

小型高速旅客船の性能向上に関する実験的研究

塚田 吉昭*・菅井 信夫*・上田 隆康*
門井 弘行**・藤井 巖***

Experimental Studies on Improvement of Propulsive Performance for High Speed Passenger Boat

By

Yoshiaki TSUKADA, Nobuo SUGAI, Takayasu UEDA
Hiroyuki KADOI and Iwao FUJII

Abstract

Recently the high speed passenger boats of semi-displacement type are going to increase, and the improvement of their performance is strongly desired. From this point of view the experimental studies on the boat concerned were carried out.

As for the hull, for the purpose of improving the propulsive performance, four large model ships were used, and the improvements of the hull form and appendages were achieved.

As for the propeller, since it became clear that the propeller of the boat caused intense cavitation, its improvement was achieved.

Moreover, seakeeping qualities are important for passenger boats, therefore, by using the original hull form and the improved one, some tests in waves were performed.

As the results, the propulsive performance was improved by 18%, propeller cavitation was reduced drastically.

目 次		
	頁	
1. まえがき	44	3.4 模型試験結果
2. 就航実船の調査と供試母船型の選定	44	3.5 プロペラ面伴流計測
2.1 就航実船の調査	44	4. 船型改良
2.2 供試母船型の選定とその特徴	45	4.1 船型改良第1船 (M.S. No. 0501)
3. 母型 (M.S. No. 0484) の試験結果	48	4.1.1 船型計画
3.1 模型船及び模型プロペラ等	48	4.1.2 模型船と試験状態
3.2 高速船模型試験法及び計測項目等	48	4.1.3 模型試験結果
3.3 試験状態	48	4.2 船型改良第2船 (M.S.No. 0510)
		4.2.1 船型計画
		4.2.2 模型船と試験状態
		4.2.3 模型試験結果
		4.3 船型改良第3船 (M.S. No. 0513)
		4.3.1 船型計画
		4.3.2 模型船と試験状態

* 推進性能部

** 氷海技術部

*** (財)日本造船技術センター

原稿受付：平成3年5月1日

4.3.3 模型試験結果60

5. 現装プロペラの調査及びその性能改良60

5.1 現装プロペラのキャビテーション試験62

5.2 改良プロペラの設計63

5.3 改良プロペラのキャビテーション試験64

5.4 改良プロペラによる馬力推定64

6. 波浪中動揺試験64

6.1 供試模型船と試験状態及び試験方法64

6.2 模型試験結果65

7. まとめ67

謝辞68

参考文献68

1. ま え が き

多数の島からなる我が国において、小型高速旅客船は国民生活に欠くことのできないものである。近年では交通機関の多様化、高速化にともない小型高速旅客船の需要が増え始めており、その性能並びに経済性の向上が強く望まれている。

しかしながら、この種の船舶は建造船価が安いことなどから水槽試験は殆ど行われず、通常船舶に比べて試験研究の報告が少ない。船型設計では、主として建造船のデータを用いているが、性能の良好な船を設計するのは容易ではなく、開発研究や模型試験のデータが望まれている。

このような状況から、小型高速旅客船を内航船舶の近代化に関する研究の一環^{1),2),3)}として取り上げ、模型試験による実験的研究を実施した。小型高速旅客船の性能改善は、離島振興に寄与するほか、中小手造船界の技術向上にも役立つものである。

ここで扱う対象は中小造船所で取り扱われている船とし、実用化に即応した船体とプロペラの性能向上を図った。

性能改善は需要密度の高い領域に含まれる既存の船を選び、就航海域を考慮の上、静水域における推進性能改善を目的に、船型と副部の改良を行った。さらに、性能評価では耐航性能も重視されているので、ここでは改良された船型と母船型を用いて波浪中の動揺性能を調査した。

高速船のプロペラは一般的にキャビテーションが発生している確率が高いため、プロペラキャビテーションの発生状況を調査したところ、激しいキャビテーションが発生していた。このため、プロペラの性能改善としてキャビテーションの軽減を図った。

この研究では、従来小型高速旅客船の水槽試験例が少ないことから、詳しい推進性能の把握も目的の一つとした。

本研究は、当所が(財)日本造船技術センター及び船舶整備公団との共同で遂行した研究を中心に、さらに独自に行った研究を加え総合的にまとめたものである。

2. 就航実船の調査と供試母船型の選定

母船型をベースに改良を進めるため、その選定は重要となる。選定にあたり就航している実船の要目、速力を調査し、今後とも需要の見込まれる領域の船を供試母船型にすることにした。

2.1 就航実船の調査

日本船舶明細書⁴⁾から航海速力22ノット(以後 K_n)以上の高速旅客船を選び出し、垂線間長さ L_{pp} ごとの隻数、 L_{pp} と速力の関係を示したものが図-1である。

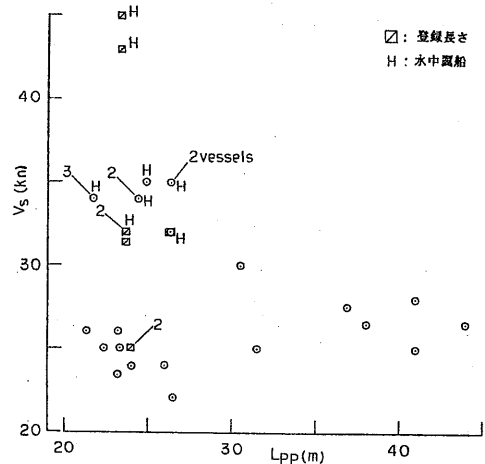
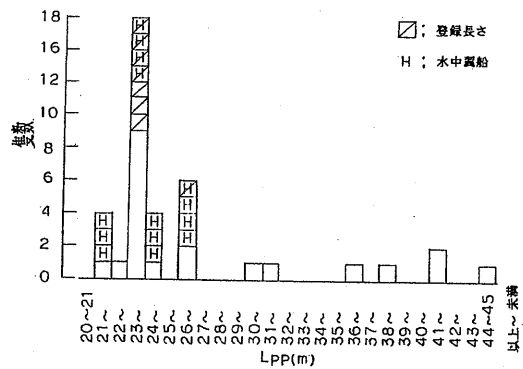


図-1 船の長さ別の隻数、船の長さと言力の関係⁴⁾

隻数は、 L_{pp} が 23 m 以上 24 m 未満の船が、水中翼船 (H.F.) を除いても一番多い。速力では、H.F. を除けば $30K_n$ 以下であるが、 L_{pp} が短くなるにしたがって小さく、 $L_{pp}=21\text{m}\sim 24\text{m}$ で $26K_n$ 以下となり、 $25K_n$ 船が一番多い。

さらに、船舶整備公団資料⁵⁾ から L_{pp} とフルード数 F_n 、 L_{pp} と速力の関係を示したものが図-2 であるが、本図においては、 L_{pp} が約 23 m と約 16 m を中心とした 2 グループにおいて隻数が多く、速力では、両グループとも $27K_n$ 以下となっている。 F_n では $L_{pp}=16\text{m}$ を中心としたグループが $F_n=1.1$ に達しているが、 L_{pp} が約 23 m のグループでは、 $F_n=0.89$ が上限のようである。高速旅客船は、船速と主機関の関係より 2 軸配置が一般的となっている。月刊誌“旅客船”⁶⁾の資料をもとに 2 軸高速旅客船の、総トン数 G.T. と隻数、航海速力と隻数の関係を図-3 に示した。本図によれば、G.T. 25 トン以上 75 トン未満に隻数が一番多く、速力は $28K_n$ が上限となっている。

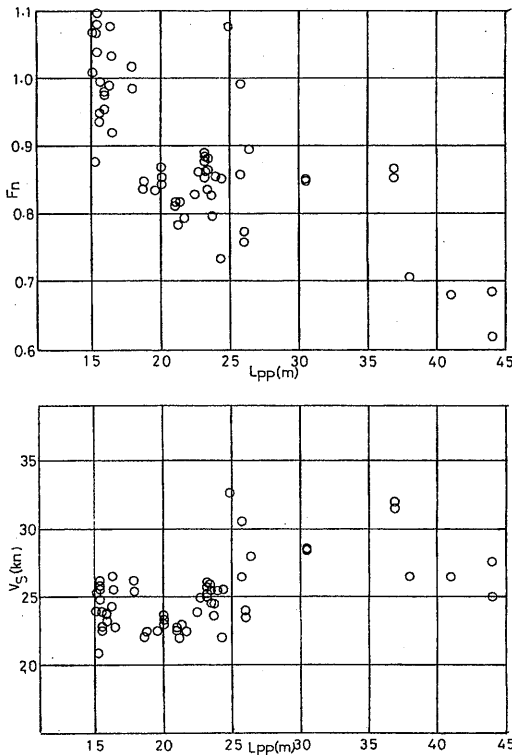


図-2 船の長さ と フルード数、船の長さ と 速力の関係⁵⁾

2.2 供試母船型の選定とその特徴

供試母船型 (以後、母型) の選定は考え得る多くの要素を勘案しなければならず、本研究の場合、内航船近代化の一環、中小造船業の振興、離島と観光の振興、臨海都市アクセスの高速化、船舶のハイテク化などに道を拓く高速船舶の研究としてとらえなければならない。しかし、船型開発であっても既存船群の密度の高い領域を離れば需要の少ないことも考慮しなければならない。これらより既存船群で密度の高い領域を検討した結果、 $L_{pp}=21\sim 27\text{m}$ 、航海速力は $30K_n$ 以下の領域に絞った。なお、船価も重要な要素となろう。

次に代表的船型の選定にあたって、新規に船型を設計する、或は既存船から選定するの 2 案が考えられたが、後者の方が試運転成績、就航成績が得られ模型試験結果との対比が可能で望ましいと考えた。

以上の諸観点及び対象船の資料公開が可能なることを検討し、表-1 の 2 船型に候補を絞った。この 2 隻のうち、①の船が最近の需要傾向 (高速化、軽量化) に近く、建

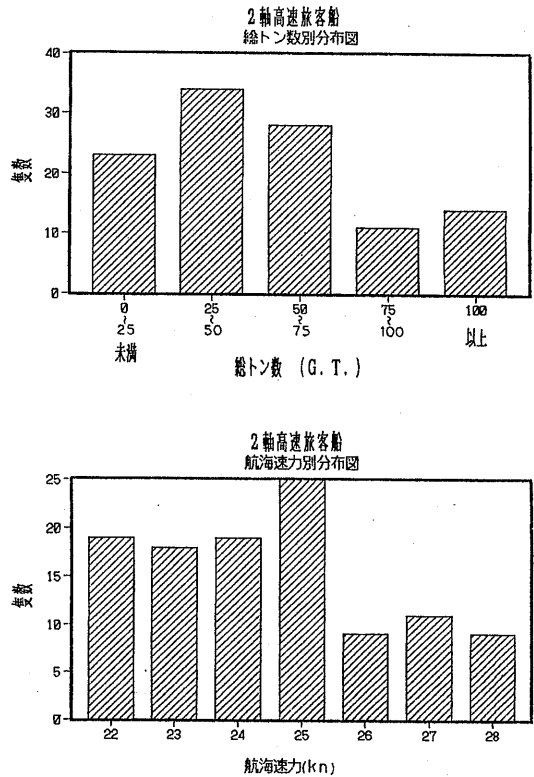


図-3 2 軸船の総トン数と隻数、航海速力と隻数の関係⁶⁾

造年数も新しいことからこれを本研究の母型に選定した。本船は2軸、2舵で、その主要目を表-2、一般配置を図-4、正面線図を図-5、プロペラの主要目を表-3、その輪郭を図-6に示す。

船型の特徴は水線幅が喫水に対して大きいこと、トランサム船尾とハードチェーンを有していることが挙げられる。これらは、高速航走時の動的揚力を得るのに適する形状であり、半滑走領域、及び滑走領域で航行する船舶に多くみられる。本船の計画速度は $29 K_n$ であり、 $F_n (= V_M / \sqrt{g \cdot L_{DWL}}) = 0.977$ 、排水容積フルード数 $F_V (= V_M / \sqrt{g \cdot \nabla^{1/3}}) = 2.524$ で、半滑走に近い状態で航行していると推測される⁷⁾。

母型の要目を他の高速旅客船のそれらと比較したものが図-7である。これらの図は、文献5から引用した。本船の特徴は、G.T. と L_{pp} 、G.T. と V_s の関係において、G.T. の大きさに対し、 L_{pp} 、 V_s がかなり大き

いこと、 l_{CB} も引用データ群から離れていることなどである。さらに、主機関出力も大きく、これらの特徴はいずれも高速性能を目的としたものと考えられる。 L_{pp}/B 、 L_{pp}/D 、 L_{pp}/d は平均的な値であるが、 C_B 、 C_w の値は大きい。また、本船の $V_s / \sqrt{L} \sim BHP /$

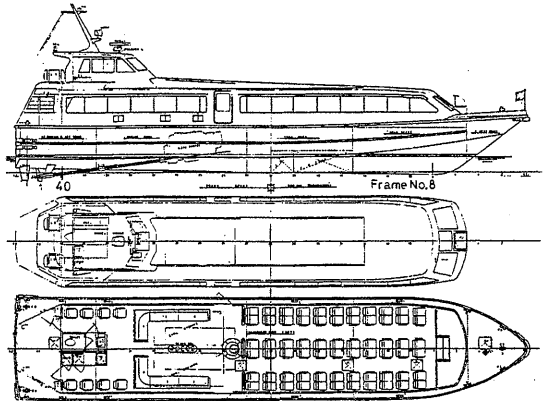


図-4 一般配置

表-1 母船型候補の要目

	①	②
L_{pp} (m)	23.20	26.00
B (m)	5.20	6.00
G. T. (ton)	69	162.41*
航海速度 (kn)	約28	23.5
F_n	0.955	0.75
旅客定員	90	144
建造年	1987	1978

*旧測度法による

表-2 供試船の主要目

母型	第1船		第2船		第3船	
	実船	模型船	実船	模型船	実船	模型船
船体両長さ (m)	23.20	4.0000	24.40	4.2000	26.00	4.4000
幅 (最大幅) (m)	5.20	0.8900	5.20	0.8900	4.80	0.8276
深さ (m)	2.40	0.4138	2.40	0.4138	2.40	0.4138
総トン数	約 69 ton					
主機関	ディーゼル 2 SETS					
馬力、回転数	1,000PS X 2170RPM/1064RPM					
航海速度	(滑走状態、90°RCR) 約28kn					

表-3 供試プロペラの主要目

	現試プロペラ			改良プロペラ	
	実船	模型プロペラ 自航用	キャビ用	模型プロペラ キャビ用	実船
直径 (m)	0.850	0.1466	0.2500	0.2500	0.800
ピッチ比		1.3188		1.3200	
ボス比		0.1765			
展開面積比		0.950			
レーキ		5°		0°	
スキュー角		30°			
翼数		3			
翼断面形状		AEROFOIL		CRESCENT	

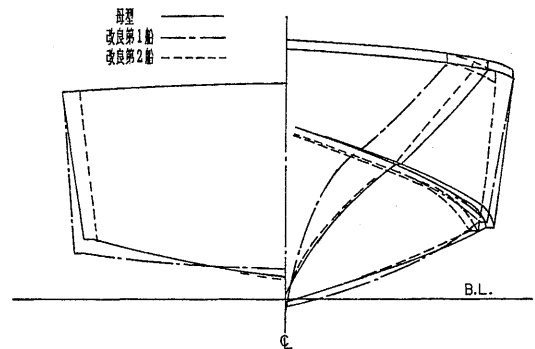


図-5 正面線図 (その1)

