

中小型2軸船の船尾船型等に関する研究 —ツインスケグ型とシャフトブラケット型—

塚田 吉昭*、菅井 信夫*
高橋 孝仁*、上田 隆康**

Study on Stern Form of Twin Screw Ship —Twin-Skeg Type and Shaft Bracket Type— by

Yoshiaki TSUKADA*, Nobuo SUGAI*
Takahito TAKAHASHI*, Takayasu UEDA**

Abstract

As for the problem of the stern of twin-screw ships, the investigation was carried out by using model test and theoretical calculation.

By dealing with the ship of domestic use, in this paper, the problems of twin-skeg and shaft bracket sterns are discussed in the fluid dynamic and design aspects.

(1) Twin-Skeg Type

Effect of the slope angle of bottom tunnel

When, the slope angle of the tunnel in stern bottom was made larger, viscous pressure resistance increased. This is because that the positive pressure gradient along the tunnel became larger, consequently, the boundary layer developed more, and the pressure resistance in the stern increased. In the model ship test, even in case this slope angle was about 26°, flow separation was not observed.

Effect of the change of skeg form

In the skeg form of ordinary type, propulsion performance was different according to the direction of rotation of propellers, but in the skeg form twisted outward, the difference became small. However, propulsion performance of the twisted skeg became somewhat worse than the ordinary skeg. In the case of the skeg form of ordinary type and the propellers rotating inward,

* 推進性能部

** 水海技術部

原稿受付 平成5年5月11日

審査済 平成5年9月8日

propulsion performance was best. As for these, the effect of the velocity component within propeller plane was large.

(2) Shaft Bracket Type

The shaft brackets of a tested ship did not become appendage resistance. Besides, it became clear that effective wake was improved by about 5 %. Accordingly, it was found that there was the possibility of improving propulsion performance by making use of good designed shaft brackets.

目次

1. まえがき
2. ツインスケグ型
 - 2.1 船尾船底トンネル傾斜角が抵抗、船尾流場に及ぼす影響
 - 2.1.1 供試船および試験状態
 - 2.1.2 抵抗試験
 - 2.1.3 船尾流場
 - (1) 船底境界層の流速分布
 - (2) 境界層係数の θ と H
 - (3) 船尾周り流場
 - 2.1.4 船底圧力分布
 - 2.1.5 抵抗特性
 - 2.2 スケグ形状が抵抗、推進性能に及ぼす影響
 - 2.2.1 供試船および試験状態
 - 2.2.2 抵抗試験、自航試験
 - 2.2.3 船尾周り流場
 - 2.2.4 プロペラ、舵特性計算による自航要素の検討
3. シャフトブラケット型
 - 3.1 供試船および試験状態
 - 3.2 シャフトブラケットが抵抗、推進性能に及ぼす影響
 - 3.2.1 シャフトブラケットに作用する流体力の計測
 - 3.2.2 船尾流場データを用いたブラケットフォースの推定
 - 3.2.3 シャフトブラケットが推進性能に及ぼす影響
 - (1) 抵抗、自航試験等
 - (2) プロペラ面流場
 - 3.3 ブラケットアームにキャビテーションが発生する可能性の検討

4. まとめ

謝辞

参考文献

1. まえがき

主としてトラック等による陸上幹線輸送の高効率化が高速道路網整備の高い経費、環境問題の深刻化、道路混雑の激化、労働力の不足等によって阻まれつつあり、その結果、内航海運へのモーダルシフトの要請が高まっている。陸上から移行される海運の物流は当然ながら高速化の要請が強いので、これに応えるべく内航、近海海運の全般的な見直しが図られ、中長距離フェリー、RORO船、高速コンテナー船の整備が進められている。当該船舶への要請は、高速化、大型化の性能強化であり、それに伴って2軸推進方式の採用が増え始めている。

