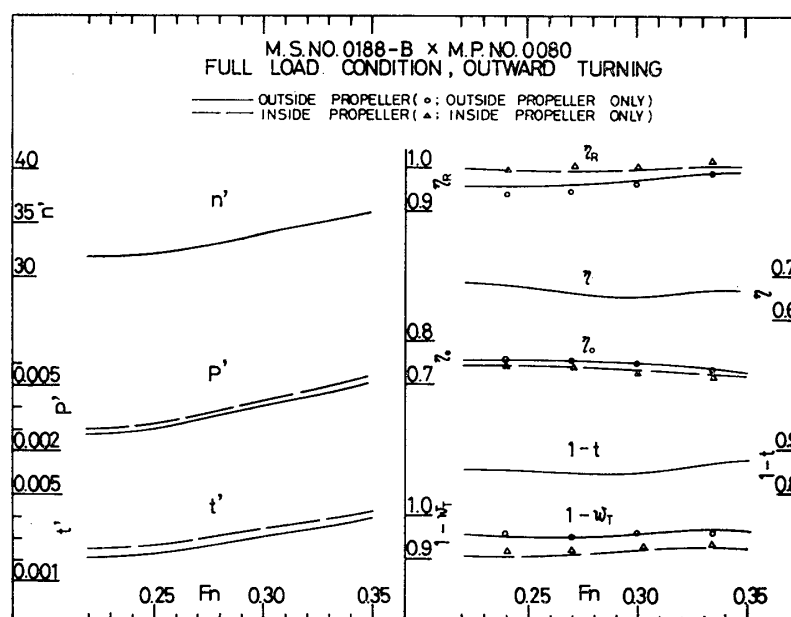


Fig. 17 Results of self-propulsion tests (M.S.No. 0188 B)

4.2.2. M. S. No. 0192 (U型)

U型の船尾フレームライン形状の本船型のシリーズでは、主としてプロペラ軸配置に関連した問題を取り扱っている。

この船尾形状——プロペラ軸は内・外軸ともボッシングにて支持されている——について、内・外軸の配置（プロペラ位置）を、幅方向にのみ種々変化させて試験を行った。その詳細は、Table. 4 に示すように、正面線図上に投影してみても、内・外軸プロペラが接している状態およびオーバーラップしている状態であり、この両状態に対して、それぞれ内軸プロペラが相互に離れている場合とオーバーラップしている場合とが組み合わされている。

自航試験の結果をまとめた Fig. 18 によれば、次のようなことがわかる。すなわち

a) 伴流係数の値 (w_T) は、プロペラの回転方向によって変化している。すなわち、プロペラの回転方向が外回りから内回りに変化することにより、内、外軸プロペラともに、 w_T は数%増加している。増加のしかたは、外軸の方がやや大きい。

内・外軸プロペラがともに外回りの場合、内軸プロペラの伴流係数は、内・外軸プロペラが正面線図上に

投影してみても接していても、オーバーラップしていても変わらない。しかし、両軸の内軸プロペラ相互がオーバーラップすることにより、 w_T の値としては、オーバーラップしたどちらのプロペラも、オーバーラップしない場合のそれぞれの値よりも少し減少する。また、オーバーラップした内軸プロペラ相互の w_T の値の差は僅かである。

一方、内・外軸プロペラがともに内回りの場合、内軸プロペラの伴流係数 (w_T) は、外軸プロペラとの関係により影響を受け、さらに、内軸プロペラ相互のオーバーラップによっても変るが、総合して考えるとその差は少ない。

b) $1-t$ としては、プロペラの回転方向にもよるが、一般的にみると、内・外軸プロペラがオーバーラップしていない状態が高い値を示している。

c) プロペラ効率比には、大幅な変化はない。

d) いままでに行われた通常の2軸コンテナ船の場合は、オーバーラッピング・プロペラが、通常のプロペラにくらべて推進効率の改善をもたらしているが、今回の試験の結果の限りでは、大きなメリットはみられず、むしろ悪くなっている。

4.2.3. M. S. No. 0202 (V型)

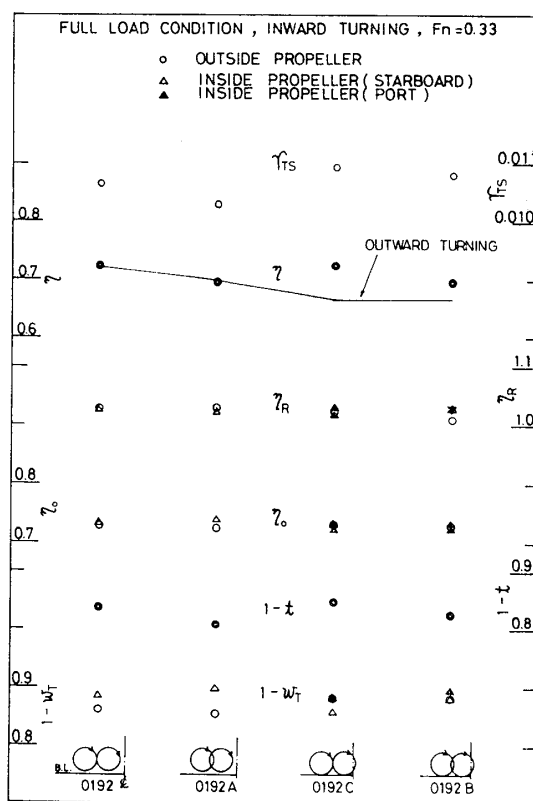
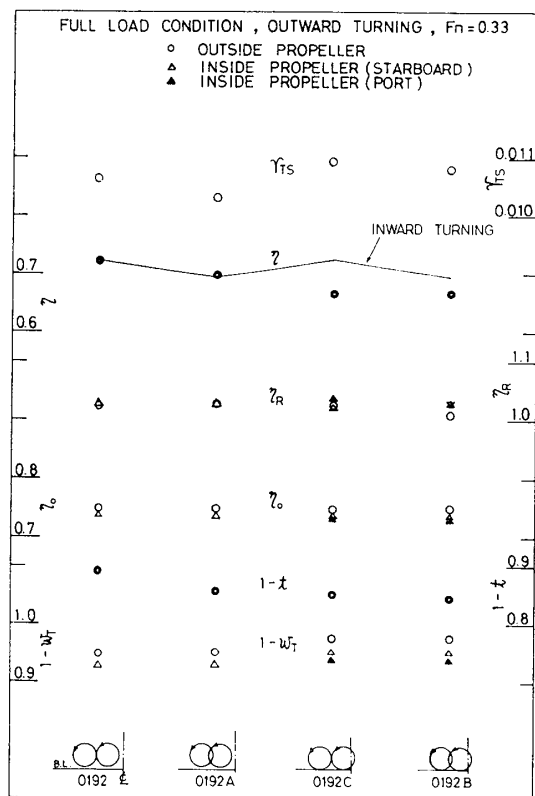


Fig. 18 Results of self-propulsion tests (M. S. No. 0192 series)

船尾フレームライン形状がV型の本船型では、軸配置を一定にして、軸支持法の変化による推進性能への影響を調査した。内・外軸の配置(プロペラ位置)は、正面線図上に投影してみて、内・外軸プロペラが外接しており、かつ、内軸プロペラ相互がプロペラ直径の15%だけオーバーラップしている状態である。また、内・外軸プロペラの長さ方向の間かくは、プロペラ直径の約2.5倍である。

さらに、通常の3軸船の場合ならびに3軸船のセンター・プロペラとして2重反転プロペラ(C. R. P. と記す)を採用した場合の試験を行った。

3軸船型の船尾部は、4軸船型の船尾形状をなるべく変えずに、外軸プロペラ(ウイング・プロペラ)位置を、長さ、幅方向とも内軸プロペラ(センター・プロペラ)に近づけることを試みた。その目的は、主として付加物(軸支持部)抵抗の減少をはかることにあ