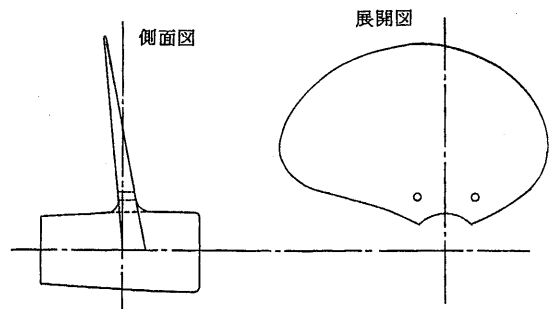


図-6 プロペラ輪郭 (右舷用)

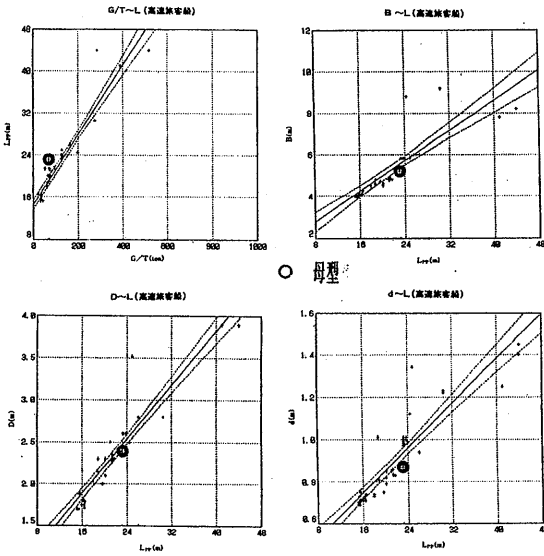


図7(a) 母型と在来船との主要目等の比較

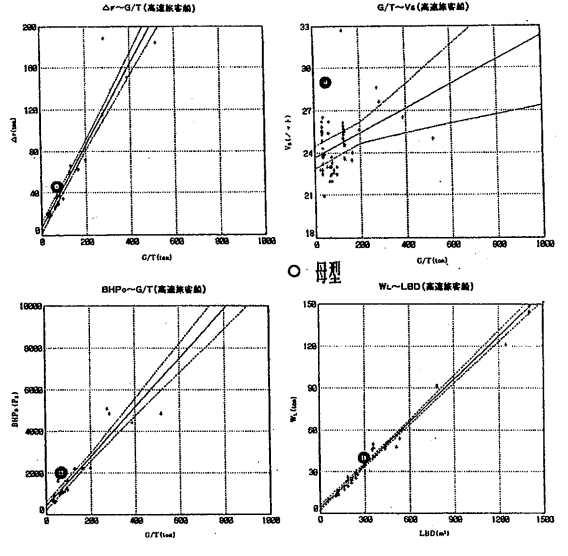


図7(b) 母型と在来船との主要目等の比較

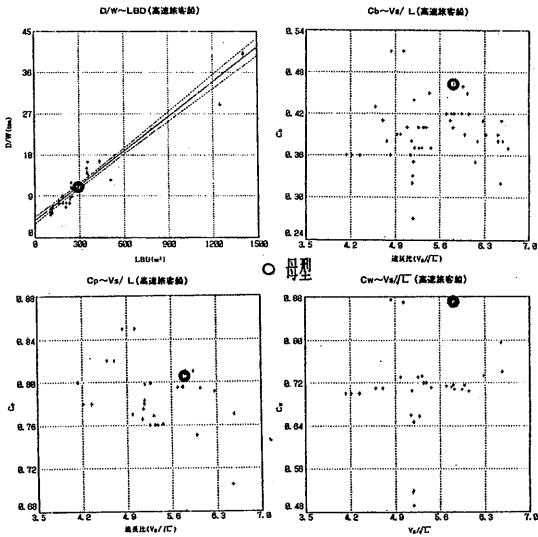


図7(c) 母型と在来船との主要目等の比較

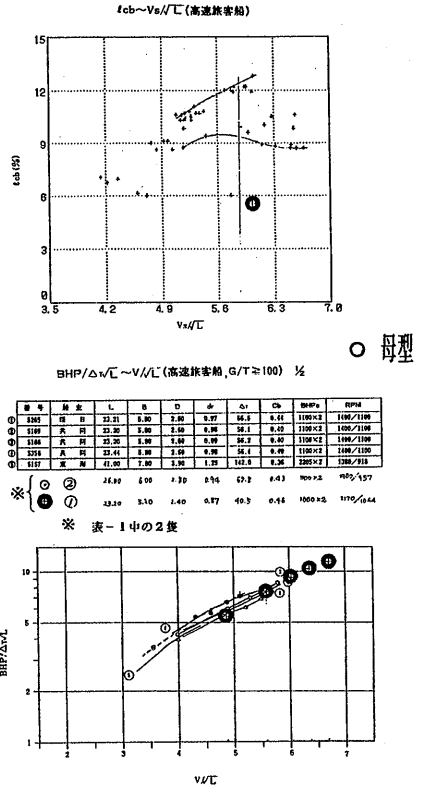


図7(d) 母型と在来船との主要目等の比較

($\Delta_T \cdot \sqrt{L}$) の関係は、幾分高速側に寄っている。

3. 母型 (M.S.No. 0484) の試験結果

本研究は、試験毎の成績を比較分析しながら性能の改善を図って行くので、基準となる母型の性能を正確に把握しておく必要がある。

3.1 模型船及び模型プロペラ等

船型試験は船舶技術研究所第2船舶試験水槽（長さ400m、幅18m、深さ8m）で実施した。

高速船の模型寸法の検討は、水槽の大きさ、曳引車の最高速度を考慮にいれ尺度影響が最小となるように、できるだけ大型模型を使用することにした⁹⁾。さらに、本試験では今まで自航試験例の少ないことを考慮し、大型模型による自航試験も行うことにした。模型船寸法を文献8)の方法で検討した結果、模型船長さを4m付近とすることにした。この模型寸法で、波長に1%の浅水影響が入るフルード数は $Fnh (= V_M / \sqrt{g \cdot h}) = 0.61$ となるので、対応する実船速度は、 $25.2 K_n$ である。これ以上の速度では浅水影響が現れてくるが、上記の2つの目的を優先させることにした。

模型船は、縮率 $1/5.80$ で $L_{pp} = 4.0$ m の木製とし、極力軽量化することにした。船体には実船と同様のスプレーストリップを取り付け、模型船頂部は Deck side line まで製作し、上甲板、上部構造物（客室、操舵室など）は設けずオープン型模型船とした。上甲板、上部構造物の有無が抵抗、航走姿勢に及ぼす影響についての調査も必要であるが、今回は実施出来なかった。

自航試験に用いた模型プロペラ (M.P.No. 0288R&L) は、実船プロペラと相似形であり、3翼ハイスキュードプロペラ、 $D_p = 0.1466$ m、縮率 $1/5.80$ である。舵、シャフト、シャフトブラケットなどの船体副部は金属で製作し、これらはすべて取り外し可能とした。

3.2 高速船模型試験法及び計測項目等

高速船は速度が増すにしたがい動的な揚力が発生し、船首を持ち上げ、船体中央部も浮上を示し半滑走状態となる。同時に全抵抗に占める造波抵抗の比率も減少し、それに代わりスプレアの発生が顕著になり、スプレア抵抗の比重が増す。この様な状況下では、フルードの相似則を基礎とした試験法をそのまま適用することの是非が議論的となっている。しかし、それに代わる試験法がまだ確立されておらず、今後の研究に期待せざるを得ない。

本船の速度範囲では、動的揚力はまだ小さくなく、大

部分が静的な浮力で船の重量が支えられていると予想されることから、ここでは、通常の船舶で実施されているフルード数主体の試験法に従った抵抗、自航試験を行うことにした。

高速船の模型試験における乱流促進方法は、現状では未確立である。文献9)に、レイノルズ数 $R_n < 5 \times 10^6$ の模型船に対して乱流促進装置を取り付けると示している。本研究の模型船では、レイノルズ数が十分大きいので乱流促進装置を取り付けずにした。高速船模型の乱流促進方法についても今後の検討課題である。

模型船の曳航点は¹⁰⁾、前後方向の浮心位置断面とプロペラ軸線の交点で、曳航方向はプロペラ軸線上とした。しかし、プロペラ軸線の傾斜角度は航走にしたがって変化する。実験時の抵抗動力計（天秤式、全量型）は、曳航ロッドをそのプロペラ軸線の角度変化に応じてすばやく追従させる機能を有していなかったため、各試験状態の計画速度におけるトリム量、船体浮上量を予備試験によって調べ、この調査によって曳航方向がプロペラ軸線に合うように動力計の曳航位置を調節し曳航した。従って、試験速度によっては若干異なる方向で曳航されることがある。なお、この抵抗動力計は、曳航点に作用する水平力を計測する方式となっている。スラスト T 及びトルク Q は、2軸とも全量式の自航動力計で計測した。

高速船の副部抵抗は全抵抗に占める割合が大きく、その取扱い方は重要である。このような観点から、試験時に副部個々の抵抗を計測することが望ましいが、これは実験技術上容易ではない。ここでは、舵の抵抗を全量式検力計で計測するに止めた。

航走中の船体姿勢は、細いワイヤーを船体前後部に垂直方向に取り付け、その上下変化量をポテンシオメータで計測した。高速走行における風圧の影響を避けるため、ワイヤー前面にウインドスクリーンを取り付けた。

3.3 試験状態

試験状態は、抵抗試験、自航試験とも実船速度試運転の行われたトライアルの状態（通常の運航時を想定した50%載貨状態）と、満載状態とした（表-4）。以後の改良船の試験も排水量、トリムを母型の試験状態と等しい2状態で実施した。

3.4 模型試験結果

前述のように曳航方向がプロペラ軸線上と異なることがあるため、曳航角度を変化させて抵抗に及ぼす影響を調査した。小型の模型ではその影響は大きいようである

表-4 供試船の試験状態

	母型	第1船		第2船		第3船			
		満載状態	試運転状態	満載状態	試運転状態	満載状態	試運転状態		
喫水	(m) A.P.	0.1447	0.1512	0.1357	0.1409	0.1410	0.1488	0.1375	0.1438
	M.S.	0.1498	0.1334	0.1410	0.1222	0.1466	0.1298	0.1432	0.1237
	F.P.	0.1548	0.1156	0.1483	0.1035	0.1523	0.1099	0.1488	0.1037
トリム	(m)	-0.0101	0.0356	-0.0106	0.0374	-0.0113	0.0399	-0.0113	0.0399
排水量	(裸殻) (m ³)	0.23174	0.19556	0.23363	0.19760	0.23363	0.19760	0.23363	0.19760
付加物	(シャフト、ブラケット) (m ³)	0.00022	0.00022	0.00022	0.00022	0.00022	0.00022	0.00022	0.00022
	(舵) (m ³)	0.00009	0.00009	0.00020	0.00020	0.00020	0.00020	0.00020	0.00020
排水量	(ALL APP.) (m ³)	0.23205	0.19587	0.23405	0.19802	0.23405	0.19802	0.23405	0.19802
浸水表面積	(裸殻) (m ²)	3.2170	2.9807	3.3132	3.0891	3.3996	3.1432	3.1600	3.0030
付加物	(シャフト、ブラケット) (m ²)	0.0490	0.0490	0.0490	0.0490	0.0490	0.0490	0.0490	0.0490
	(舵) (m ²)	0.0481	0.0481	0.0481	0.0481	0.0481	0.0481	0.0481	0.0481
浸水表面積	(ALL APP.) (m ²)	3.3141	3.0778	3.4103	3.1862	3.4967	3.2403	3.2571	3.1001
	CB	0.4640	0.4845	0.4745	0.5006	0.4617	0.4657	0.4859	0.4732
	CP	0.8061	0.8595	0.7508	0.8007	0.8209	0.8677	0.7262	0.7695
	CM (St.No.5にて)	0.5756	0.5637	0.6320	0.6252	0.5624	0.5367	0.6691	0.6150
	CW	0.8701	0.8879	0.8163	0.8372	0.8237	0.9193	0.8335	0.7881
	l c b (%Lpp)	(AFT) 5.5498	9.4708	8.9557	12.4343	4.4156	10.4120	9.0184	12.6312
	L/B	4.815	5.229	5.069	5.479	5.822	6.148	6.024	6.298
	B/d	5.528	5.800	5.887	6.283	5.932	5.618	5.196	5.754
	$\nabla/L p p^3 (\times 10^{-3})$	3.6209	3.0556	3.1379	2.6540	2.5935	2.1935	2.5935	2.1935

注) シャフト・レーキ等

A.P.に於て、B.L.からシャフト・センターまでの高さ

-0.0598m

レーキ

船体中心よりシャフト・センターまでの距離

138.7mm/m (≒ 8°)

0.1638m

0/1m

注) 各状態の諸係数計算に用いた L, B, dは下記の通り

L = Lpp

B = St.No.5における喫水線上の幅

d = 喫水

が、大型の模型を使用したため図-8に示すように僅かであった。

抵抗試験は、全副部付き(スプレーストリップ、シャフト、ブラケット、舵)と裸殻(但し、スプレーストリップ付き)で実施し、試験速度は、満載状態で17~33 K_n 、トライアル状態で18~34 K_n とした。試験結果を図-9に示す。図中のフルード数は、静止時の計画満載喫水線長さ L_{DWL} を用いた。満載状態の計画速力 $29K_n (V_M = 6.195\text{m/s})$ で、副部抵抗 ΔR_A {全副部付き抵抗 R_{TM} - 裸殻抵抗 R'_{TM} が大体副部抵抗に対応} が全副部付き抵抗の約10%に達していること、舵2枚の抵抗がこの10%のうち6%を占めていることが判明した。トライアル状態では、計画速力 $30K_n (V_M = 6.408\text{m/s})$ で、上記のパーセントがそれぞれ13%、8%となったが、 $29K_n$ の副部抵抗は、満載時のそれと殆ど同一値であった。上記の方法から求めた ΔR_A を図-10に示したが、航走中のトリムが同一速度で、全副部付きと裸殻では図-11のように差があるため、この ΔR_A には航走姿勢の違いによる船体抵抗の差も含まれている。

これらの抵抗試験結果から高速船の有効馬力 EHP を求める場合、その計算方法が確立されていないので、各機関ではそれぞれ独自の方法を採用していると思われる

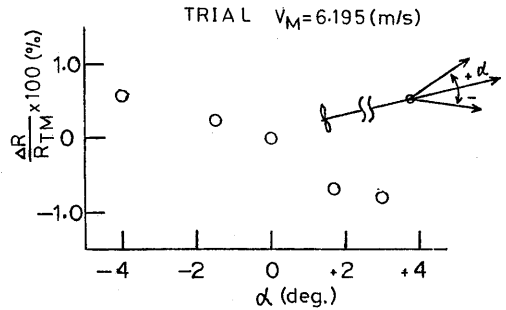


図-8 曳航方向が抵抗に及ぼす影響

る。たとえば ITTC 提案法⁹⁾ はかなり多くの抵抗成分を加算し、あるいは修正を加える形になっており、実際に使用するには容易でない。

ここでは、実用的見地から通常の船舶で確立されている2次元解析法による馬力計算法を採用した。副部抵抗は、今回の試験で正確に求めていないことから、特別な考慮¹⁰⁾ は払わず剰余抵抗の一部として取り扱った。また、航走姿勢が大きく変化すれば、浸水面積と水線長さが静止時から変化するが、航走中の値を正確に求めることは困難なため、静止時の値を用いた。