2軸船での船尾設計における自由度は、通常の1軸船のそれに比べて大きいが、それだけに船尾設計には困難が伴う。船尾形状は大きく分けるとツインスケグ型、シャフトブラケット型、フルボッシング型がある。そして、それぞれの船尾形状においてプロペラ回転方向の選択やプロペラと舵の相互関係の問題があり、また、シャフトブラケット型では船体に適合したブラケットの配置や、その形状等の問題がある。他の船尾形式についても未知の問題がかなり残されており、2軸船の良好な船尾設計を行うためには今後適切な研究が必要である。

商船の2軸船尾形状に関する調査・研究は、数例が公表されているに過ぎない。そして、研究対象となつた船型もフルボッシング型の外洋大型船^{1),2)}である。参考文献1)では、プロペラ回転方向変化とボッシング取付角度変化に関して詳細な研究が行われているが、センタースケグを持つボッシング型船尾形状であり、近年の内航用に考慮される2軸船型とは異なる点が多

い。

内航、近海海運における2軸船型の採用例は主に高速フェリーであり、船尾形状はシャフトブラケット型が主流である。しかし、最近はツインスケグ型の気運が高まっている。このような趨勢を考慮して、ツインスケグ型とシャフトブラケット型に関する以下の調査および検討を行ったのでその結果を報告する。

ツインスケグ型船尾は、高速性、省エネルギー性の可能性を持つ船型³⁾として見直され、最近中小型フェリーを中心に検討され、実船建造の動きが出始めている。しかし、公表された研究報告、実船データが少ないこともあり、特に船尾船底のトンネル傾斜角、スケグ形状、スケグ間隔、スケグ取付角、スケグ配置、プロペラ回転方向等の検討³⁾に関する研究が要望されている。本報告ではこれらの要望に幾分なりとも応える意味で、トンネル傾斜角と、スケグ形状が抵抗、推進性能、船尾流場に及ぼす影響について水槽試験と理論計算を用いて調査検討した。

シャフトブラケット型船尾では、シャフトブラケットによる所謂副部抵抗増加、副部が推進性能に及ぼす影響および副部に起因する船尾振動その他の問題がある。しかし、中小型船クラスでは、このような問題に対し今まで十分な検討が行われて來たとは言い難い。今後は当該船舶に対する高速性能がより一層求められると思われる所以、船尾設計には十分な配慮が必要となる。高速のシャフトブラケット船の設計資料として役立てるため、次のような研究を実施した。すなわち、センタースケグを持つ船尾形状にV型ブラケットを配した代表的な船型を例に取り上げ、水槽試験からブラケット流体力、推進性能、船尾流場を調査することで、現状の把握、問題点の摘出およびその検討を行い、更に、高速時に発生する可能性のあるブラケットアームのキャビテーションについても計算によって検討を加えた。

2. ツインスケグ型

2.1 船尾船底トンネル傾斜角が抵抗、船尾流場に及ぼす影響

船尾船底のトンネル傾斜角はツインスケグ船型の主要設計パラメータである。基本設計では、トンネル内の剥離を避けるため、トンネル傾斜角を約10°以内を目安にしている。

このトンネル傾斜角に関する調査を行うため、トンネル傾斜角の異なる2隻の模型船を用い、トンネル傾

斜角と抵抗、船尾流場との関係を調査した。同時に流場計算を行い実験値と比較検討した。これらの調査結果は設計上トンネル傾斜角を大きくしなければならない時の参考にすることができる。

2.1.1 供試船および試験状態

供試船型は文献4)で使用された広幅浅喫水船である。想定実船はL_{pp}=270mの外洋大型LNG船である。水槽試験結果の再現性を調査したい希望もあって既に模型試験の実施されている大型船を対象にすることにしたが、得られた知見は中小型船舶にも役立つものと思われる。

文献ではトンネル部の傾斜角を変化させた模型試験が既に実施されており、その中から傾斜角の一番大きい船型(M.S.No.0544A、以後A船型と呼ぶ。トンネルトップラインのd/2の高さにおける水平との傾きを傾斜角の代表値とした。本船では約26°)と、傾斜角が小さい船型(M.S.No.0544C、以後C船型。同じく約13°)を選んだ。