る。各プロペラの幅方向の間かくは、正面線図上に投影してみて、プロペラ直径の5%だけ離れており、長さ方向の間かくは、プロペラ直径の約1.5倍になっている。

3軸船型のセンター・プロペラの代わりに2重反転プロペラを使用する場合は、船体ボスの端部を約5%切り落とし、かつ、その直径を2重反転プロペラのボス部に合う様にした。

試験の結果をまとめ、 $F_n=0.33$ (約35ノット)における自航要素等を、各船ごとに置点してFig. 19に示す。

得られた主な結果は次の通りである。

a) 自航要素のなかで、4軸船外軸の w_T の値は、プロペラの回転方向および軸支持法のちがいによってかなり変化している。プロペラの回転方向を外回りから内回りに変化することにより w_T の増加がみとめら

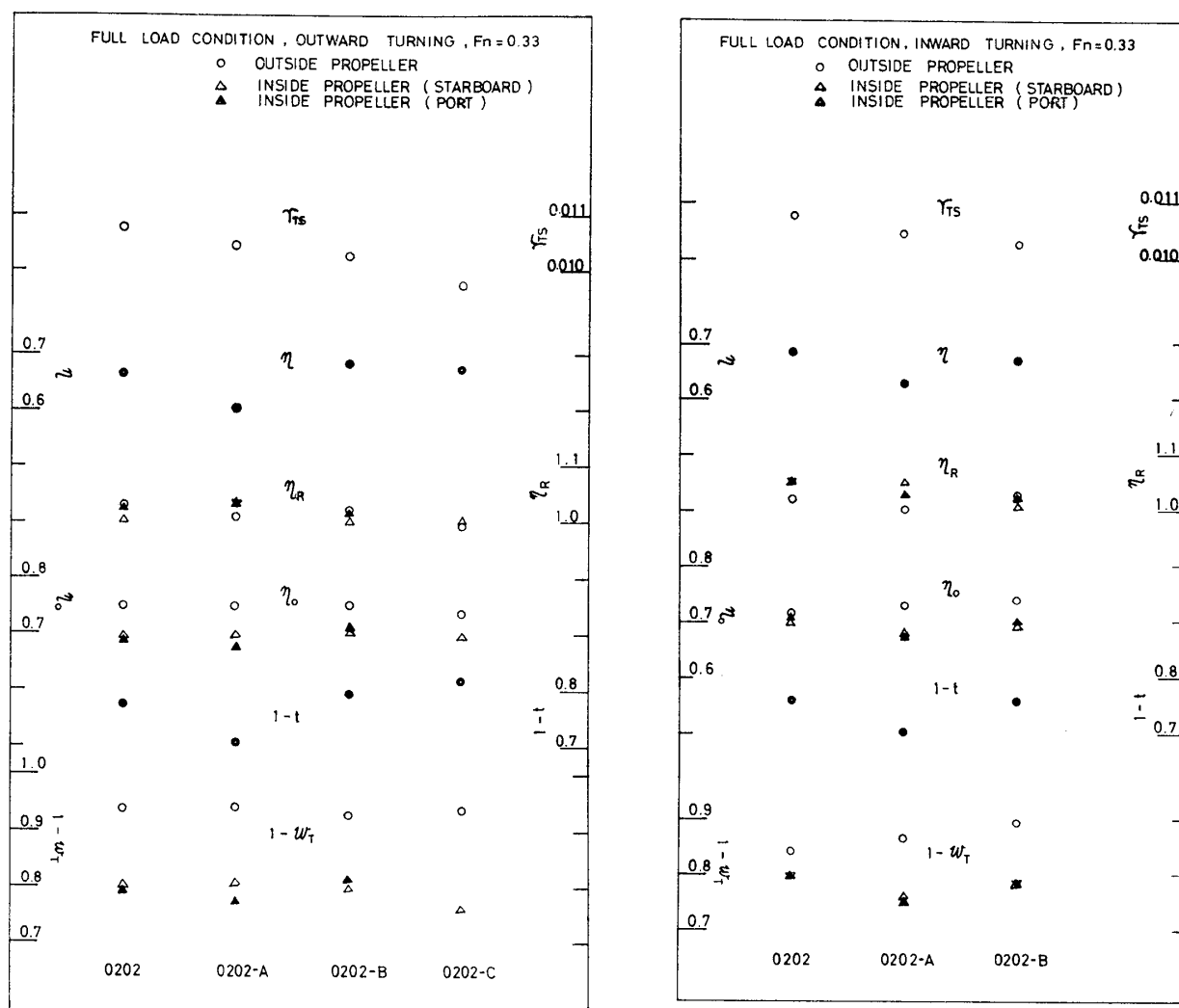


Fig. 19 Results of self-propulsion tests (M.S.No. 0202 series)

れ、ボッシングではブラケットにくらべて、この増加量が多い。

4 軸船の内軸プロペラの w_T の値は、外軸プロペラにくらべて約10%増加している。

U型船尾形状の場合(M. S. No. 0192)とくらべて、外軸の w_T の値はあまり変化していないが、内軸の w_T の値は増加している。この内軸の w_T の値は、3 軸船センター・プロペラの w_T の値と大差ない。

b) スラスト減少率 $1-t$ については、M. S. No. 0202 A の値が、他船にくらべて低い値を示している。大きなセンター・スケッグに接近して、内軸支持用ボッシングが内軸プロペラの直前にあり、これとプロペラとの相互影響がこの原因であると思われる。

c) プロペラ効率比 η_R には、どの状態でも大きな差異はみられない。

d) 4 軸船尾形状については、簡単なブラケットのみを軸支持法として用いた場合 (M. S. No. 0202 B) が、抵抗同様馬力においても低い値を示している。

つぎに、3 軸船や2重反転プロペラを使用した場合

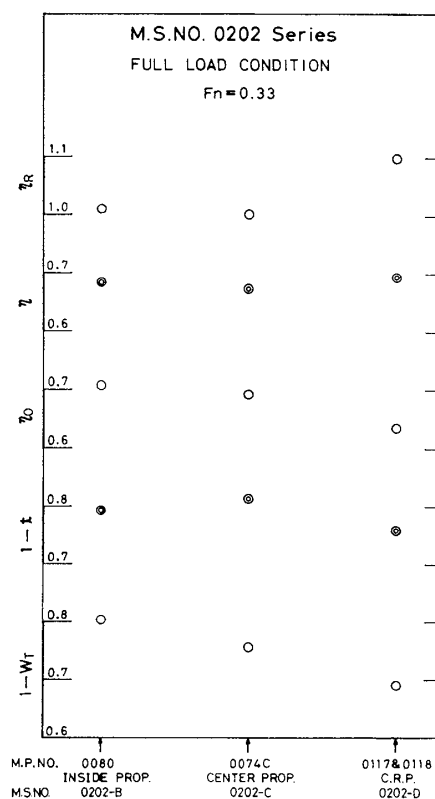


Fig. 20 Comparison of propulsive performance between three kinds of propulsive systems (M. S. No. 0202 series)

の結果として、満載状態、 $F_n=0.33$ における3 軸船センター・プロペラと2重反転プロペラの自航要素等を Fig. 20 に示す。なお、図中には、この船型の4 軸船における内軸プロペラの値が置点してある。

この図によると、2重反転プロペラの推進性能としては、4 軸船内軸プロペラや3 軸船センター・プロペラにくらべて、良好な結果が得られている。それは、2重反転プロペラのプロペラ単独効率が4 軸船の内軸プロペラや3 軸船センター・プロペラにくらべて低下しているものの、伴流係数およびプロペラ効率比は、ともに大幅な増加がみとめられるためである。