有効馬力の算出において摩擦抵抗算式はシェンヘル線

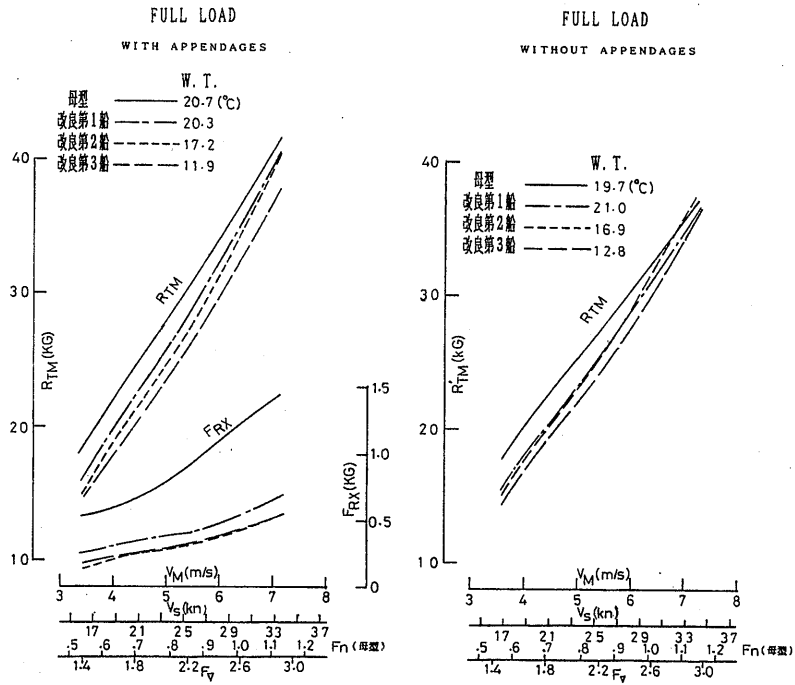


図-9(a) 抵抗試験結果 (満載状態)

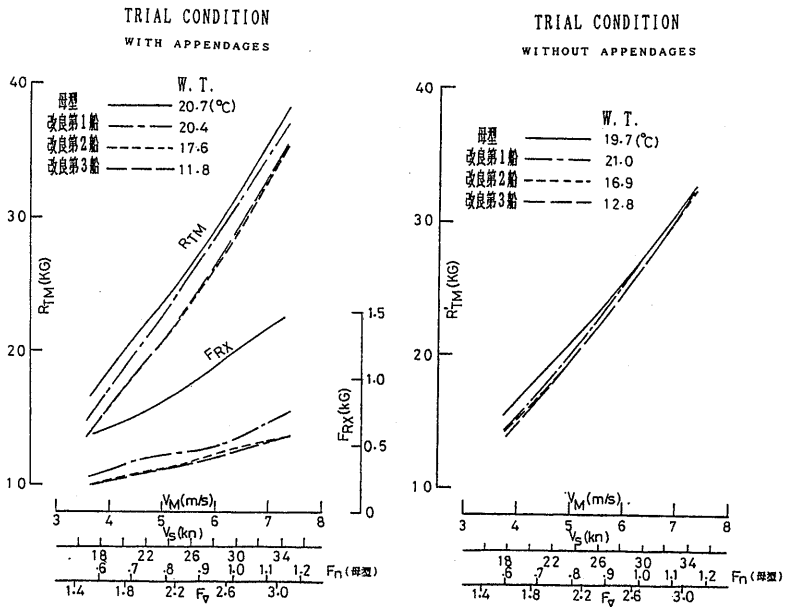


図-9(b) 抵抗試験結果 (トライアル状態)

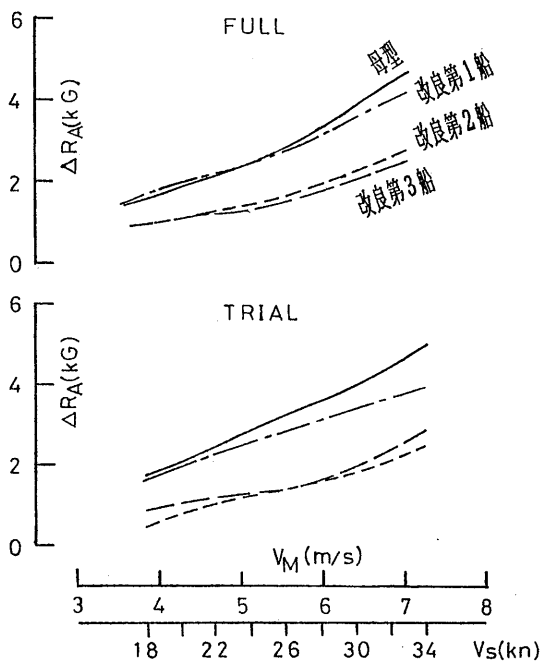


図-10 副部抵抗

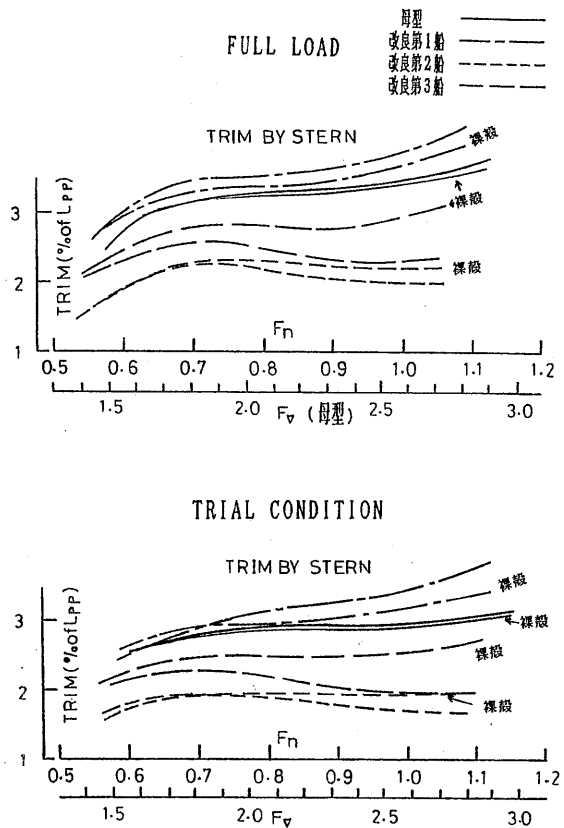


図-11 航走中のトリム (全副部付きと裸殻の比較)

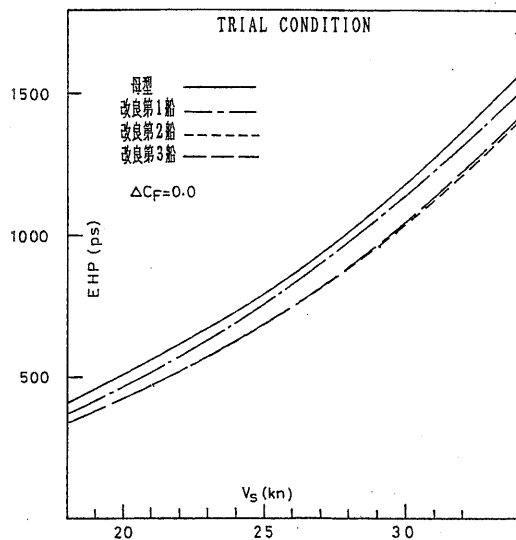
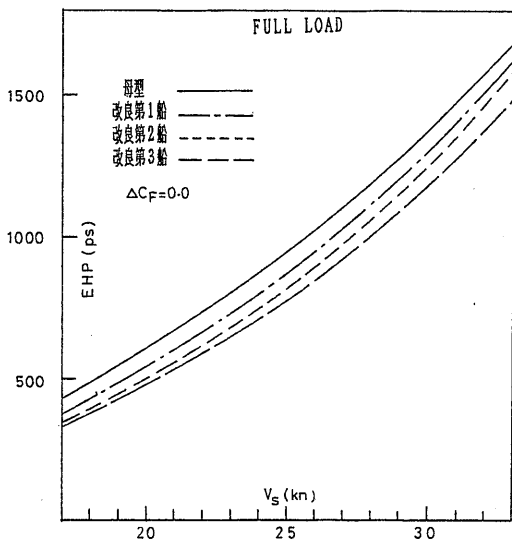


図-12 有効馬力

を用い、表面粗度修正係数 ΔC_F は 0 とした¹¹⁾。小型高速船は風圧影響も無視できないことから、風圧抵抗¹²⁾を推定し模型船抵抗に加えた。推定した風圧抵抗 R_A は、計画速力で全抵抗 R_{TM} の約 5% となった。

次式により実船の全抵抗係数 C_{TS} を求め、有効馬力を求めた。有効馬力を図-12 に示す。

$$C_R = C_{TM(APP)} - C_{FOM} \cdot S_M / (2 \cdot V_M^{2/3})$$

$$R_A = \left(\frac{1}{2}\right) \cdot \rho_a \cdot C_a \cdot A_a \cdot V_a^2$$

$$C_{RA} = R_A / (\rho_s \cdot V_S^{2/3} \cdot V_S^2)$$

$$C_{TS} = C_R + (C_{FOS} + \Delta C_F) \cdot S_S / (2 \cdot V_S^{2/3}) + C_{RA}$$

R_A は風圧抵抗、 C_{RA} は風圧抵抗係数、 A_a は水面上の正面面積、 C_a は風圧合力係数 (今回は $C_a = 1.0$ とした)。

自航試験に先立ちプロペラ単独試験を実施した。右舷側のプロペラの単独試験結果を図-13 に示すが、左舷側のプロペラと成績は極めてよく一致した。この成績は通常行われている直進状態の試験結果である。本船のようにプロペラ軸が傾斜 ($\theta_s \approx 8^\circ$) して作動している場合には斜流影響¹³⁾が生ずるが、斜流状態の計測が行えるプロペラ単独動力計がなく、また、斜流影響を修正する資料も見あたらないため、今回はこのまま自航試験の

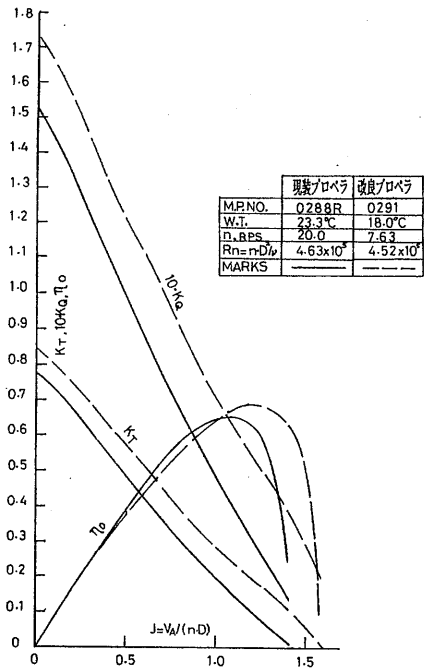


図-13 模型プロペラの単独性能曲線 (右舷用)

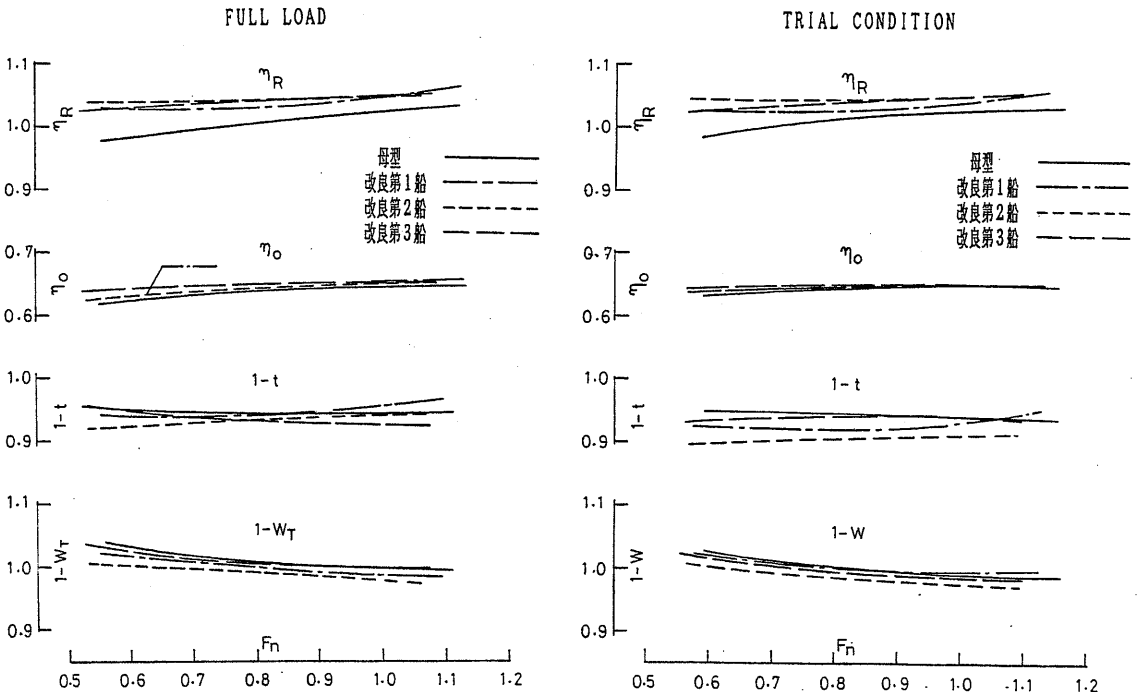


図-14 自航要素

解析に用いた。

自航試験は、満載、トライアルの2状態について、各状態で5種類の速度を選び、1速度あたりプロペラ荷重度を数点変更する荷重変更試験法で行った。これは、実船馬力推定法の検討に余地を残すためであり、ITTCでもこの方法を推奨している。荷重変更試験のR-T曲線と、2次元解析法によって求めた実船自航点から、自航要素を算出した。これを図-14に示す。スラスト減少率 $(1-t)$ はスラストの水平分力、スラスト係数 (K_T) は軸方向スラストを用いてそれぞれ求めた。図において、有効伴流率 $(1-W_T)$ が約1.0であったこと、 $(1-t)$ が $0.93 \leq (1-t) \leq 0.95$ のように高いことなどが本船の特徴である。 $(1-W_T)$ は軸方向スラストを用いて求めたので、プロペラ面に直角な有効平均流速である。試験速度領域によっては $(1-W_T) \geq 1.0$ となっているが、直進状態のプロペラ単独試験結果を用いたことなどの解析上の問題も考えられるが、確かな理由は不明である。

自航要素と有効馬力を用いて制動馬力 BHP を求めた (図-15, 16)。図-15には、燃料消費量から求めた実船公試運転結果と比較して示したが、計画速度における推定馬力は、公試馬力に対し約2%の差となった。公