模型船と想定実船の主要目、正面線図、船尾形状図をそれぞれ表-1、図-1、図-2に示す。模型船はL_{pp}=5.8mのパラフィン製で、乱流促進装置としてS.9.1/2に乱流ピンを取り付けた。

表-1 模型船と想定実船の主要目

M. S. NO.	模型船		実船
	0544A	0544C	
L _{pp} (m)	5.800		270.00
L _{DWL} (m)	5.929		276.00
B (m)	0.967		45.00
d (m)	0.258		12.00
▽, △	1.0261 m ³	1.0115 m ³	108,000 ton
C _B	0.710	0.699	
C _P	0.719	0.708	
l _{cB} (%L _{pp})	-0.453	-1.023	
※	S. S. 1•1/4	S. S. 2•1/2	

※ starting point of tunnel top line

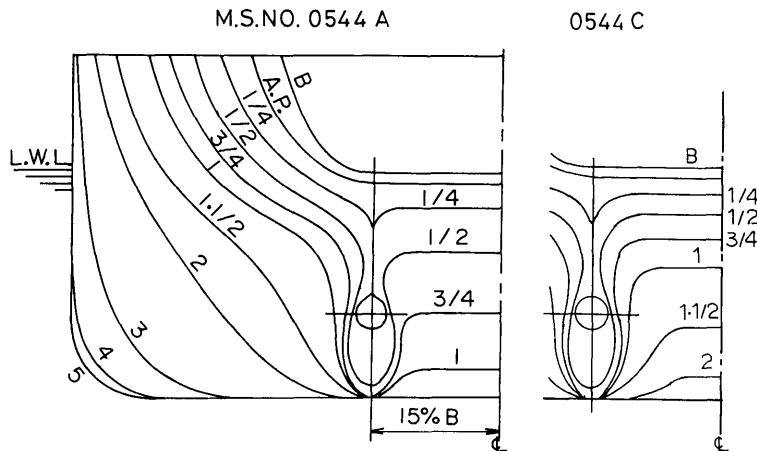


図-1 供試船の正面船図

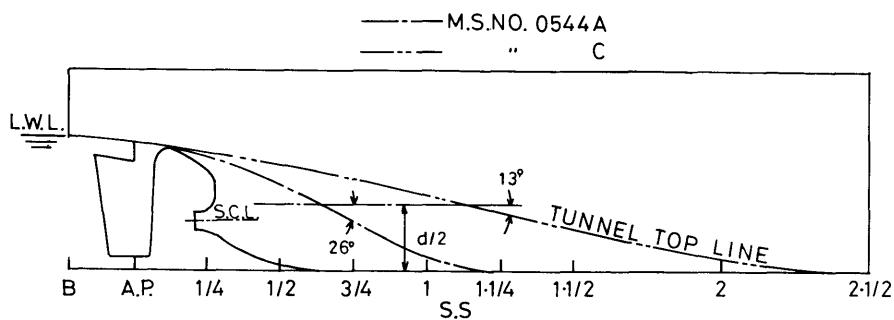


図-2 供試船の船尾形状

試験はすべて船舶技術研究所400m水槽で行い、試験状態はFULL状態に限定した。

実施した試験の種類は次の通りである。

- (1). 抵抗試験
- (2). 船尾流場計測
 - a. 船底境界層の計測
 - b. プロペラ面の流場計測
 - c. S.S.1/2の流場計測
- (3). 船底圧力計測

抵抗試験以外の流場計測、船底圧力計測の曳航速度は1.601m/s (フルード数 $F_n = 0.21$ 、実船速度 ≈ 21 ノット) とし、これら計測時の模型船は静止時のFULL状態で曳引車に固定した。

2.1.2 抵抗試験

トンネル傾斜角と抵抗との関係を調査するため抵抗試験を行った。

試験結果として剩余抵抗係数 r_R を図-3に示すが、A船型はC船型よりもかなり高い値を示している。低速抵抗試験から得られた形状影響係数 K （シェーンヘルの摩擦抵抗算式を用いた）は、A船型が $K = 0.25$ で、C船型の $K = 0.15$ に比べ大きく増加していた。両船の K と r_R は文献4とほぼ同じであることを確認した。この K を用いて算出した造波抵抗係数 r_w はA船型がC船型よりやや高目であったが、A船型の r_R がC船型よりも大きくなった原因是、 K の増加によるものである。