4.3. 伴流試験

大型超高速コンテナ船の船型開発研究の過程において、プロペラ位置における伴流の平均値、伴流分布等を調査することは、プロペラ設計、プロペラ負荷配分の検討、プロペラ起振力の推定、プロペラキャビテーション試験などを行うに当たっては是非必要なことである。

このような意味から伴流計測とその結果について、1 節を設け、計測データをできるだけ資料化することにした。

4.3.1. 伴流計測の行われた模型船

最初の伴流計測は、4 軸船のプロペラを設計するための平均伴流値を得るために、M. S. No. 0158 型を使用して行われた。本模型船ではボッシング付き M. S. No. 0158 B と、ブラケット付き M. S. No. 0158 C の2 状態に対して伴流が計測されたが、ボッシング付き状態の伴流計測結果は上記の目的のほか、プロペラ起振力の調査研究⁵⁾ に対しても使用された。

次は、M. S. No. 0192 A の3 状態について伴流計測が行われた。この船に対する伴流計測は、内・外軸プロペラが正面線図上の投影でオーバーラップ（以下、単にオーバーラップと表現する）していることもあり、外軸のプロペラ後流が内軸にどの程度の影響を及ぼすかを調査するためであった。

伴流計測の第3 隻目は M. S. No. 0202 B である。本模型船の4 軸ブラケット付き船型にて伴流計測の実施された目的は、内軸プロペラ相互がオーバーラップしていることによる前方プロペラの後流影響を調べることで、および3 軸船用と2重反転用のプロペラをそれぞれ設計する場合の平均伴流値を求めることにあった。

最後に伴流計測の行われた模型船は、M. S. No. 0192 である。本模型船では、最終船型としてのデー

Table. 8 Kind of wake survey at the propeller position (bully loaded condition, $F_n=0.326$)

M.S.No.	POSITION OF WAKE SURVEY	NOMINAL WAKE (w_N)	REMARKS
0158B	OUTSIDE PROP.	0.127	
	INSIDE PRDP.	0.102	OUTSIDE PROPELLERS: WITHOUT
0158C	OUTSIDE PROP.	0.115	
	INSIDE PROP.	0.090	OUTSIDE PROPELLERS: WITHOUT
0192A	OUTSIDE PROP.	0.052	
	INSIDE PROP.	0.084	OUTSIDE PROPELLERS: WITHOUT
	"	0.076	" : OUTWARD TURNING
0202B	INSIDE PROP. ON STARBOARD	0.180	" "
	INSIDE PROP. ON PORT	0.204	OUTSIDE PROPELLERS: OUTWARD TURNING INSIDE PROP. ON STARBOARD: WITHOUT
	"	0.184	OUTSIDE PROPELLERS AND INSIDE PROP. ON STARBOARD: OUTWARD TURNING
	CENTRE PROP. OF TRIPLE SCREWS	0.165	OUTSIDE PROPELLERS: OUTWARD TURNING
0192	OUTSIDE PROP.	0.105	
	INSIDE PROP.	0.063	OUTSIDE PROPELLERS: WITHOUT

N.B., WAKE SURVEYS EXCEPT M. S. No. 0202 B WERE ALL CARRIED OUT ON STARBOARD SIDE.

タの完備と言う意味で伴流計測が実施された。

伴流計測に関する諸事項を一覧表にして Table. 8 に示す。

4.3.2. 伴流計測結果

1) M.S.No. 0158 B

外軸と内軸のそれぞれのプロペラ位置で伴流計測の実施された結果を Fig. 21 に示す。外軸、内軸ともボッシング取付け部後方に伴流集中領域のみられるほかは、伴流分布は、プロペラ円内において平坦であり、その平均値もかなり低い。流速成分の V_{YZ}/V_M ベクトルも特徴はみられず、プロペラに対する接線成分も大きくない。

この伴流計測値を使ってプロペラ起振力の計算が行われ、他種船のそれと比較検討された⁵⁾。

2) M. S. No. 0158 C

伴流計測結果を Fig. 22 に示す。M. S. No. 0158 B のボッシングをブラケットに変えると、抵抗減少の効果はある程度得られたが、プロペラ面での伴流分布は Fig. 22 を Fig. 21 と比較してわかるように、殆んど

変化がみられない。公称伴流値は、ボッシングをブラケットに変えることによって、外軸、内軸とも約10%程度減少した。

3) M. S. No. 0192 A

右舷外軸の伴流計測結果を Fig. 23 に、右舷外軸のプロペラがないときと、プロペラが外回りに作動しているときの右舷内軸の伴流計測結果を Fig. 24, 25 に示す。

内軸の伴流分布において、外軸プロペラの作動による影響がかなり大きく現われており、模型船における伴流分布でみる限り、内・外軸プロペラのオーバーラップ (0.15D) はない方がよいと考えられる。内軸の公称伴流値では外軸プロペラのないときと、作動しているときでそれぞれ $w_N=0.084$, $w_N=0.076$ であり約10%の差が現れている。また、本模型船の外軸、内軸の公称伴流値は M. S. No. 0158 B にくらべて幾分小さな値となっている。Fig. 25 中の内軸プロペラ面でのベクトルのうち、外軸プロペラの作動によってかなり大きな変化を受けている領域がある。ただし、流向に