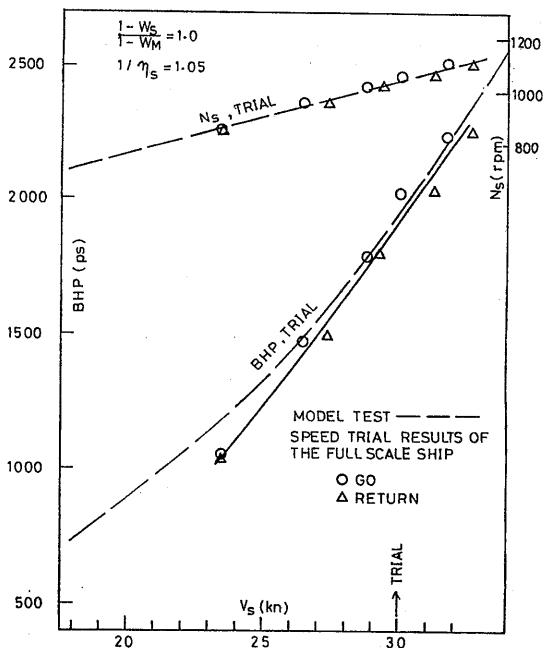


図-15 母型の水槽試験結果と実船公試結果との比較

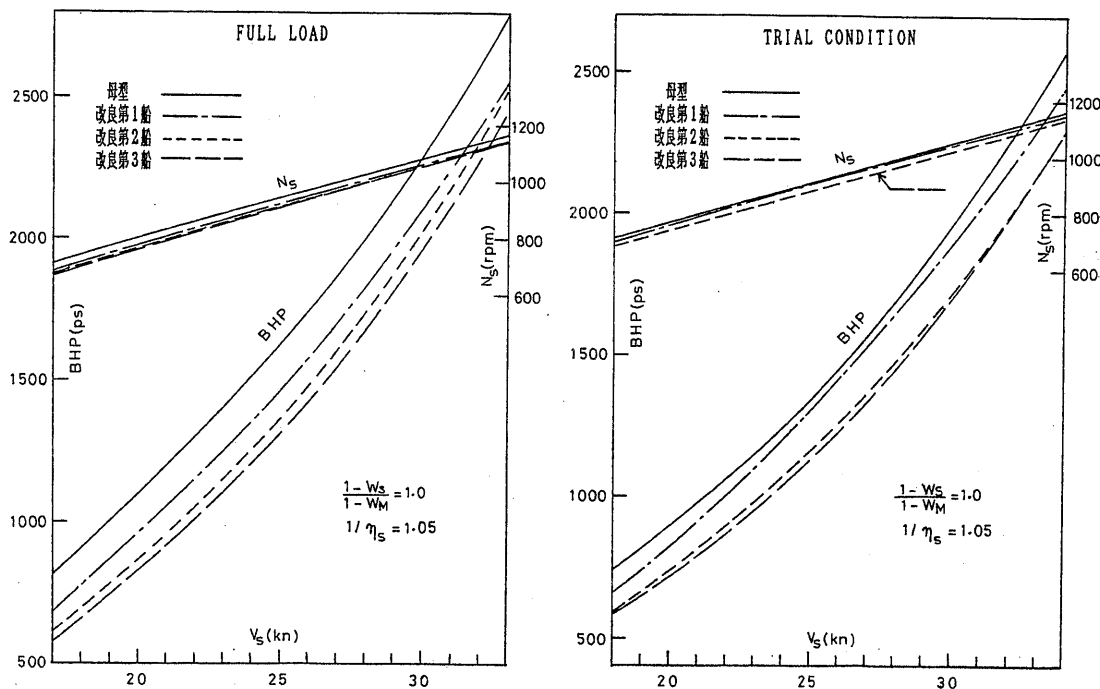


図-16 制動馬力

試馬力の精度や、模型試験上の諸問題もあり、この差をここで議論することはできない。高速船の模型試験法、試験解析法、馬力推定法などは今後の検討課題である。

母型の満載、トライアル両状態の計画速力における成績を表-5に示す。

航行中の船体姿勢についての計測結果を図-17に示す。高速船試験ではその姿勢が大きく変化し、抵抗とも密接な関係があるため、船体姿勢の調査が重視されている。船体姿勢変化は、スプレーの発生、水線長さ、浸水面積などに変化を与え、抵抗・推進性能への影響が大きい。試験結果によると、船首の浮上はすべての試験状態で大きく、曳航時より自航時、トライアル状態より満載状態の方が大きかった。その最大値は、全副部付き満載の自航時で $F_n = 1.11$ (約 $33K_n$) において、 $2.9\%L_{pp}$

表-5 水槽試験成績 (計画速力)

満載状態 (29kn)											
	F_n	RTH(kg)	(%)	EHP (%)	ETA (%)	ETAS = 1/1.05	DHP	BHP (%)	RPM		
母型	0.977	35.347	100.0	1276	100.0	0.627	100.0	2036	2138	100.0	1053.7
第1船	0.953	33.559	85.3	1209	94.7	0.848	102.7	1876	1970	92.1	1037.6
第2船	0.924	32.774	92.7	1157	90.7	0.845	102.5	1793	1893	88.1	1027.4
第3船	0.924	31.063	87.9	1090	85.4	0.830	100.5	1732	1818	85.0	1026.0
トライアル状態 (30kn)											
	F_n	RTH(kg)	(%)	EHP (%)	ETA (%)	ETAS (%)	DHP	BHP (%)	RPM		
母型	1.011	31.734	100.0	1198	100.0	0.635	100.0	1869	1963	100.0	1049.5
第1船	0.998	31.032	97.8	1148	99.6	0.636	100.2	1805	1895	96.5	1045.4
第2船	0.956	28.648	90.3	1041	87.6	0.838	100.4	1692	1713	87.3	1020.5
第3船	0.958	29.022	91.5	1051	88.5	0.850	102.4	1616	1697	86.4	1022.7

(模型で 116 mm, 実船で 0.67 m) に達した。船尾沈下は一様ではなかったが、満載、トライアル両状態とも曳航時より自航時の方が大きかった。これは、プロペラ上方の船底圧力による下向き力が斜流プロペラの上向き力より優っていたためであろう。トリムは、曳航時より自航時、トライアルより満載の方が船尾トリムが大きく、最大値は、全副部付き満載の自航時で、 $F_n = 1.11$ において、 $4.15\%L_{pp}$ に達した。曳航時の計画速力のトリム、浮上量を表-6に示す。

表-6 曳航時のトリム, 船体浮上量 (計画速力)

		満載状態 (29Kn)		トライアル状態 (30Kn)	
母型	TRIM (%)	3.430	3.362	3.000	2.918
	MEAN SINKAGE (%)	-0.678	-0.691	-0.833	-0.814
	TRIM* (deg.)	1.96	1.93	1.72	1.67
第1船	TRIM (%)	3.772	3.542	3.468	3.197
	MEAN SINKAGE (%)	-0.757	-0.737	-0.852	-0.817
	TRIM* (deg.)	2.16	2.03	1.98	1.83
第2船	TRIM (%)	2.046	2.195	1.731	1.934
	MEAN SINKAGE (%)	-0.362	-0.366	-0.489	-0.496
	TRIM* (deg.)	1.17	1.25	0.99	1.107
第3船	TRIM (%)	2.314	2.783	1.981	2.532
	MEAN SINKAGE (%)	-0.488	-0.524	-0.612	-0.662
	RIM* (deg.)	1.32	1.59	1.13	1.45

* トリム角は静止時の水面からの角度を示す。

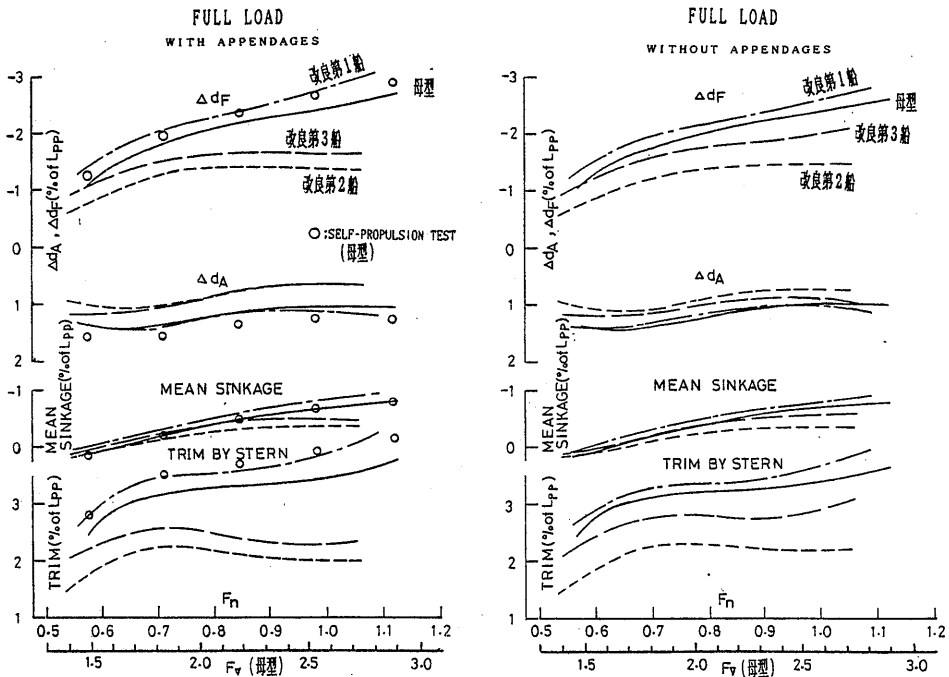


図-17(a) 航行中の船体姿勢 (満載状態)

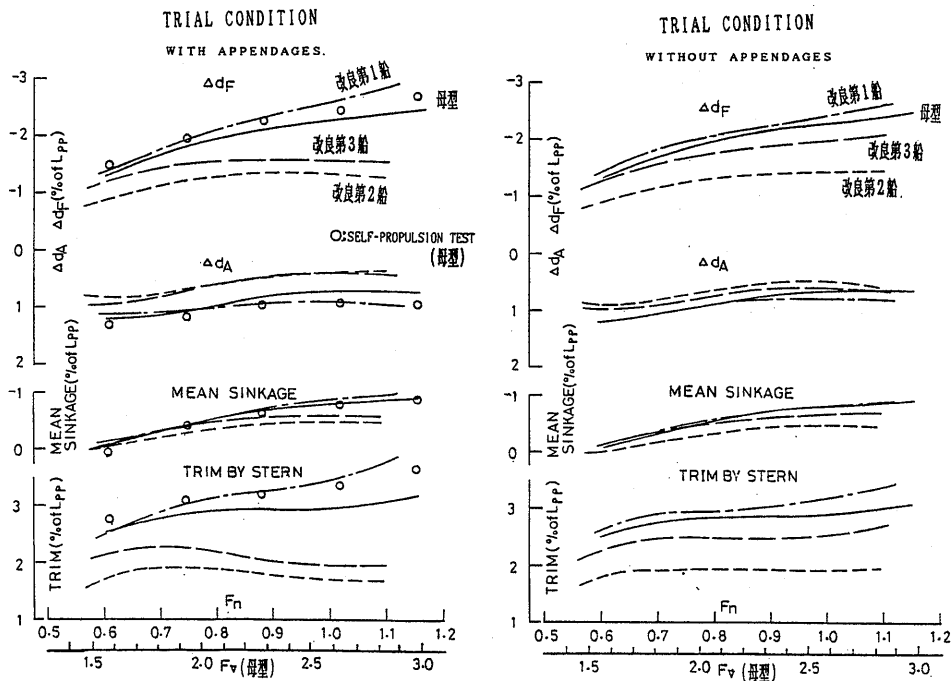


図-17(b) 航走中の船体姿勢 (トライアル状態)

以上のように母型の性能を調査したが、この他、目視、ビデオ、写真撮影を行い、特に船首部の波・スプレーを観測した。曳航時の計画速度における船側写真を写真-1 (満載状態), 2 (トライアル状態) に示した。

3.5 プロペラ面伴流計測

小型高速船の伴流計測は例が少ないこと、また、有効伴流係数が1.0を越える範囲もあったことから表記の伴流計測を行った。

伴流計測はトライアル状態の計画速度 $30K_n$ で、右舷側のプロペラ面で実施した。ピトー管やピトー管ストラットによる航走姿勢への影響を避けるため、自航試験時の航走姿勢で模型船を曳引車に固定した。

伴流分布と面内速度成分を図-18に示す。図によるとブラケット後方で僅かに流れが乱れているが、殆ど均一流で、公称伴流率 $(1-W_n)$ は約1.0であった。

4. 船型改良

現在、通常型船舶の船型改良は理論計算の援用のもとにその改良が進められている。しかし、本船のような半滑走型船の場合は、理論計算による流場及び流体力を精度よく推定する方法が見当たらない。従って、船型改良は模

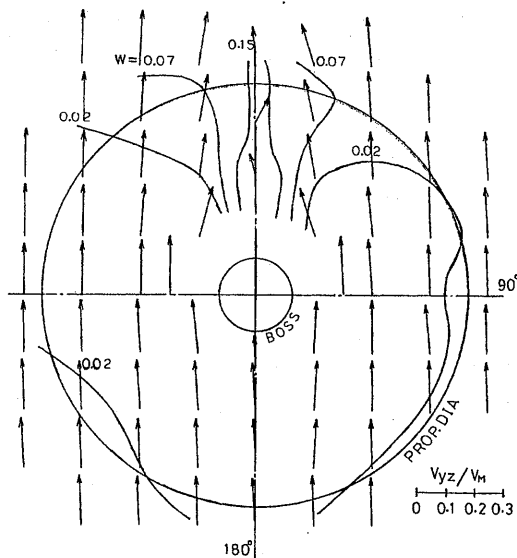


図-18 母型のプロペラ面伴流分布 (トライアル状態, 計画速度)

型試験により問題点や改良要素を見出し、過去の基礎的なデータを参考にしながら進めた。

4.1 船型改良第1船 (M.S.No. 0501)

4.1.1 船型計画

母型の水槽試験を経て次の船型改良案をまとめた。

- 1) 就航海域と速度を勘案の上、主要目とトランサム船底傾斜角 β_t について検討する¹⁴⁾¹⁵⁾。
- 2) 水槽試験の航走姿勢の評価から縦浮心位置 l_{CB} を検討する。

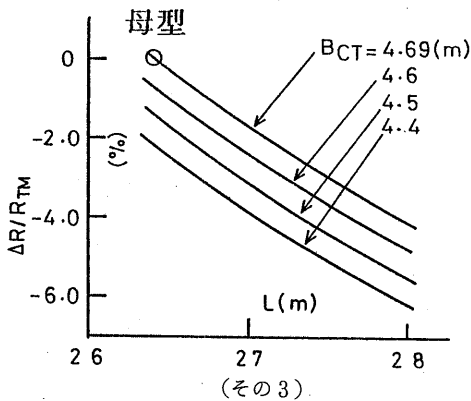
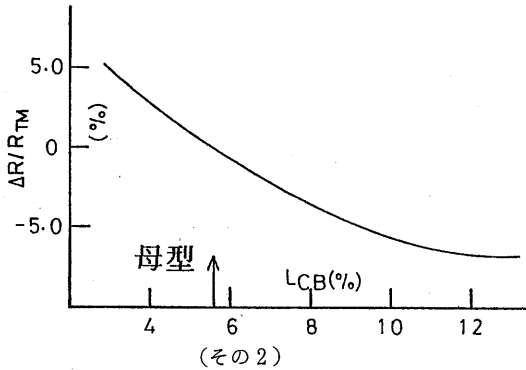
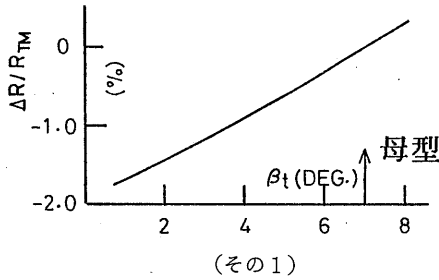


図-19 抵抗推算式¹⁷⁾による船型要素変化と抵抗の関係

- 3) 水槽試験時の造波状況と航走姿勢の調査から水線流入角、船首フレームラインを検討する。
- 4) 設計要領としてトランサムのチェーン幅 B_{CT} も重視されるので¹⁶⁾この点も検討する。
- 5) 舵抵抗の減少を図る。

これらの項目をすべて満足させる船型計画は無理であり、当然改良効果の少ない要素、実船採用の無理な要素もあるので、これらを考慮の上検討を進めた。

船の全長は母型と等しくしておき、水線間長さを2フレーム分の1.20m長くした。幅は母型の客席配置を変えないことから母型と等しくしたのでL/Bは4.46から4.69となった。

トランサムの船底傾斜角 β_t を小さくすれば、耐航性能は幾分悪くなるものの抵抗性能は改善される場合が多い。文献17)の抵抗推算式に母型の満載状態の要目を入力し、 β_t を変化させた結果を図-19(その1)に示すが、 β_t が小さいほど抵抗の減少が見られる。これらにより航行海域の海象を考慮の上、 β_t の減少を図ることにした。 β_t の減少により揚力及び滑走性能の向上、浸水面積の減少なども期待できる。設計の結果、母型の約7°から約2°に出来た。

l_{CB} については、図-7(d)に見られるように母型の l_{CB} はかなり前方にある。 l_{CB} を後方に移せば、航走姿勢がより船尾トリムになるが、母型のトライアル状態のベストトリム試験(図-20)において船尾トリムを0.5

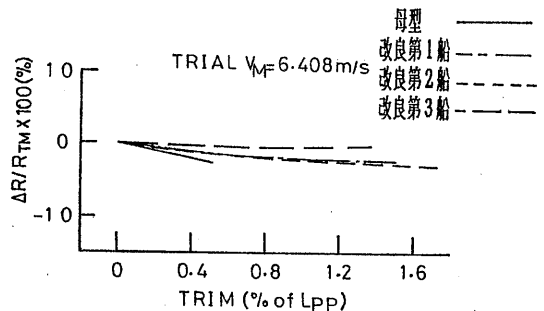
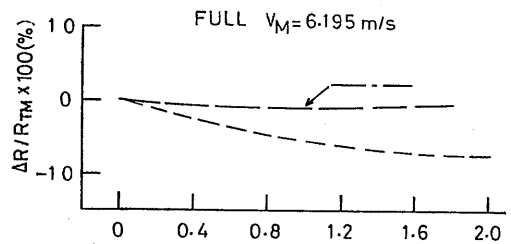


図-20 ベストトリム試験結果

% L_{pp} まで増加させた結果では、抵抗の減少が認められた。文献16) では l_{CB} を後方に移すことによって滑走効率の向上が期待されるとしている。 l_{CB} 位置を変化させ、抵抗を推定¹⁷⁾したが (図-19 (その2)), l_{CB} が +12%の位置で抵抗はもっとも小さくなる。このような考慮のもとに設計された結果、 l_{CB} は +5.55% L_{pp} から +8.96% L_{pp} (+は M.S. より後方) となった。

母型の水槽試験において船首部を観測した結果、船首波の波高、波長線角、及びスプレーともかなり大きく認められた (参考、写真-1)。これは、水線流入角が大きいためと思われる、船首部造波の減少をねらいフレームラインをより V 型に変え、水線流入角を小さくすることにした。設計結果では約 24° から約 9° になった。航走中は船首が大きく持ち上がり予想されるため、この流入角の直接的な寄与は少ないが、船底部に近い部分のシャープなフレームラインに効果が期待できる。

トランサムチェーン幅 B_{CT} を小さくすればだけ性能向上に結びつくと考えられるが、 l_{CB} と船首フレームラインをねらい通りに変更すれば排水量分布が後方に移動し、 B_{CT} の減少と相反する関係となるので、結局、 B_{CT} は減らせなかった。ステム傾斜についても変更を加えることにした。全長を変えない方針から、ステム傾斜角は母型の約 39° から約 57° に変更した。ステム傾斜の変更は抵抗性能には殆ど影響を与えないものと考えられる。

母型の舵抵抗係数 C_{FRX} を、通常船 (タンカー) の係数と比較し、図-21に示す。図中の R_n は舵の平均コード長を用いた。図より、母型舵の C_{FRX} が、かなり大きいことが判明した。この舵抵抗を減少させるため、通常船の舵形状と比較し、その改良要素として単板を円柱の舵軸で挟んでいる方式から、舵軸を舵板に含める流線型舵に改めることにした。両者の舵形状を図-22に示す。

自航要素は幾分かの改善は可能と思えるが、大きな改善の余地はなく、特にこのための改良は行っていない。以上の改良要素をまとめて表-7に示す。

4.1.2 模型船と試験状態

前項で示した船型計画にもとずいて設計が実施され、続いて排水量及びトリムを母型と同一にする条件から試験状態を求めた。プロペラ、ブラケット、シャフトは母

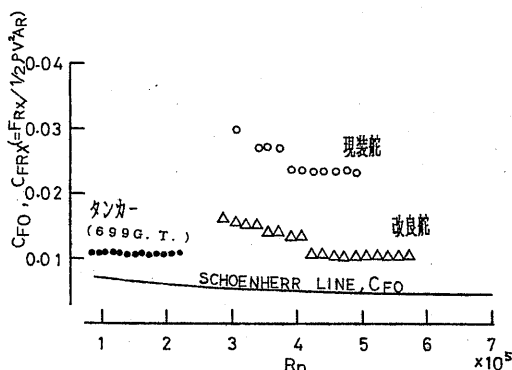


図-21 舵抵抗係数の比較

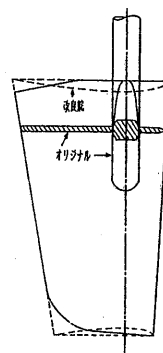


図-22 現装舵、改良舵の形状

表-7 改良要素

	母型	改良第1船	実現	ねらい	
①	L/Bを大きくする (Bを一定,Lを大きく)	$L_{pp}=23.2$ m	≈ 24.4 m	○	スリム化
②	水線入角を小さくする	24°	9°	○	波頂線角を小さくする
③	l_{CB} を後方へ移す	$l_{CB}=+5.91$ (% of L_{pp}) 約 7"	$\approx +8.96$	○	航走トリム大きくし、滑走効率を向上させる ($F_D > 2.0$)
④	トランサムの船底傾斜角 β を小さくする	約 7"	約 2"	○	揚力大、滑走性能向上、浸水面積減少 ($F_D < 3.5$)
⑤	トランサムのチェーン幅 B_{ct} を小さくする	4.7 m	5.0 m	×	半滑走時の摩擦面積減少
⑥	排水量を略一定とする	$\Delta=46.786$ ton	≈ 46.808 ton	○	
⑦	喫水を小さくする	d=0.8688 m	≈ 0.8178 m	○	
⑧	舵形状を変更する	単板舵	流線型舵	○	舵と舵柱の抗力を減少させる

*①、② は主に造波抵抗、③～⑤は主に摩擦抵抗、⑥は副部抵抗の減少が考えられる。
 l_{CB} の + は M.S. より後方。 $F_D = V/\sqrt{g \cdot \nabla^{1/3}}$

型と同じものを使用し、スプレーストリップは船首の持ち上がり方を考慮して S.S.7 1/2 まで延長した（母型は S.S.8 1/4）。

設計された改良第 1 船（以後、第 1 船）の主要目と船型を表-2、図-5 に示す。前記の通り排水量を同一とする条件から、第 1 船の実船喫水は母型より約 0.05 m 小さくなった。試験状態を表-4 に示す。

4.1.3 模型試験結果

抵抗試験結果を図-9 に示す。母型と第 1 船の実験水温は殆ど差が無いので、両者の計測値は直接比較が可能である。船型改良の効果は満載状態の裸殻抵抗に現れ、計画速力で 4.6% であった。舵抵抗は、満載、トライアル両状態の計画速力で共に約 44% 低下した。改良舵の抵抗係数は図-21 に示すように、通常船の係数値に近づいている。全副部付きの計画速力における全抵抗は、満載で 4.7%、トライアルで 2.2% 改善されたが、トライアル状態の改善は殆ど舵抵抗の低下によるものであった。計画速力での有効馬力（図-12）は、満載、トライアルでそれぞれ 5.3%、3.4% 低下した。自航要素（図-14）については、 $(1-W_T)$ 、プロペラ効率 η に殆ど差が現れていない。 $(1-t)$ とプロペラ効率比 η_R には少し差がみられるものの僅かである。自航要素の直接的な向上を目指す改良は施していないが、実船の推進効率で見た場合、改善率は満載で 2.7%、トライアルで 0.2% であった。計画速力での制動馬力（図-16）は、満載で 7.9%、トライアルで 3.5% の馬力低下が得られた。

第 1 船の満載、トライアル両状態の計画速力における成績をまとめて表-5 に示す。

航走中の船体姿勢は（図-17、表-6）、すべての状態において母型に比べ船尾沈下量、中央部平均浮上量、船尾トリムが大きくなった。これらの結果は、船型計画時に予想していたものである。

第 1 船の馬力低下は主として舵抵抗と造波・スプレー抵抗の減少によるものと考えられる。写真記録によると（写真-1、2）母型に比べスプレーの減少が認められる。摩擦抵抗を支配する航走中浸水面積は、両状態とも中央部平均浮上量が大きくなったが、 B_{CT} が増加したこと、船尾沈下が少し大きくなったことのため母型とあまり変わらなかったものと思われる。また、トライアル状態で裸殻抵抗の改良効果は表れなかったが、船尾沈下が大き過ぎたため、船尾部分の造波、粘性抵抗が増えたことが挙げられる。

4.2 船型改良第 2 船 (M.S.No. 0510)

4.2.1 船型計画

第 1 船は、数少ない従来の調査資料を参考にして、よりよい方向に変更を加える手法をとった。よって、種々のファクターを一括して取り入れた形で船型設計を行った。これは実船設計に近い手法である。

改良第 2 船（以後、第 2 船）では、第 1 船でのやり方を変え、船型変更を一要素に絞り、その改良効果を調査することにした。

抵抗性能の改善を図る一番基本的な方法は L/B を大きくし、細長型にすることである。図-19(その 3) に L と B_{CT} を変化させたときの抵抗を推定¹⁷⁾したが、L/B が大きいほど抵抗が減少し、他の要素変化に比べその効果も大きい。

第 2 船では、この L/B を変化させた効果を調査することにした。しかも、その効果を確実に把握するため、L/B の思いきった値を採用することにした。旅客船の快適性を重視する立場から、客室甲板面積は母型の値を維持しなければならないので、B を小さく、L を大きくした場合、座席を配置替えする事、母型の主機関配置を変更する事の可能性について検討した。座席は幅方向に 6 列を確保すること、主機関は、母型と同じ主機関を 2 台搭載するのに必要な船の最小幅を検討した結果、B（幅）=4.8 m とした。

喫水は、母型の計画喫水 d が 0.87 m ($D=2.40$ m) であるのに対し、これより少し浅い 0.85 m ($D=2.40$ m とする) とし、高速航行性能の向上をねらった。

総トン数、甲板面積については、総トン数 $\propto L_{pp} \times B \times D$ 、甲板面積 $\propto L_{pp} \times B$ と考え、母型では、 $L_{pp} \times B \times D = 289.54 \text{ m}^3$ 、 $L_{pp} \times B = 120.64 \text{ m}^2$ であるから第 2 船でもこれらと同じ値にする条件から L_{pp} を求めると 25.1 m となった。母型と第 1 船の L_{pp} の差が 1.2 m であったが、第 1 船と第 2 船の差をこれと同等以上にするため、 $L_{pp} = 26.0 \text{ m}$ とした。結局、L/B は母型で 4.46、第 1 船で 4.69、第 2 船で 5.42 となった。

フレームライン、船首尾形状は、出来るだけ母型と同じ傾向を保つように設計した。スプレーストリップは、浸水面積の減少をねらい、S.S.6 1/2 まで延長した。

副部は、より一層の抵抗減少を図るため、ブラケットには流線型キャップ、舵軸の露出部には流線型カバーを取り付けた。その形状を図-23 に示す。

4.2.2 模型船と試験状態

前項で示した船型計画にもとずいて設計が実施され、

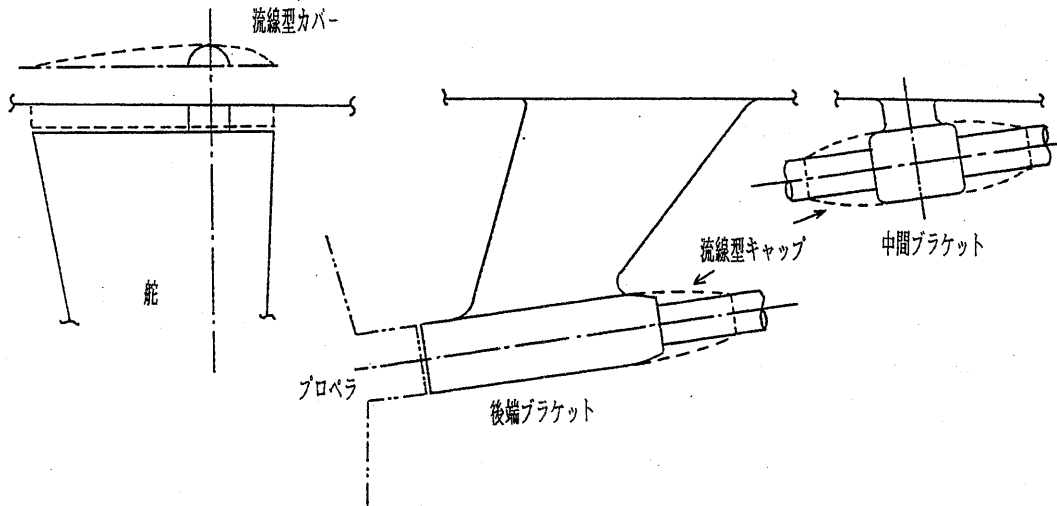


図-23 副部抵抗軽減のための流線型付加物（点線部分）

続いて排水量及びトリムを母型と同一にする条件から試験状態が定められた。

設計された第2船の主要目と正面線図を表-2, 図-5, 24に示す。試験状態を表-4に示す。

4.2.3 模型試験結果

抵抗試験結果と有効馬力を図-9, 図-12に示す。満載, トライアルとも全副部付き抵抗, 副部抵抗(図-10)が母型に比べてかなり低下した。第1船に比べても低下している。裸殻抵抗は母型に比べ両状態とも低下したが, 第1船に対しは, トライアル状態で減少したが, 満載状態の6.0m/s以上では大きくなった。但し, 実験水温は母型や第1船に比べて幾分低い。