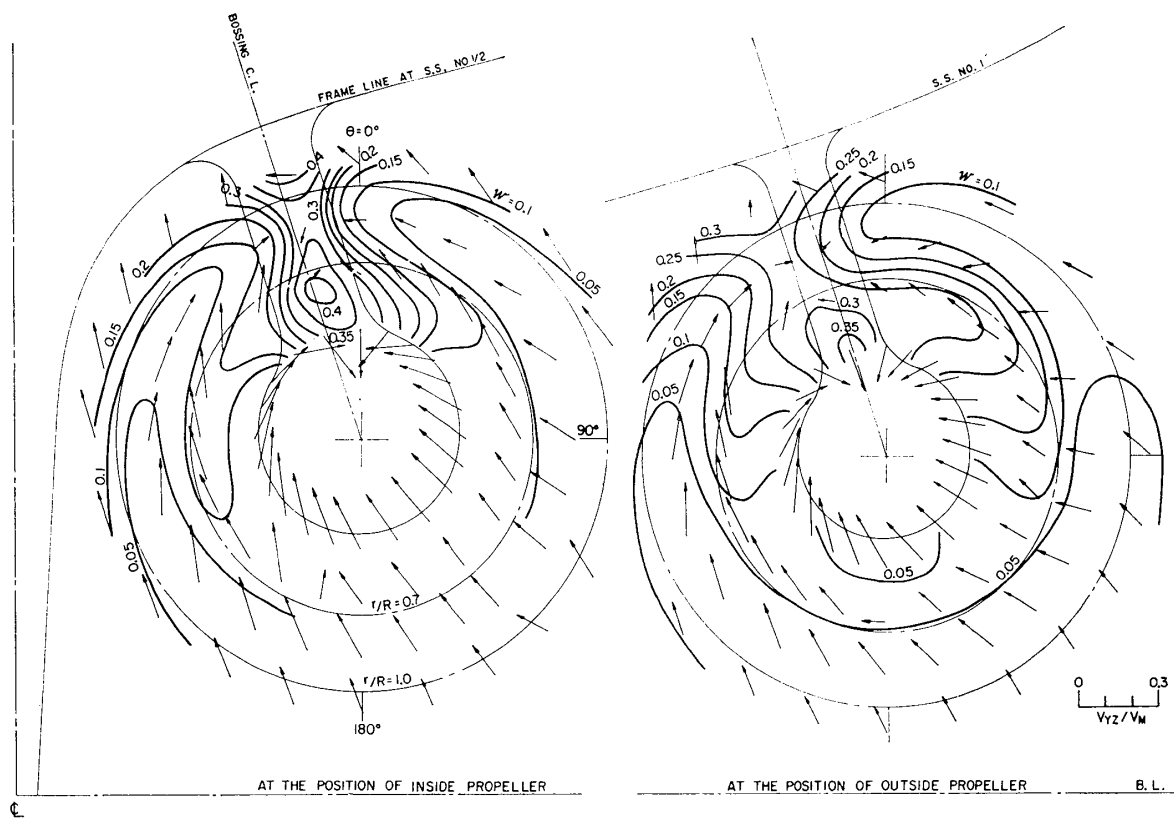


Fig. 21 Wake distributions of M.S. No. 0158 B

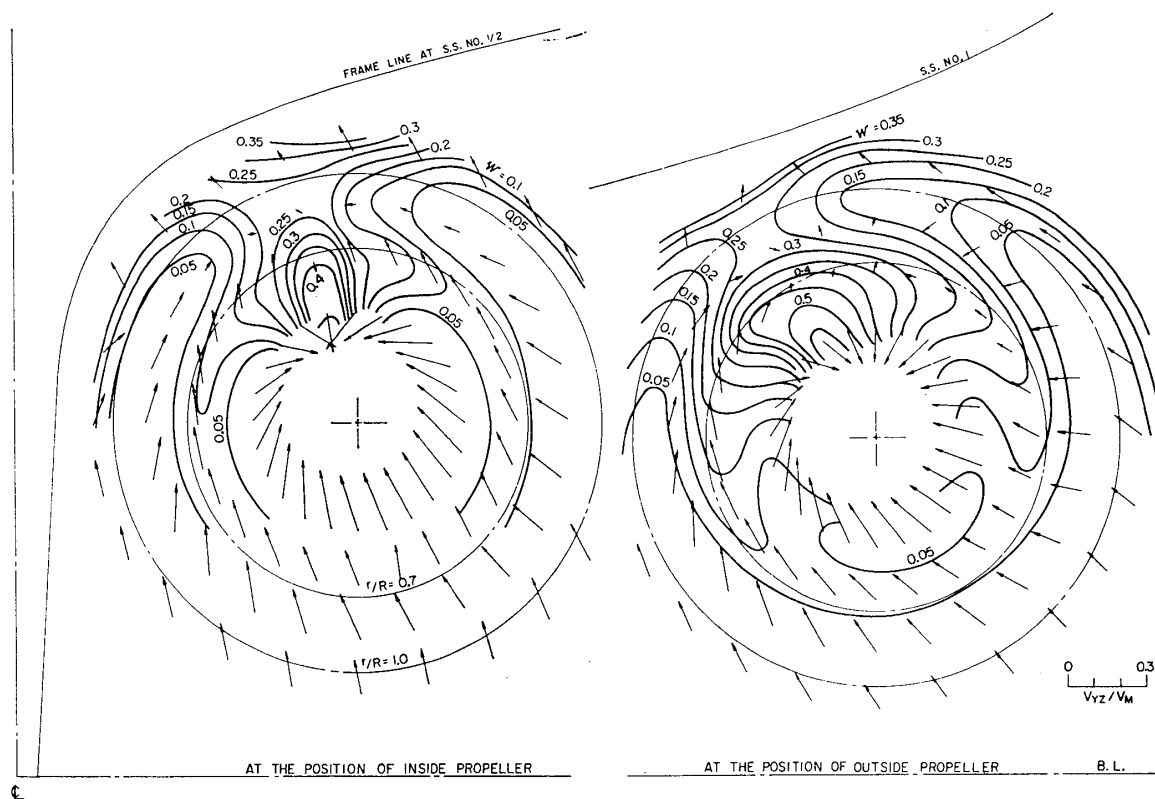


Fig. 22 Wake distributions of M.S. No. 0158 C

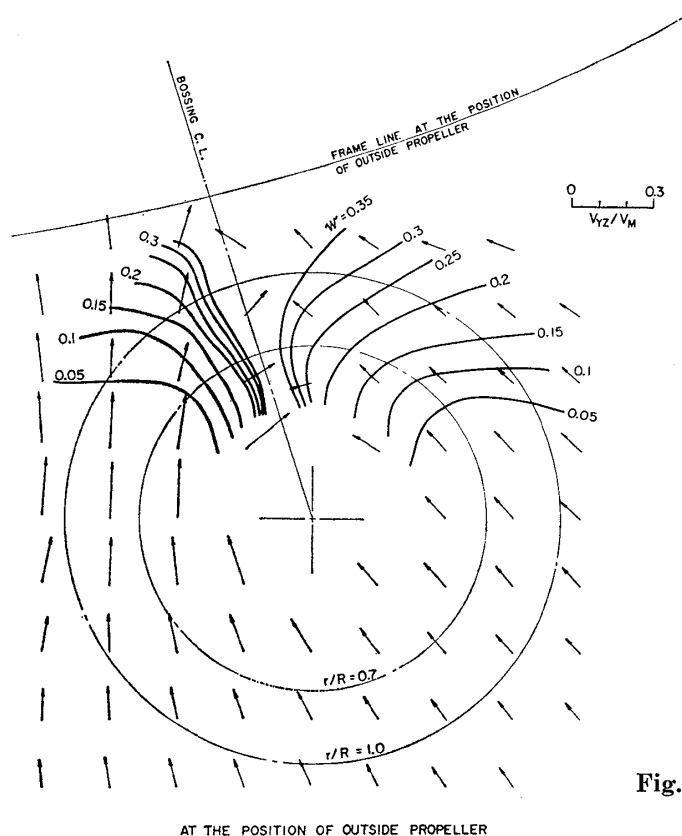


Fig. 23 Wake distributions of M.S.No. 0192A (outside propeller)

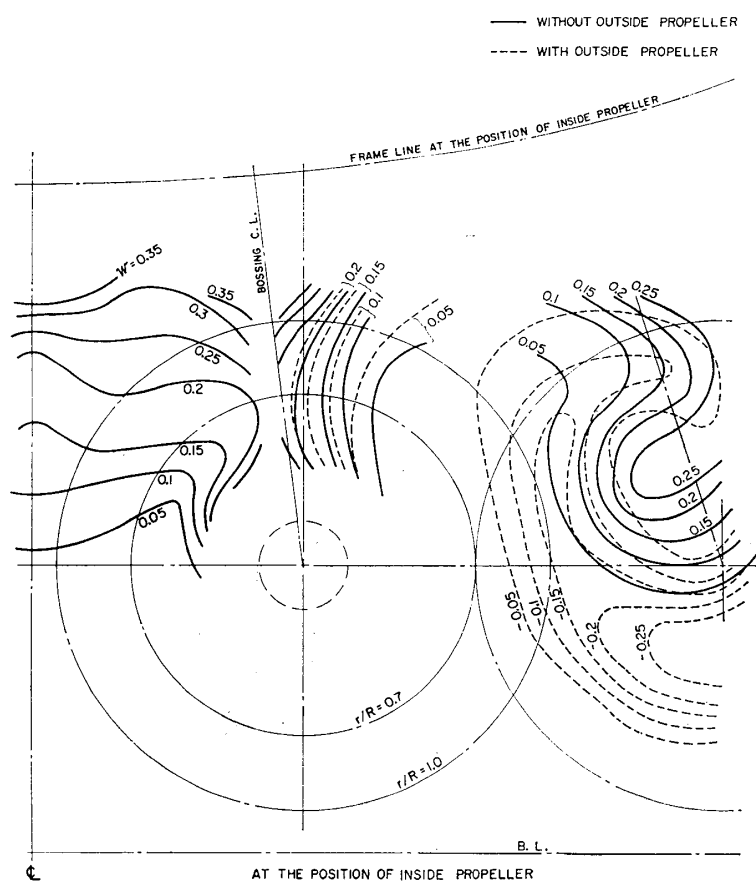


Fig. 24 Effect of outside propeller race on the flow at the position of inside propeller (longitudinal component of wake, M.S.No. 0192A)

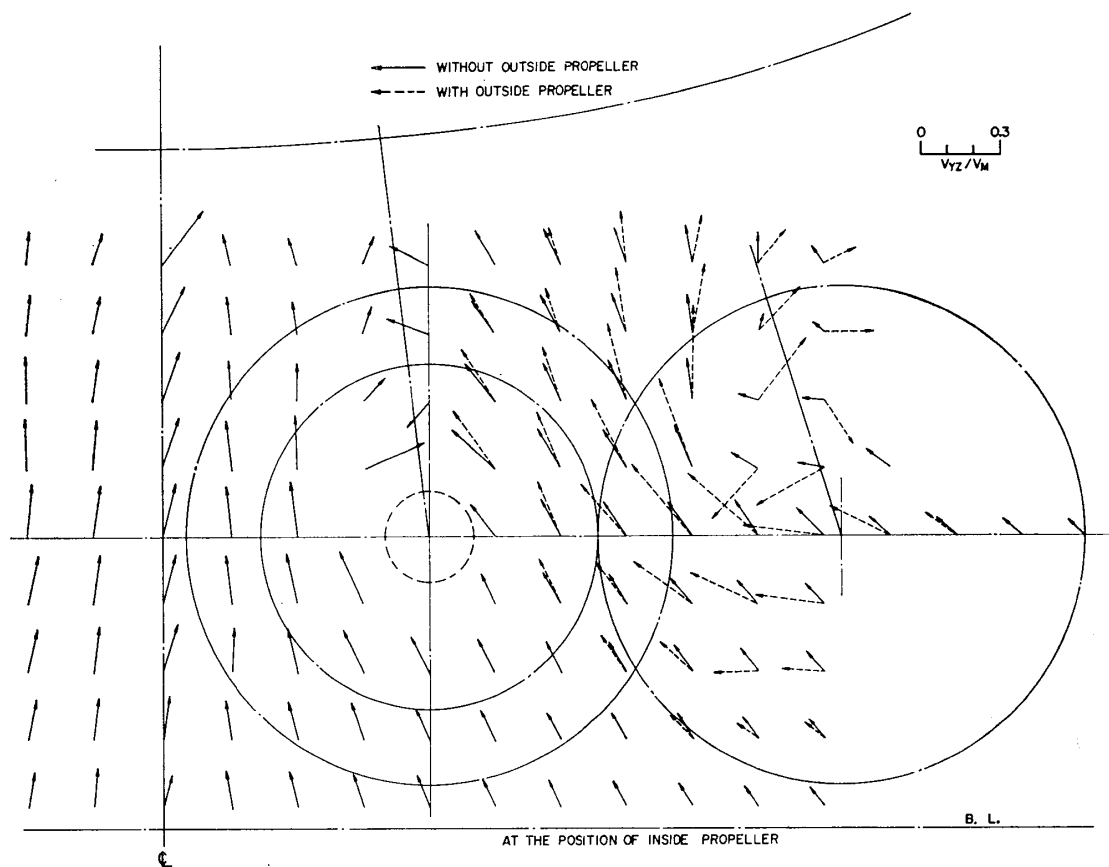


Fig. 25 Effect of outside propeller race on the flow at the position of inside propeller (flow pattern, M. S. No. 0192 A)

はあまり影響を及ぼしていない。

4) M. S. No. 0202 B

はじめに本模型船における伴流計測の状態を Fig. 26 に示す。本模型船の船尾形状が V 型であることを考慮し、軸系副部の抵抗減少と、少しでも大きな伴流利得を得るねらいから、内軸間隔を $0.85 D$ (M. S. No. 0192 A では $1.10 D$) とした。従って内軸プロペラ相互は $0.15 D$ のオーバーラップである。はじめに、右舷内軸のプロペラ面における伴流値を調べたが、そ

の結果を Fig. 27 に示す。この伴流計測時は、Fig. 26 の case 1 に示されるように、両舷の外軸プロペラは外回りに作動しているので M. S. No. 0192 A の Fig. 24, 25 に点線で示す場合と同じ状態である。この状態の公称伴流値は M. S. No. 0202 B で $w_N=0.180$, M. S. No. 0192 A で $w_N=0.076$ であり、本模型船の軸配置は副部抵抗の減少のみならず、伴流の面からもかなり有効であったと言える。

次は、Fig. 26 の case 2, 3 に示されているように左舷の内軸プロペラにおいて、その前方にオーバーラップしている右舷内軸プロペラの後流影響をどの程度受けるかを調べたものが Fig. 28 と Fig. 29 である。これらの伴流計測時に、両舷の外軸プロペラはともに外回りに作動している。両図中の実線と点線はそれぞれ右舷内軸のプロペラがないときと、外回りの作動中のものを示している。コンター、ベクトルとも第 1 象限においてオーバーラップの影響が見られ、また公称伴流値も前方プロペラの実作動による減少量は $\Delta w_N=0.20$ であり、約 10% の影響であった。また両図からみられるように、第 4 象限では上記の影響の現われ方が少な

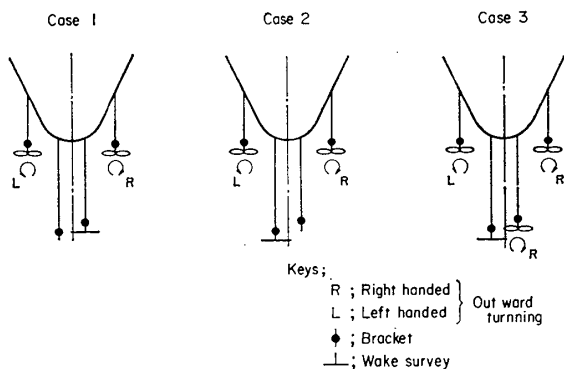


Fig. 26 Kinds of wake survey (M. S. No. 0202 B)

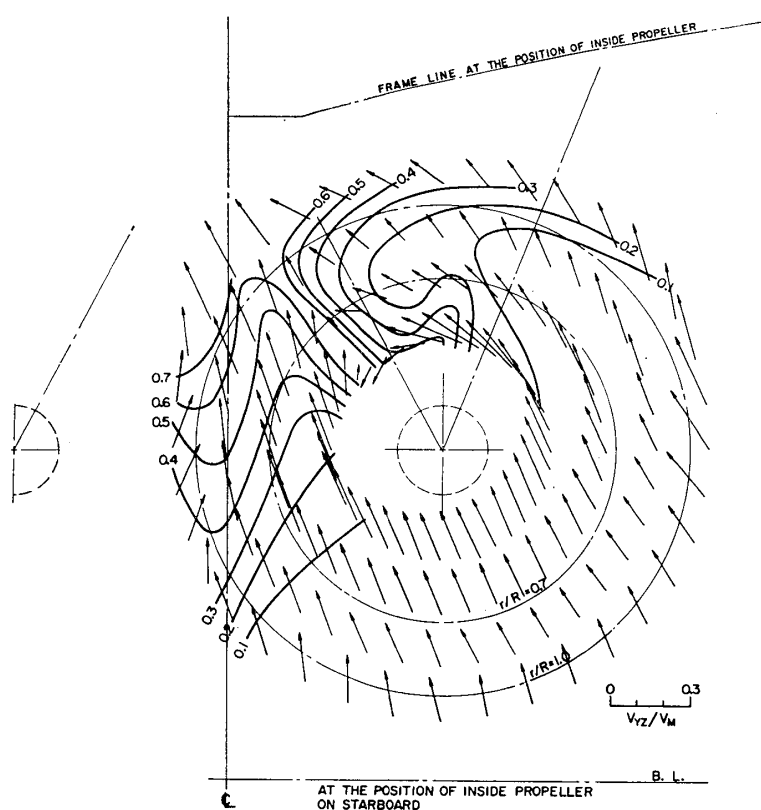


Fig. 27 Wake distributions of M. S. No. 0202 B
(inside propeller on starboard)