自航要素(図-14)では, $(1-W_T)$, η_R は母型, 第1船に比べてともに僅か良好となったが, $(1-t)$ が悪くなり, 推進効率は母型に比べて満載で2.8%, トライアルで0.5%の向上であった。

計画速力における制動馬力(図-16)は, 母型に比べて, 満載で11.9%, トライアルで12.7%の改善となった。第2船の満載, トライアル両状態の計画速力における成績をまとめて表-5に示す。

航走中の船体姿勢(図-17, 表-6)に注目すると, 満載, トライアルの両状態とも船首浮上量, 船尾沈下量が母型や第1船に比べて極端に小さい。中央部船体浮上量, 船尾トリムも同じく小さくなっており, 特に船尾トリムの減少は顕著である。満載, トライアルとも, 航走による船尾トリムは第1船, 母型, 第2船の順序で小さ

くなっているのに対し, 満載の l_{CB} はこの順序で前方に移っているが, トライアルの l_{CB} はこの順序に変化していない(表-4参照)。従って, 船尾トリムを支配するのは, 当然のことながら船型の複数要素であることが分かる。

また, 満載, トライアルとも, 船首浮上, 船尾沈下, 船尾トリムが, 裸殻より全副部付きの方が小さくなっている(図-11, 17)。これも本船の特徴であり, 母型, 第1船ではこの反対であった。母型に対し第2船のこの程度の船型変更が, 航走中の船体姿勢に上記のような変化を与えることは予期していなかった。船型と航走姿勢が極めて敏感な関係にあることが実証された。

副部抵抗は, 流線型の付加物を取り付けたことにより, 大幅に改善された(図-10)。しかし, 裸殻抵抗が第1船のそれに比べ期待していたほどの差がなかった。このことは, かなりの成果が期待できるとして, 実施した船型改良の効果(L/Bが大)が乏しかった事になった。この原因は航走中の船体姿勢によるところが大きく, 船体中央浮上量, 船尾トリムがかなり小さくなったため, 船首部が浮上せず船首部分の造波・スプレーが大きかったと思われる。写真-1でも, 特に満載状態のスプレーが大きく認められる。さらに, 船体浮上量も小さいため, 浸水面積の減少も少なかったものと思われる。

4.3 船型改良第3船(M.S.No. 0513)

4.3.1 船型計画

第2船はL/Bを大幅に変えたにも関わらず, その効

果は予想を下まわる結果となった。第2船のベストトリム試験では(図-20)、船尾トリムをつけることで抵抗が減少しており、とくに満載状態で著しい。船尾トリムを付けることで船首が浮上し、造波・スプレー抵抗が小さくなったものと思われる。航走中に船尾トリムが大きくなる船型を採用すれば、さらに性能が改善されると予想される。航走中のトリムについては、第1船が大きな船尾トリムとなったが、これは l_{CB} 位置と β_t の影響であった。

これより、改良第3船(以後、第3船)の船型計画は l_{CB} 以外の主要目を第2船のままで、船型を第1船とすることにした。これらより、船尾トリムが第1船に準じて大きくなり、それにともない船首部が浮上し、特に満載状態の抵抗が減少すると期待される。

主要寸法は第2船と同じく、フレームライン形状、 l_{CB} 、船首尾形状は極力第1船と同じくするように設計し、スプレーストリップの長さも同じくS.S.7 1/2までとした。副部は第2船で改良された副部を使用した。

4.3.2 模型船と試験状態

前項で示した船型計画にもとづいて設計が実施され、続いて排水量及びトリムを母型と同一にする条件から試験状態が定められた。

設計された第3船の主要目と正面線図を表-2、図-24に示す。試験状態を表-4に示す。

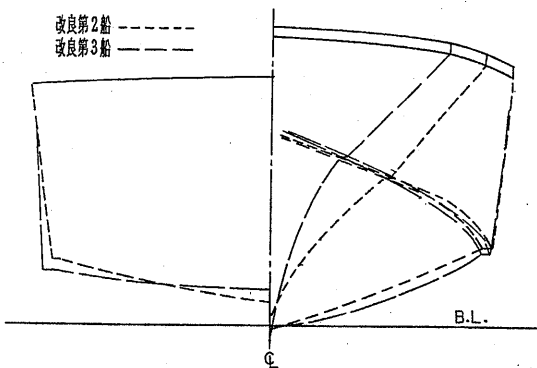


図-24 正面線図(その2)

4.3.3 模型試験結果

抵抗試験結果と有効馬力を図-9、図-12に示す。満載、トライアル両状態の全副部付き抵抗、及び裸殻抵抗が改良船の中で一番低下した。但し、トライアル状態の全副部付きと裸殻の抵抗は、第2船とほぼ同じであり、

副部抵抗も改良を施さなかったので第2船と同じである(図-10)。なお、実験水温は船型試験中で一番低い値であった。

自航要素(図-14)は、 $(1-W_T)$ 、 η_R は母型、第2船に比べてともに僅か良好となったが、 $(1-t)$ が悪くなり、推進効率は母型に比べて満載で0.5%、トライアルで2.4%の向上であった。

計画速力における制動馬力(図-16)は、母型に比べて、満載で15.0%、トライアルで13.6%の改善となった。第2船に比べると、満載で3.1%、トライアルで約1%の改善となった。

第3船の満載、トライアル両状態の計画速力における成績をまとめて表-5に示す。

航走中の船体姿勢(図-17、表-6)は、満載、トライアルとも船首浮上量、船尾トリムが第2船より大きく、予想どおりの結果となっている。しかし、第1船のそれより小さく、母型よりも小さかった。

また、両状態とも、裸殻より全副部付きの方が、船首浮上、船尾沈下、船尾トリム(図-11、17)は小さくなった。これは第2船と同様な傾向である。L/Bを大きくしたことで、この結果が現れたとは思わず、副部形状の変更(流線型の付加物を取り付けた)が影響したものであるのでは、母型、または、第1船に改良された副部を取り付け、航走姿勢への影響を確認しなければならなかったが今回は実施出来なかった。

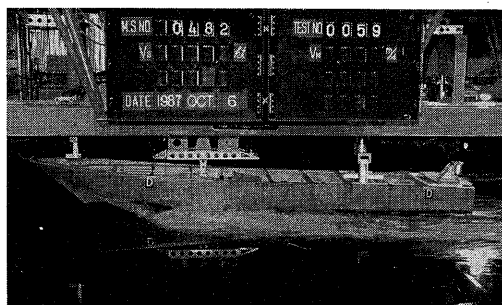
第2船に比べ満載状態の抵抗はかなり減少したが、トライアル状態ではほぼ同じであった。第2船のベストトリム試験でも、トライアル状態では抵抗の減少はあまり認められていない(図-20)。

第3船も確認のためベストトリム試験を行ったが(図-20)、両状態とも船尾トリムの変化に対し、もはや抵抗の減少は認められず、ほぼ最適なトリム角で航走していると思われる。

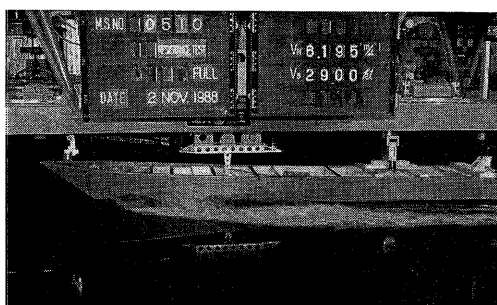
船首部の写真では(写真-1、2)、第2船に比べて特に満載状態のスプレーは小さく認められており、満載状態の抵抗減少は、造波・スプレー抵抗が小さかったものと思われる。

5. 現装プロペラの調査及びその性能改良

高速船のプロペラにはキャビテーションが激しく発生している確率が高く、キャビテーションの発生によるスラスト低下、エロージョンの発生、振動・騒音の増大などを伴い、その害は多い。しかし、小型高速船のキャビテーション発生状況を実船で調査した報告は殆どないの



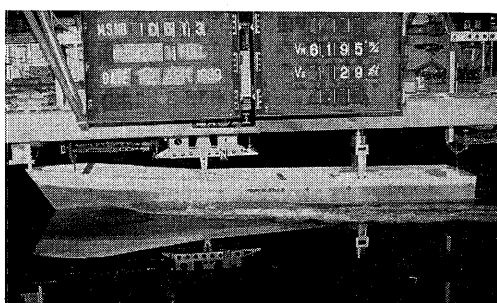
母型



改良第2船

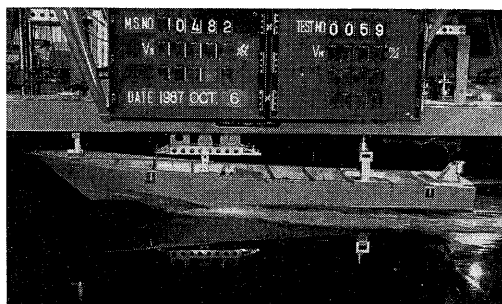


改良第1船

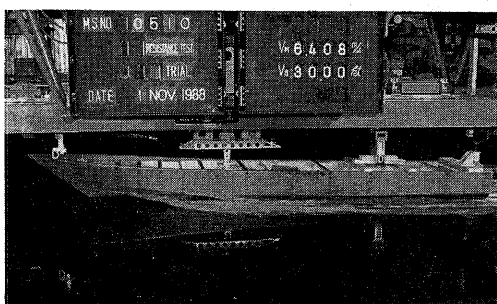


改良第3船

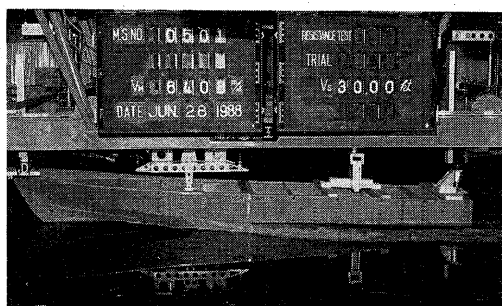
写真-1 船首波の観測 (計画速度, 満載状態)



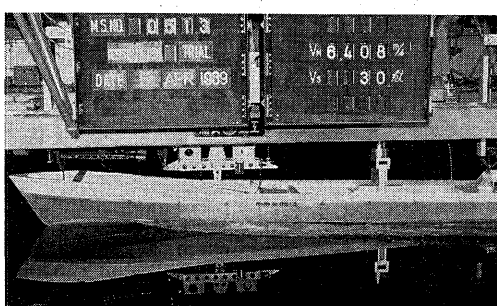
母型



改良第2船



改良第1船



改良第3船

写真-2 船首波の観測 (計画速度, トライアル状態)

で、模型試験によりキャビテーションの発生状況を調査した。その結果、翼背面に激しいキャビテーションが認められたため、主としてキャビテーションの低減を目的に性能改善を図った。

5.1 現装プロペラのキャビテーション試験

現装プロペラの軸は前進方向に対し傾斜しているため、斜流状態となる。斜流状態では流れが均一でも、一回転中にプロペラに対する流れの流入角が変化するため、非定常なキャビテーションが発生しやすい。さらに、翼根部にはルートキャビテーションも発生する¹³⁾。このため、

斜流状態のキャビテーション試験を船舶技術研究所大型キャビテーション試験水槽で実施した。

現装プロペラのキャビテーション試験用大型模型プロペラ、M.P.No. 0282（直径=0.25 m、表-3）を製作し、実船試運転状態（ $V_s=30K_n$ 、 $J=1.00$ 、 $\theta_s=10.0^\circ$ 、 $\sigma_v=0.9$ ）で試験を行った。キャビテーション数 σ_v は、実船プロペラの作動状態に合わせた。軸傾斜角度 θ_s はプロペラ軸傾斜角（ $\approx 8^\circ$ ）と自航試験より求めた航走中のトリム角（ 2° ）を加えたものである。

キャビテーション発生状況の一例を写真-3に、キャビテーションパターンを図-25に示す。翼背面にかなり

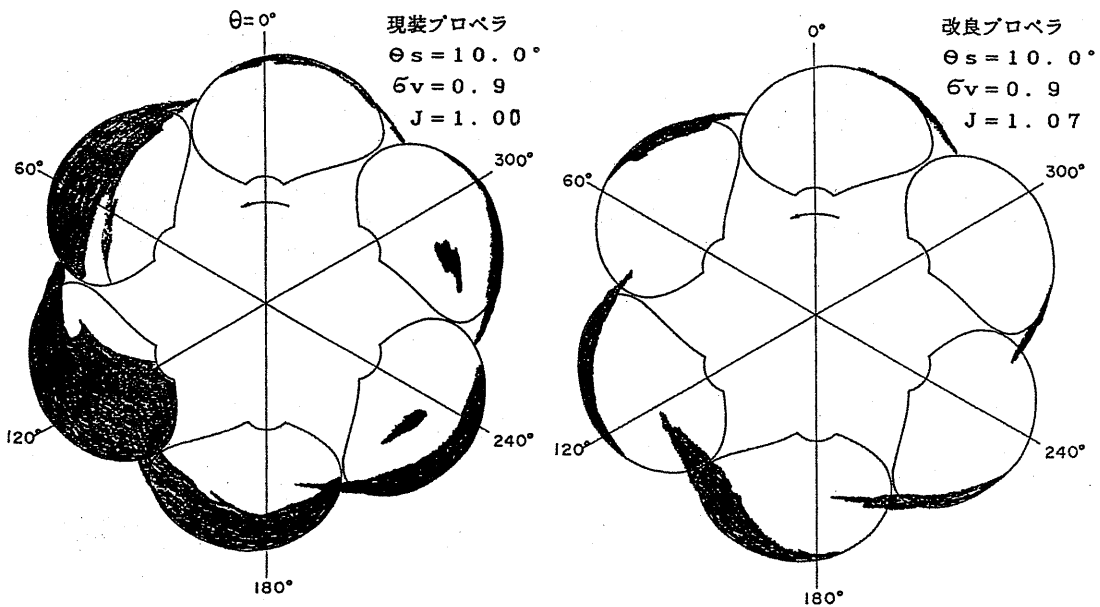


図-25 キャビテーションパターン図

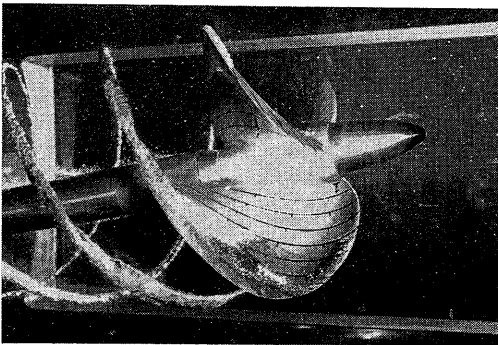


写真-3 現装プロペラのキャビテーション発生状況
($\theta=160^\circ$)

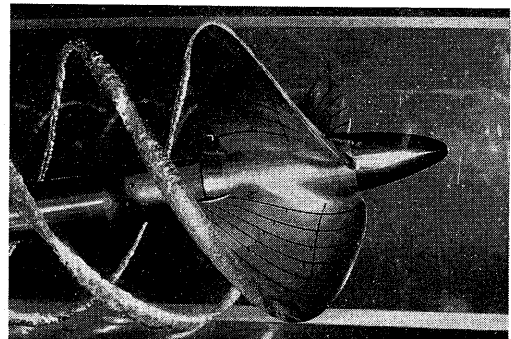


写真-4 改良プロペラのキャビテーション発生状況
($\theta=160^\circ$)