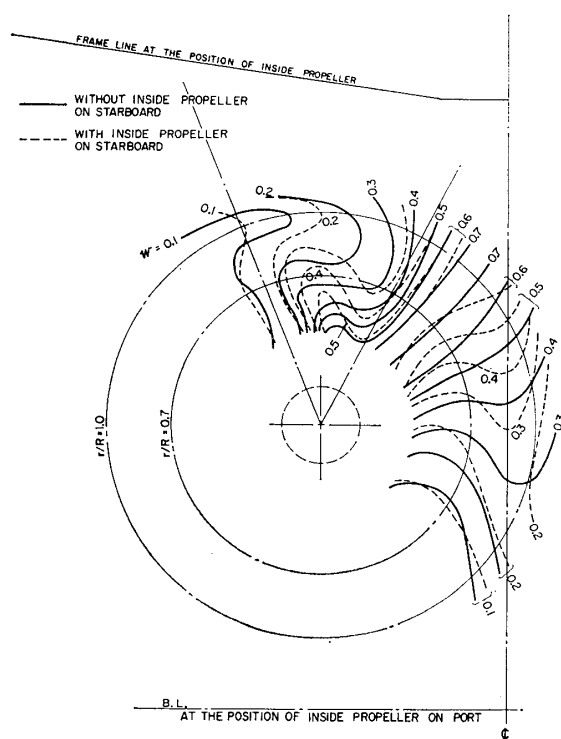


Fig. 28 Effect of forward propeller race
(longitudinal component of wake,
M. S. No. 0202 B)

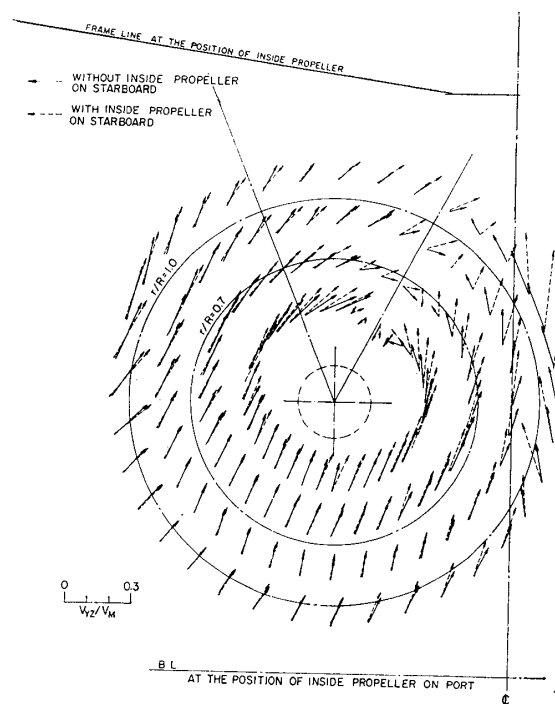


Fig. 29 Effect of forward propeller race
(flow pattern, M. S. No. 0202 B)

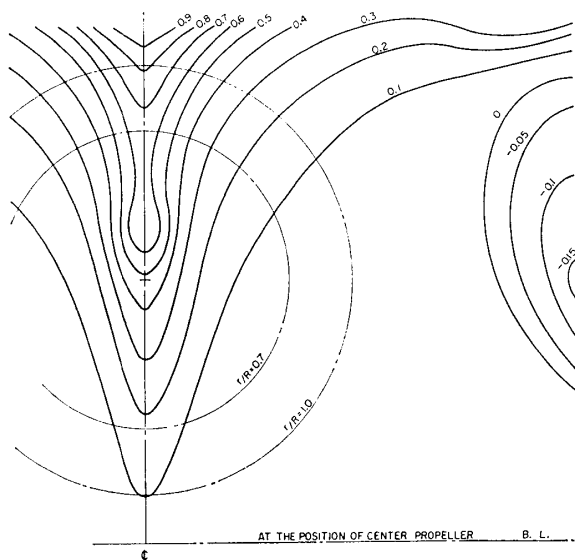


Fig. 30 Wake distributions of M.S. No. 0202 B (centre propeller for triple screw ship)

かった。

M. S. No. 0202 型の船尾船型では、3 軸プロペラと 2 重反転プロペラによる試験が実施されるので、これらのプロペラ設計を行うために中央プロペラの取付予想位置で伴流計測が実施された。この伴流計測はくし型に配列された JIS 型ピトー管で行われた。計測結果

は Fig. 30 に示されているように、典型的な V 型船尾の伴流分布であった。3 軸船の中央プロペラの最適直径は、模型換算で $0.200\text{ m}\phi$ となったので公称伴流値は 0.165 であった。

5) M. S. No. 0192

抵抗・推進関係の開発研究を通じて M. S. No. 0192 が最終船型となったので、当初プロペラ設計に使用された M. S. No. 0158 B の伴流データと、本模型船の伴流値を比較して M. P. No. 0080 を全模型船の自航試験に使用したことの有効性の有無を確認すること、最終船型としての資料を完備しておくことのために伴流計測が実施された。計測結果を Fig. 31 に示した。

5. 負荷配分

多軸船の最適負荷配分を検討するためには、各軸の回転数、スラスト、馬力などの比を変化させながら実験的に調べる方法と、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介して計算によって調べる方法が考えられる。前者については、自航試験諸装置について数種の制御システムが必要となるほか、上記要素の変化に対して多数の模型プロペラが必要となる。このような試験を幅広く行うことは極めて困難なので、負荷配分の検討は主として後者の方法によることとした。

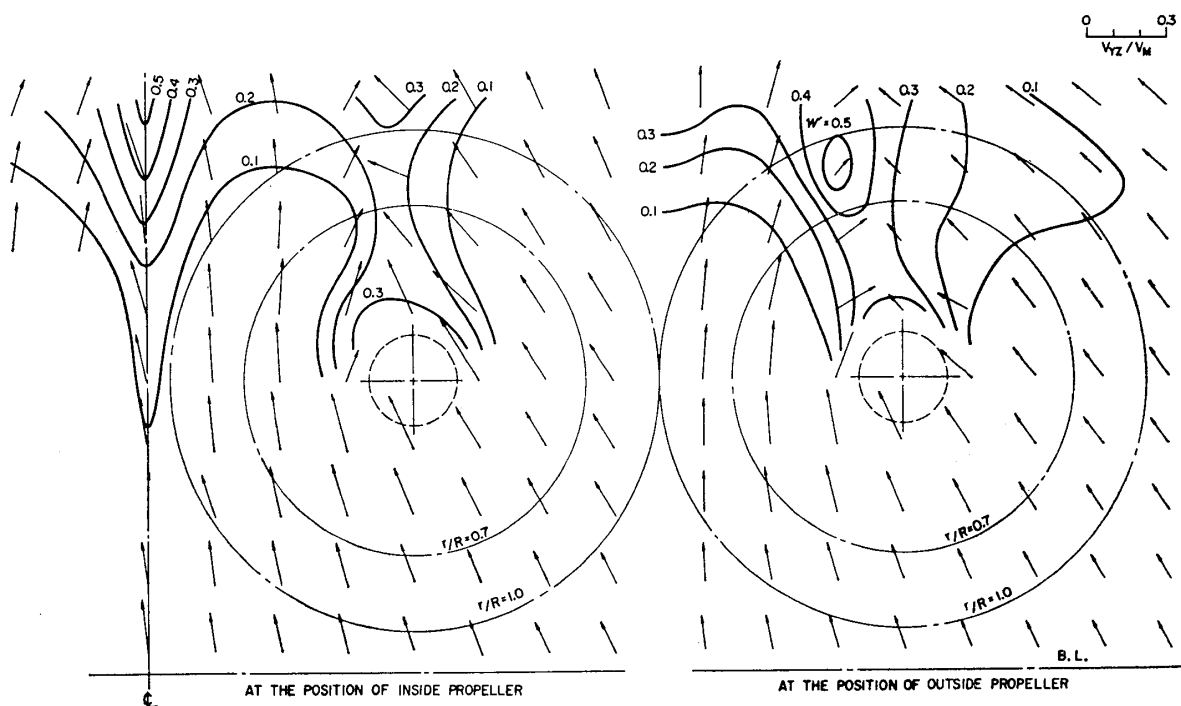


Fig. 31 Wake distributions of M. S. No. 0192

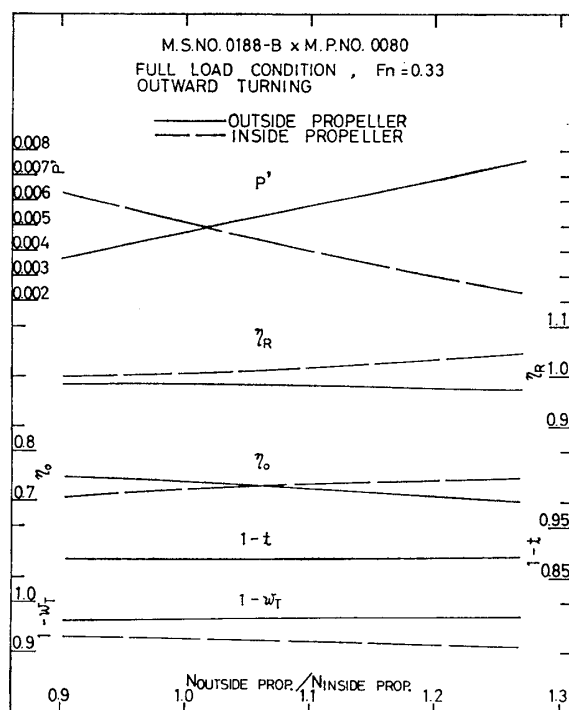


Fig. 32 Effect of variation of $N(\text{outside prop.})/N(\text{inside prop.})$ on self-propulsion factors

はじめに、以前に行われた多軸船の自航試験結果⁶⁾を検討するとともに、基本的な実験として内軸の回転数に対する外軸回転数の比が、ほぼ、 1.0 、 1 ± 0.05 、 1 ± 0.10 、 1 ± 0.20 になるように変化させた回転数変化の試験を行った。

試験は、数点の速度をえらんで行われたが、速度変化の自航要素に与える影響はあまりみられなかったので、1例として $F_n = 0.33$ (約35ノット)における試験結果を示したのが Fig. 32 である。これによると、内・外軸の回転数比の変化が、このような範囲内では、自航要素すなわち伴流係数 w_T 、スラスト減少率 $1-t$ およびプロペラ効率比 η_R がともに、あまり変化していないことがわかる。特に内・外軸の回転数比が 1 ± 0.10 以内では、自航要素にほとんど差が認められない。この試験では、内・外軸間の間隔(長さ、幅方向とも)が広いために、内・外軸プロペラの相互干渉がほとんどなかったこと、さらに、プロペラ荷重度が少なかったことが、内・外軸についての負荷配分にあまり差が現れなかった原因となっているかもしれない。なお、参考として、内・外軸プロペラの馬力係数 P' が図中に示してある。

これらの試験結果を吟味し、以下に示す手順によって負荷配分の計算を行った。

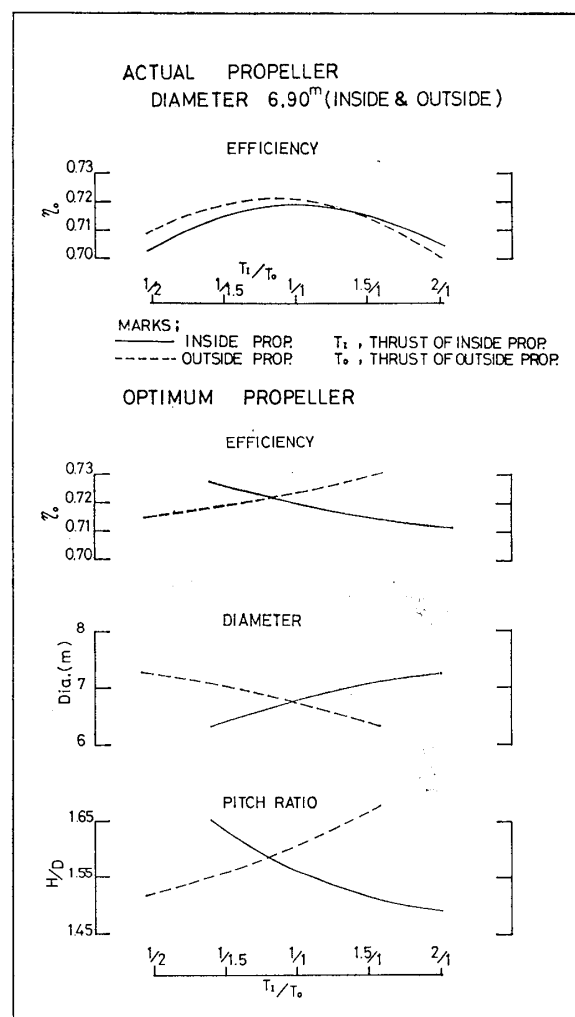


Fig. 33 Relation between propeller efficiency and $T(\text{inside prop.})/T(\text{outside prop.})$ at $N=120$ rpm (calculated)

- 1) 計算による検討の基準をスラストにおき、 $SRI \cdot a - 6.80 \sqrt{B_U} - \delta$ 計算図表⁷⁾を用いる。
- 2) 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、内軸スラスト(T_I)と外軸スラスト(T_o)の配分を、 $T_I/T_o = 1.0/1.0$ 、 $1.5/1.0$ 、 $2.0/1.0$ 、 $1.0/1.5$ および $1.0/2.0$ とする。
- 3) 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 110 rpm から 10 rpm ごとに 140 rpm まで変化させる。
- 4) 各々の場合の最適プロペラ直径とプロペラ単独効率を上記のプロペラ設計図表より求める。
- 5) 内軸および外軸のプロペラ単独効率の平均値を用いて検討する。

このような方法による計算結果を Fig. 33 に示す。計

算に用いたプロペラの要目は Table. 1 のものである。Fig. 33 によると、内軸、外軸のそれぞれのプロペラ単独効率は、ここで考慮したスラスト配分の範囲で、 $T_I/T_O \approx 1.0/1.0$ のとき最良となった。一方、内・外軸プロペラのうけもつスラストの割合を前述のように変化して最適プロペラを求める計算の結果では、スラストの割合が等しい場合、実際に使用したプロペラにくらべて、内・外軸プロペラとも直径がやや小さくなり、ピッチ比は高くなっているが、単独効率は、実際に使用したプロペラとほとんど変わらない。また、スラストの割合を少々変えても、最適直径が採用されれば、平均の単独効率としては、あまり変化しないことがわかる。

総合的結論としては、内・外軸の負荷配分を極端に変えなければ、プロペラ単独効率はほとんど変化せず、強いて区別すれば、1.0/1.0 程度の負荷配分が最適と思われる。