激しいシート状のキャビテーションが発生しており、一回転中でそのパターンが変化し、翼回転角度 θ が 120° の位置で一番激しく発生しており斜流影響が認められた。そして、ルートキャビテーションの発生も認められた。

揚力面解析法¹⁸⁾により、試験状態の翼背面圧力分布を求めた。その結果を図-26に示すが、翼回転角度 90° で前縁部の負圧のピークが最も高く 270° では低い値となり、試験時のキャビテーション発生状況とほぼ対応した圧力分布を示している。

プロペラ単独効率 η_o は、本試験状態では変化が生じなかったが、荷重度をさらに増すと、スラスト低下が起こり η_o が急激に低下した。

高速船用プロペラのルートキャビテーション防止対策の一つとして、プロペラ翼根部に小さな穴を明けることがある¹⁹⁾。その効果を調査するため一般的に行われている様に翼根部に2つの穴を明け(図-6参照、直径 = 2.94 mm)、上記と同じ条件で試験を実施した。それによると本試験状態ではルートキャビテーションが減少する効果は見られなかった。

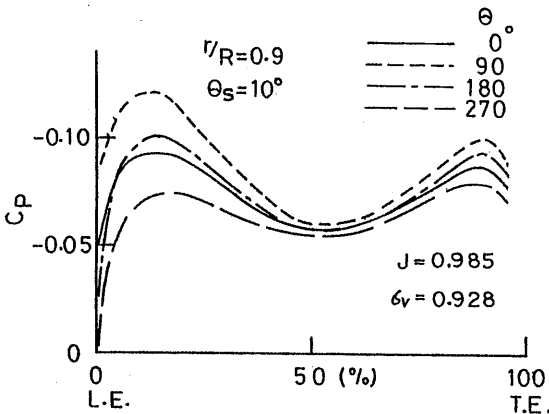


図-26 現装プロペラの翼背面圧力分布

5.2 改良プロペラの設計

現装プロペラの翼背面キャビテーションを低減させる目的で、改良プロペラを設計した。

現装プロペラの翼断面形状は図-27のようにエロフォイル型であり、一般的には翼背面の前縁寄りに負圧のピークが表れる。そして、このピークが低い値となるため、高速船ではもはやキャビテーションを避けられない場合が多い。従って、翼背面の圧力分布を翼弦方向に平坦化

させるため、翼断面形状を NEWTON-RADER¹⁹⁾ のクレセント型翼断面に変更し、その効果を調べることにした。以下に改良プロペラの設計方針を述べる。

- 1) 半径方向の翼幅、翼厚、スキューは現装プロペラの値と同じとする。但し、レーキ角は 0° とする。
- 2) クレセント型母型プロペラと現装プロペラの翼厚が異なるので、半径方向のキャンパー分布はクレセント型母型プロペラの値と等しくし、これと現装プロペラの翼厚を組み合わせる。
- 3) 設計条件は、プロペラ前進速度 V_A 、伝達馬力 DHP、プロペラ回転数 n を現装プロペラと同一とする。
- 4) プロペラ直径をパラメーターとした $J-K_q, \eta_o$ 曲線と、クレセント型母型プロペラのピッチ比をパラメーターとした $J-K_q$ 曲線から、最良単独効率を示す直径、ピッチ比を求める。

上記より設計された改良プロペラは直径 800 mm、ピッチ比 1.320 (表-3) を有するカップ型プロペラである。翼断面形状の一例を図-27示すが、現装プロペラに比べ、キャンパーの大きなプロペラとなっていることが分かる。

計算による改良プロペラの翼背面圧力分布を、現装プロペラと比較して図-28に示す。現装プロペラの負圧のピーク値が前縁よりあるのに対し、改良プロペラのそ

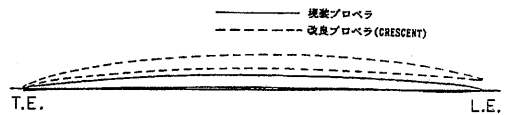


図-27 0.9R におけるプロペラ翼断面形状

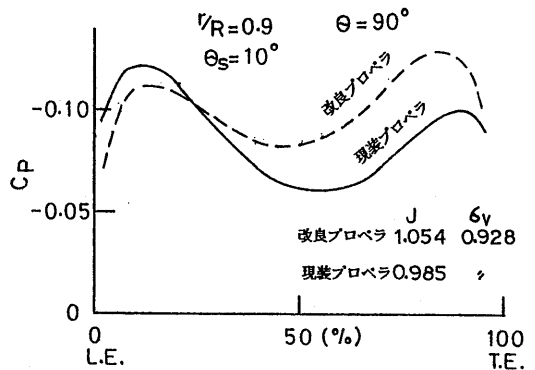


図-28 改良プロペラ、現装プロペラの翼背面圧力分布の比較

これは後縁側にあり、クレセント型プロペラに見られる特徴的な圧力分布を示している。翼弦方向に変化する圧力の peak to peak は現装プロペラに比べ、改良プロペラが 30% 程小さくなっており、圧力分布は翼弦方向に比較的均一化されている。

5.3 改良プロペラのキャビテーション試験

改良プロペラのキャビテーション試験用大型模型プロペラ、M.P.No. 0291 ($D_p=0.25$ m, 表-3) を製作し、実船の現装プロペラを改良プロペラに換装したと仮定した場合の作動状態でキャビテーション試験を実施した。即ち、 T , n , V_A を両プロペラで等しいとすることから同一の K_T/J^4 のもとに改良プロペラの J を求めた。よって、試験を行うべき J は現装プロペラが $J=1.00$ に対し、改良プロペラが $J=1.07$ と異なった。

改良プロペラの試験結果を図-25、写真-4 に示す。これらによるとキャビテーションは大幅に減少し、クレセント翼断面形状を採用した効果が認められた。パターン図を詳細に見ると、改良プロペラは後縁付近にキャビテーションが僅か見られる(現装プロペラは前縁側寄)。これは、後縁部に負圧のピークが見られる計算結果と良く対応した結果となっている(図-28参照)。なお、両プロペラとも翼正面側には殆んどキャビテーションは発生していなかった。

ルートキャビテーションについては改良策を構じなかったので変化はなかったが、ルートキャビテーションはしばしば激しいエロージョンを引き起こすため、その防止法は今後の課題である²⁰⁾。

対象船舶のプロペラにクレセント型翼断面を採用することにより、翼背面のキャビテーションが大幅に減少するものと思われる、それに伴うエロージョン、振動、騒音の、かなりの低減が期待される。

5.4 改良プロペラによる馬力推定

図-13に曳航水槽で実施した改良プロペラの単独試験結果($\theta_s=0^\circ$)を現装プロペラと比較して示す。改良プロペラの場合は特にプロペラ効率向上を目指したものではないが、両プロペラの実船作動点(現装プロペラは $J=1.00$, 改良プロペラは $J=1.07$)の単独効率を比べると改良プロペラの場合は3%の向上となった。

この改良プロペラの単独性能を用いて、一番推進性能が改善された改良第3船の制動馬力を推定した(表-8)。この時、改良プロペラの直径は現装プロペラより小さいので通常の船では自航要素の $(1-w_T)$ が異なるが、本

表-8 改良プロペラによる馬力推定(計画速力)

満載状態 (29kn)	EHP	ETA 0	ETA	(%)	ETAS = 1/1.05		
					DHP	BHP (%)	RPM
第3船+現装プロペラ	1090	0.649	0.630	100.0	1732	1818	100.0 1026.0
# +改良プロペラ	1090	0.677	0.656	104.1	1661	1744	95.9 1010.9

トライアル状態 (30kn)	EHP	ETA 0	ETA	(%)	DHP	BHP (%)	RPM
第3船+現装プロペラ	1051	0.652	0.650	100.0	1616	1697	100.0 1022.7
# +改良プロペラ	1051	0.685	0.683	105.1	1537	1614	95.1 1001.9

満載状態 (29kn)	EHP	ETA 0	ETA	(%)	ETAS = 1/1.05		
					DHP	BHP (%)	RPM
母型 +現装プロペラ	1276	0.644	0.627	100.0	2036	2138	100.0 1053.7
第3船+改良プロペラ	1090	0.677	0.656	104.6	1661	1744	81.6 1010.9

トライアル状態 (30kn)	EHP	ETA 0	ETA	(%)	DHP	BHP (%)	RPM
母型 +現装プロペラ	1188	0.650	0.635	100.0	1869	1963	100.0 1049.5
第3船+改良プロペラ	1051	0.685	0.683	107.5	1537	1614	82.2 1001.9

船では計測した伴流分布(図-18)にも見られるように一様流であり、 $(1-w_T)$ は現装プロペラから求めた値をそのまま用いた。

制動馬力は、第3船と改良プロペラの組合せが、第3船と現装プロペラの組合せに比べ、満載状態で4.1%、トライアル状態で4.9%の改善となった。

また、母型と現装プロペラの組合せと、第3船と改良プロペラの組合せでは、制動馬力は満載状態で18.4%、トライアル状態で17.8%の改善となった。

6. 波浪中動揺試験

小型高速旅客船の性能評価は、推進性能の向上のみならず耐航性能(特に乗心地)も重要な要素である。船型の改良は、就航海域の海象を考慮し、推進性能の向上を目的に実施したが、船型の変更が動揺性能にどのように影響したかについても把握しておく必要がある。

6.1 供試模型船と試験状態及び試験方法

供試船は、母型及び推進性能が一番改良された改良第3船の2隻とし、波浪中性能の基本となる正面規則波中の船体運動すなわち上下加速度、縦揺(ピッチング)、上下揺(ヒービング)を模型試験により計測した。一方、この2隻と第2船の3隻についてO.S.M.法による理論計算も行った。母型の加速度の計測位置は実船での計測予定を考慮し、Frame No.8,40(図-4参照)とM.S.にした。改良船もそれに対応する位置とした。模型船(表-2)は平水中試験に用いたもので、全副部付き(但しプロペラ無し、ブラケット、舵はオリジナルのもの)とした。縦慣動半径は実船の縦慣動半径を推定し、それに合わせた。

試験は曳航方式とし、曳航点は長さ方向の船体重心位置で、比較的長い曳航棒(約1m)を用いて水平方向

に曳航した。船体の前後揺は、曳航棒により拘束されることになるが、曳航金具（ネコ）と曳航棒の間にゴムダンパーを入れたため、その伸縮量は±20 mm である。

波の出会い周期と波高は超音波式変位計を曳引車上に取り付けて測定したが、この変位計は本試験における出会い周波数、波高に十分対応できる特性がある。

試験状態はトライアル状態の、航海速力 28 K_n （母型は $F_n = 0.943$, 改良船は $F_n = 0.892$ ）で、設定波高 H_w は、波浪階級 3 の有義波高として 170 mm（実船相当では 1m）とした。表-9 に本船の運航基準の一例を示したが、波高 1m は本船の航行限界波高となっている。波長 λ は実船相当で 17m~90m ($\lambda/L \approx 0.7 \sim 3.6$) の範囲とした。本船の就航海域の波長は 50m 以下の場合が多いようである。

表-9 運航基準

第 1 章 目的

(目的)

第 1 条 この基準は、運航管理規程に基づき、高松・土庄航路、坂路・福田航路、丸亀・下津井航路の船舶の運航に関する基準を明確にし、もって航海の安全を確保することを目的とする。

第 2 章 運航の中止

(完航の中止)

第 2 条 船長は、発航地港内の気象・海況が次に掲げる条件の一つに達していると思われるときは、発航を中止しなければならない。

フェリー名船

発航港名	風速	波高	視程
高松港・丸亀港 本島港・下津井港	港内 15m/s 以上	港内 1.5m 以上	500m 以下
経路	南東・南西の場合 13m/s 以上 以上その他 17m/s 以上	岸壁付近 0.5m 以上	500m 以下

高速艇

発航港名	風速	波高	視程
A 港	10m/s 以上	1.0m 以上	800m 以下
B 港	10m/s 以上	1.0m 以上	800m 以下

* 著者が供試母型の就航港名を伏せた。

6.2 模型試験結果

波浪中試験から得られた上下揺、縦揺、上下加速度の振幅（無次元値）を、理論計算と合わせて図-29, 30 に示す。

試験結果は計測値をフーリエ解析し、出会い波の周波数と同じ周波数をもつ 1 次成分の振幅を求め無次元化した。従って、特に高周波数成分が多く含まれる船首上下加速度（図-31 参照）は、その最大振幅が正確に表されていないことがある。しかし、船型間の運動の大きさを比べるには、その 1 次成分を比較することで実用上は差し支えないと考えた。

試験結果によると、各動揺の振幅は母型に比べ第 3 船が大きくなった。理論計算は試験値とかなりの差がある

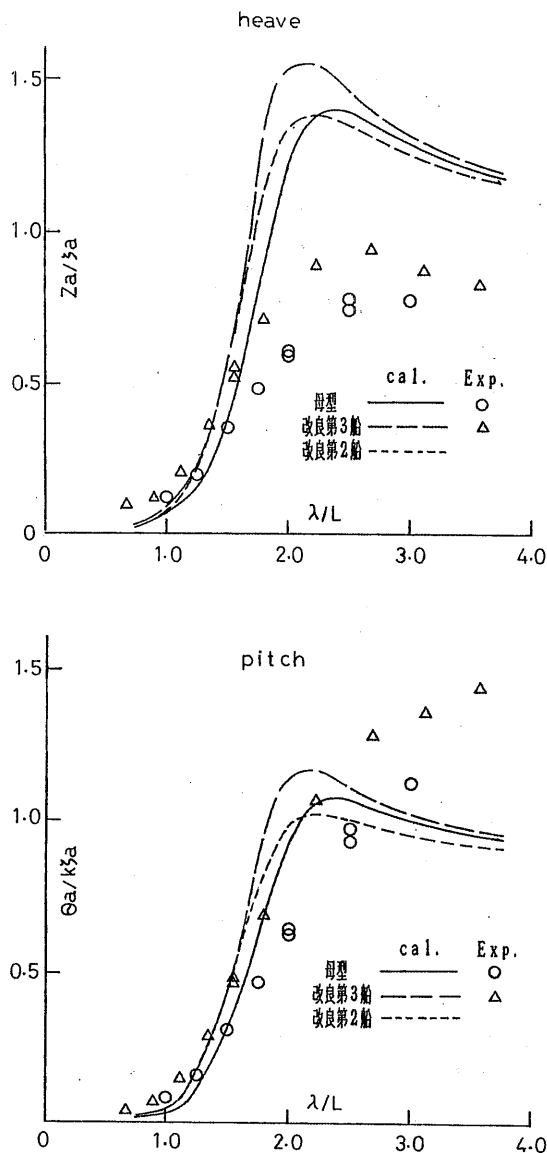


図-29 上下揺、縦揺（無次元値）

が、第 3 船の方が大きく推定されている。O.S.M. 法は線形計算法であり、非線形影響が船体運動に強く表れるフルード数の高い範囲では実験値との一致は悪いが²¹⁾、大略の傾向は表わされるようである。