6. 結 言

船尾形状および軸配置について行われた研究の結果を要約すれば次の通りである。

1) 実船における主船体の抵抗を求めた結果によると、原型 (M. S. No. 0158 A) に対し、フレームライン変化による U 型船尾 (M. S. No. 0192 N) では約 10% の抵抗減少が得られた。ただし、V 型に変化させた船尾 (M. S. No. 0202 N) と U 型船尾とはあまり抵抗の差は認められなかった。

2) 軸支持部 (ボッシングやブラケット) やスケッグ等船体付加物の抵抗に寄与する割合は、4 軸船の場合、全抵抗値の約 20% に達する。実船の馬力推定にあたって、付加物の取扱いは、慎重な考慮をせねばならない。

3) 自航試験結果からは以下のことがわかる。

㊶ プロペラの回転方向による伴流係数の差は、U 型船尾で、プロペラ位置を変化しても、ほぼ同じである。また、V 型船尾で、ボッシング型軸支持の場合には、その差が大きい。

㊷ プロペラ効率比は、4 軸船型の試験結果を通じてほぼ等しい。

㊸ 3 軸船の推進性能は、4 軸船よりやや良好である。

㊹ 2 重反転プロペラ (C. R. P.) は、もっともすぐれた結果を示している。

4) 4 軸船の模型船における伴流計測結果では、船

型の U 型、V 型、副部のボッシング、ブラケットなどの変化に対しても伴流分布はあまり変化せず、かつ、内軸、外軸ともプロペラ円で比較的均一性がよい。公称伴流値は、船型、副部の形式、内・外軸を問わず $w_N = 0.05 \sim 0.13$ という低い値である。オーバーラップの軸配置は、伴流の見地からすれば、好ましくないようである。

5) 負荷配分の計算結果では、内軸プロペラと外軸プロペラとの配分比が極端に変化しない限り、プロペラの単独効率はあまり変わらないが、配分比 1.0/1.0 程度のとき最良である。

6) 従来の実船馬力推定法⁶⁾ にもとづいて得られた所要馬力としては、34.6 ノットで、4 軸船 (M. S. No. 0192) では 235,000 馬力、3 軸船 (M. S. No. 0202 C) では 222,000 馬力、2 重反転プロペラ (M. S. No. 0202 D) では 218,000 馬力となった。

本研究の遂行の当って、多くの方々から有益なご教示、ご助言そしてご協力をいただいた。特に三井造船株式会社と川崎重工業株式会社からは設計の観点からアドバイスを受けるとともに多大のご協力をいただいた。

ここに、各位に対し厚くお礼を申し上げます。

付 記

昭和 46 年 5 月、運輸技術審議会船舶部会は、昭和 52 年を目標とした大型超高速コンテナ船の研究開発を答申した。

運輸省の大型超高速コンテナ船の研究開発委員会が研究計画の具体化をはかり、このなかで船舶技術研究所は主として船型、プロペラの開発および船尾軸系に関する問題を担当し、当所内に設けられた船型およびプロペラ研究小委員会を中心として、造船所 8 社、日本造船技術センター等の協力を得て、昭和 47 年より昭和 52 年にわたって研究が実施された。

推進性能部で実施した研究は、「船型に関する研究」項目の中の「船型計画の研究」⁴⁾ および「多軸船の船尾形状の研究」と、「プロペラに関する研究」項目の中の「翼型特性の研究」⁷⁾、「キャビテーション性能の研究」⁷⁾ および「プロペラ単独性能の研究」⁷⁾ である。

今回、「多軸船の船尾形状の研究」を発表することにより、推進性能部で担当した研究課題の成果はすべて印刷により発表されたことになる (推進性能部長 高橋肇)。

参 考 文 献

- 1) Boylston, J.W., Dekoff, D.J., and Muntjewerf, J.J., "SL-7 Containerships : Design, Construction, and Operational Experience", Trans. SNAME, vol. 82, 1974.
- 2) Morgan, W. B., "The Design of Counter rotating Propellers Using Lerbs' Theory," Trans. SNAME, Vol. 68, 1960.
- 3) 山口真裕, 松田登, 田中拓, 鈴木茂, "超高速船型の理論設計(第2報)ーボッシング型とブラケット型", 船舶技術研究所研究発表会講演集, 昭和49年12月。
- 4) Yamaguchi, M., "On Wave Making Resistance of Asymmetrical Ship Hull Forms Generated by Singularity Distributions", International Seminar on Wave Resistance (ISWR), The Society of Naval Architects of Japan, February, 1976.
- 5) 日本造船研究協会第142研究部会報告書, "船尾構造の剛性・変形量・船尾形状に関する研究", 日本造船研究協会研究資料 No. 240, 昭和51年3月。
- 6) 横尾幸一他8名, "超高速3軸コンテナ船の推進性能に関する研究", 日本造船学会論文集第133号, 昭和48年6月。
- 7) 門井弘行, 小久保芳男, 小山鴻一, 岡本三千朗, "SRI・a プロペラの諸特性および設計図表", 船舶技術研究所報告第15巻第2号, 昭和53年3月。

付 録

本研究に使用した計測機器

前述の模型船について、一連の自航試験を実施するに際し、従来の自航動力計を使用することは、その寸法上の制約から無理が生じ、また、負荷配分の研究を行うにも極めて能率が悪い。そこで本試験用として新たに、4軸船用の自航動力計を設計・製作するとともに、自航モータ制御用電源装置を増設した。さらに2重反転プロペラによる推進性能を調査するための動力計も設計・製作された。以下にこれら計測機器の仕様等を示す。

A-1 4軸船用自航動力計

これまでに当部で行って来た自航試験の経験と実績を参考にし、計器の寸法・重量の制約を考慮に入れた結果、本自航動力計は次のような総量アナログ式にした。

測定容量：

スラスト $\pm 10\text{kg}$, トルク $\pm 0.4\text{kg}\cdot\text{m}$

回転数 40 rps.

検出方式：

スラスト, トルクはストレンゲージによる。

回転数は無接触型デジタルピックアップによる。

出力：

アナログおよびデジタル量。

測定精度：

直線性, 復元性および再現性を含め $\pm 0.2\%$ F.S. 以内。

定格の125%の過入力に対して、1秒後の零点移動は $\pm 0.1\%$ 以内。

挿入フィルター：

カットオフ角速度 $2\text{ rad/sec} \sim 24\text{db/oct.}$

寸法・重量：

長さ×幅×高さ(mm) $385 \times 90 \times 90$

重量 10kg, 台数 2台。

A-2 自航モータ制御用電源装置

4軸船の自航試験として、内軸、外軸をそれぞれ別個の回転数で駆動制御する方式が必要である。この方式の自航試験も可能なように、既設のワード・レオナード式のもののほかに、新たにサイリスタ型の自航モータ制御用電源装置が増設された。

使用モータ：

1.5kw および 3kw の自航試験用直流分巻電動

機。

回転数：

2000～4000rpm

回転数設定精度：

±0.1%以内

特に、他のサイリスタ機器との相互干渉を防止するため、絶縁トランスが使用された。

A-3 2重反転プロペラ動力計

2重反転プロペラ動力計は、基本的には2つのプロペラ動力計の組合せであるが、限られたスペースへの組み込みに構造が複雑となった。

測定容量：

スラスト ±20kg, トルク ±1.0kg・m

回転数±30 rps.

検出方式：

スラスト, トルクはストレンゲージによる。

回転数は無接触光電子スイッチによる。

出力：

アナログおよびデジタル量。

測定精度：

±0.2%

寸法・重量：

長さ×幅×高さ(mm) 970×134×160

重量28kg.