試験観測によると、両船とも、副部の露出は見られなかった。また、短波長域では第 3 船の、シャープな V 型船首が出合波をきれいに“さばく”（切りわけ）のように見られた。

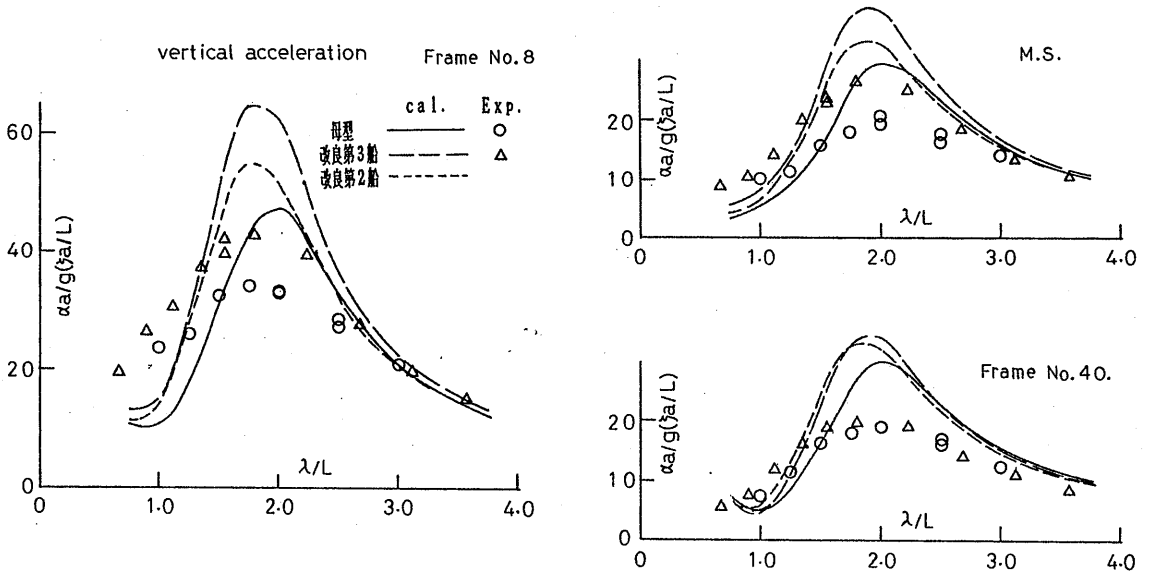


図-30 上下加速度（無次元値）

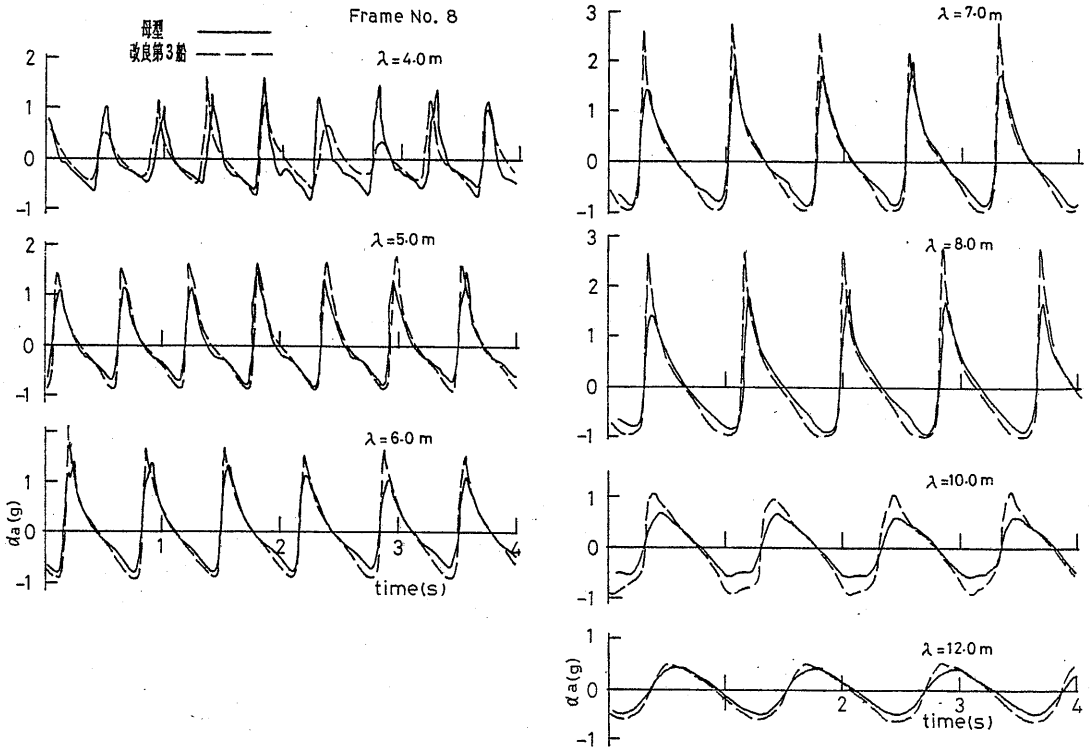


図-31 船首上下加速度の計測記録波形

第3船の船体動揺の振幅は実験、計算とも母型に比べ大きい結果となった。この理由として、①船首が強いV型であること（それがフレアーにつながり、船首の予備浮力が小さい）。② l_{CB} 位置がトランサム側に寄っている。③船底傾斜角 β_b が小さいこと¹⁶⁾などが挙げられる。母型より改良船の方が長く、これがピッチングの固有周期を長くするので有利になると予想していたが、上述の船型差の方が大きく不利に作用したものと思われる。

理論計算によると、第2船は第3船よりも動揺は小さい。これは、第2船が母型と同じ船型を用いたため、母型とほぼ同等な結果（船首上下加速度の無次元値は大）となっている。

特に乗り心地に大きく影響する船首上下加速度の計測波形を両船比較して図-31に示す。両船とも $\lambda > 10$ mで強い歪波形となっている。試験時の測定波高が両船で一致していないことがあるので、これらを単純に比較できないが、短い波長（ $\lambda \leq 6$ m）では、振幅はさほど変わらないようである。さらに、図-30に示す船首加速度の無次元値を波高170 mmの場合の有次元加速度値を求めた。これを両船比較して図-32に示すが、 $\lambda < 6$ mでは両船とも振幅の大きさは変わらない結果となった。

以上の試験結果から、短波長域（実船相当で $\lambda < 40$ m）では母型と第3船の上下加速度の差は少なく、対象航路の海象をみた場合、改良船は母型と同等の波浪

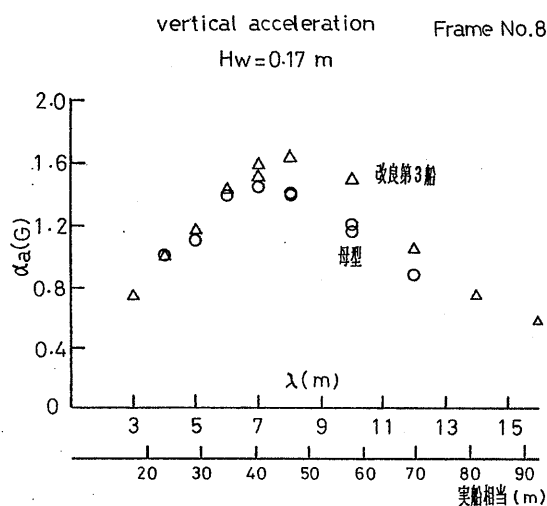


図-32 模型船における船首上下加速度
(波高170mm)

中動揺性能（乗り心地）と思われ、推進性能の改善効果が発揮されるであろう。

7. ま と め

半滑走型の小型高速旅客船を対象に、船体とプロペラキャビテーションの性能向上を図った。最終的には、約18%の馬力節減とプロペラキャビテーションの大幅な減少が得られた。そして、改良された船型と母船型を用いて波浪中動揺試験を行ったところ動揺に問題の無いことが確認された。

研究経過の要約と得られた主な結果は次のとおりである。

推進性能の改善

1) 就航実船を調査して、既存船の中から一番隻数の多い領域にある主要目を持ち、今後も需要が見込まれる領域の船を母型に選定し性能を調査した。この結果は次の通り。①全抵抗に占める副部抵抗の割合が大きかった。造波・スプレーが大きく認められた。③ $1-t$, $1-w_T$ が高い値を示した（ ≈ 1.0 ）。④試験結果から実船馬力を推定したが、実船成績にかなり近い値を得た。

2) 母型の試験結果と既に発表されている資料を検討し、改良第1船を次のように設計した。①全長は母型と同一で垂線間長さを長くした。②トランサムの船底傾斜角を小さくした。③ l_{CB} を後方に移した。④水線流入角を小さくした。⑤舵形状を変更した。

これらにより、制動馬力は、母型に比べ満載状態で7.9%、トライアル状態で3.4%改善された。

3) 改良第1船では、種々のファクターを取り入れて改良したが、改良第2船は改良要素を極力少なく絞り、主としてL/Bを変化させ、その効果を確認する方法をとった。改良点は次の通り。①水線間長さを改良第1船よりさらに延ばすと同時に、Bを小さくしL/Bを大きくした。②フレームライン形状は母型と同じ傾向に保った。ブラケットと舵柱に流線型付加物を取り付け副部抵抗の減少を図った。

これらより、制動馬力は、母型に比べ満載で11.9%、トライアル状態で12.7%改善された。

4) 改良第2船のベストトリム試験から、船尾トリムにすれば抵抗の減少が顕著であった。このことから、改良第3船は次のように設計した。①船型は大きな船尾トリムがついた改良第1船の船型、すなわち、船首尾形状、フレームライン形状を採用することにした。②主要寸法は改良第2船と同じとした。但し、

l_{CB} 位置は改良第1船と同じとした。

これらより、制動馬力は、母型に比べ満載状態で15.0%、トライアル状態で13.6%改善された。

プロペラの性能向上

- 1) 現装プロペラのキャビテーション試験より、翼背面に激しい非定常キャビテーションの発生、ルートキャビテーションの発生が確認された。本作動状態ではキャビテーション発生によるスラスト低下は現れなかったため単独効率の低下は認められなかった。
- 2) 翼背面のキャビテーションを低減させるため、翼断面形状をクレセント翼断面に変更したプロペラを設計した。このプロペラのキャビテーション試験結果より大幅なキャビテーションの減少が認められた。また、プロペラ単独効率も3%向上した。
- 3) 改良プロペラを改良第3船に装着したときの制動馬力を推定した結果、母型に比べて満載状態で18.4%、トライアル状態で17.8%の馬力低下となった。

波浪中動揺調査

- 1) 母型と改良第3船の正面規則波中の水槽試験を行い、同時に理論計算も加えた。それらによると短波長域を除いて改良第3船の動揺振幅は大きい結果となった。
- 2) 理論計算は、チェーン船型や高速領域について行っているため、実験結果との一致性は悪いが、船型差による動揺の大きさの違いは、ほぼ表わしている。
 - 1) のように改良第3船の動揺振幅は母型に比べ大きい結果となったが、本船就航海域に於いてはその差は小さいと思われる。

謝 辞

本研究の改良第2船迄の船型改良は、昭和63年、64年の2年間にわたる、“小型旅客船の高性能化に関する調査研究委員会”として(財)日本造船技術センターと共同研究を実施したものであり、波浪中試験は船舶整備公団と共同で実施したものである。船型改良第3船とプロペラの性能向上(公団希望)については自主研究を行ったもので、本報告はこれらを総合的にまとめたものである。

上記の調査研究は、東京大学工学部船舶海洋学科 小山健夫教授を委員長に、同センターが運営する委員会によって遂行された。

研究全般にわたって、研究委員会の方々から終始多大の御指導を頂きました。

また、当所推進性能部工藤達郎技官、松田 登枝官、柳原 健技官の方々から、指導、実験などの面で大変お

世話になりました。

上述の方々からお礼を申し上げます。

参 考 文 献

- 1) 上田隆康, 斉藤勇, 菅井信夫, 塚田吉昭: 「高経済性内航船舶の船型開発に関する研究」, 船舶技術研究所報告, 第23巻 第4号(1986), pp37~72
- 2) 菅井信夫, 塚田吉昭, 斉藤勇, 上田隆康: 「699G.T. 型内航タンカーの船型改良に関する研究」, 船舶技術研究所報告, 第26巻第1号 (1989), pp1~24
- 3) 塚田吉昭, 柳原 健, 菅井信夫, 塩沢政夫, 上田隆康: 「内航タンカーの波浪中推進性能に関する模型試験」, 船舶技術研究所報告, 第27巻第2号 (1990), pp73~86
- 4) 日本船舶明細書 (昭和62年度版), 社団法人日本海運集会所
- 5) 公団共有船基本設計図表 (旅客船), 船舶整備公団, 昭和61年3月
- 6) 日本旅客船協会: 「高速艇就航状況」, 旅客船 No. 163, 昭和63年2月
- 7) 小松正彦, 山口真裕: 「高速艇の推進性能」, 日本造船学会, 推進性能研究委員会 高速艇研究特別委員会シンポジウム (1989), pp75~118
- 8) 17th ITTC proc. vol. 1, SSPA, SWEDEN, Sep. 1984, pp381~391
- 9) 「Status of Hydrodynamic Technology as related to Model Tests of High-Speed Marine Vehicles」, DTNSRDC-81/026, July 1981
- 10) 村上俊一: 「特殊船の水槽試験」, 日本造船学会, 試験水槽委員会第1部会シンポジウム (1983), pp263~274
- 11) 丹羽誠一: 「高速艇工学」, 舟艇協会出版部, 1971
- 12) 辻豊治, 高石敬史, 菅 信, 佐藤辰二: 「船体に働く風圧力に関する模型試験」, 船舶技術研究所報告, 第7巻 第5号 (1970)
- 13) 武隈克義, 馬場栄一: 「高速艇の流体力学的諸性能に関する研究」, 三菱重工技報, Vol.18, No.3 (1981)
- 14) Clement, E.P. & Blount. D.L.: 「Resistance tests of a systematic series of Planing hull forms」, T.SNAME, 1963
- 15) Keuning, J.A. & Gerritsma, J.: 「Resistance tests of a series of planing hull form

- with 25 degrees deadrise angle], ISP Vol.29, No.337, Sep.1982
- 16) 丹羽誠一：「新高速艇講座<1>~<20>」, 船舶 Vol.54, No.592, 1981~Vol.56, No.622, 1983
 - 17) 丹羽誠一：「高速艇の推進性能推定法について」, 舟艇協会, 第13回舟艇技術講演会講演要旨集(1985), pp41~65
 - 18) 小山鴻一：「新しい方法によるプロペラ揚力面の数値解析」, 日本造船学会論文集 第132号 (1972), pp91~98
 - 19) R.N. Newton, & H.P.Rader : 「Performance Data of Propellers for High-Speed Craft」, RINA, Vol.103, No.2, 1961
 - 20) 黒部雄三, 右近良孝, 鈴木茂：「Pre-Propeller Fin 流場の LDV 計測」第56回船舶技術研究所研究発表会講演集, (1990), pp159~152
 - 21) 別所正利, 小松正彦, 安生正明：「高速艇の規則波中縦運動の研究」, 日本造船学会論文集第135号 (1974), pp109~120