このことからトンネル傾斜角の変化が抵抗特性に及ぼす影響は主に K に現れる。形状影響係数の大部分の

M.S.NO.0544 A & C

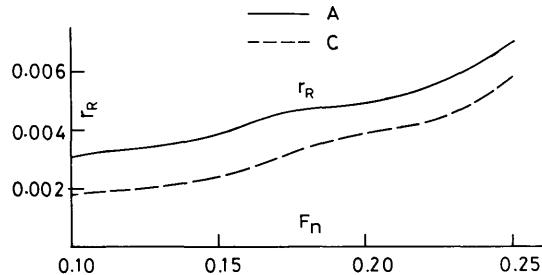


図-3 抵抗試験結果

成分は粘性圧力抵抗と考えられるが、A船型のKの増加分はC船型の船底流れに比べて境界層がより厚く、剥離が発生して圧力損失が生じたための抵抗成分ではないかと考え、これらを確認するため、以下の調査を行った。

2.1.3 船尾流場

(1) 船底境界層の流速分布

船底トンネル部の境界層と剥離を調査するため、3孔ピトー管⁵⁾（幅4.8mm、厚さ1.5mm）を船体表面の法線方向に表面より最大80mmまでトラバースし、船底のセンターライン上における境界層の流速分布を計測した。トンネル部での2次元的剥離は、計測した流速分布が $\delta u / \delta \zeta \leq 0$ ($u(\zeta)$ は流速分布、 ζ は船体表面から法線方向の距離) を示すかで判断することにした。

計測結果と境界層計算による計算値を併せて図-4(a)、(b)に示す。なお、A船型のS.S.1・1/4ではピトー管を表面近傍に近付けることが出来ずこの部分の計測はできなかった。

境界層計算では、はじめにH & S法（A船型片舷627分割、C船型551分割）による表面流速（排除厚さ、および波の影響は考慮していない）を求めてそれを流線追跡し、次に厚い境界層計算法⁶⁾によって行った（図-4(a)、(b)）。初期値にはS.S.9・1/2で平板の乱流境界層値を与えた。

A船型のS.S.1・1/4からS.S.1までのトンネル入口部分では、それより前方の境界層流速分布に比べ境界層外端の流速は増し、形状係数Hも小さくなっている。トンネル傾斜部のS.S.3/4より後方では、流速は低くなり境界層厚さとHはともに大きくなっている。計算

M.S.NO. 0544 A

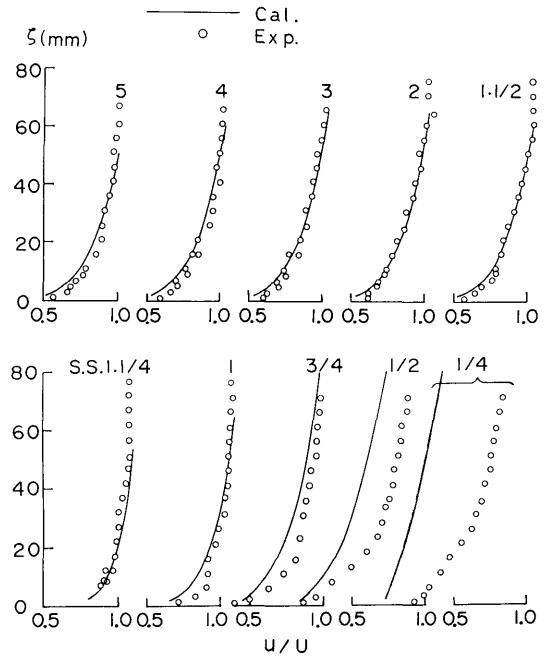


図-4 (a) 船底境界層の速度分布（A船型）

M.S.NO. 0544 C

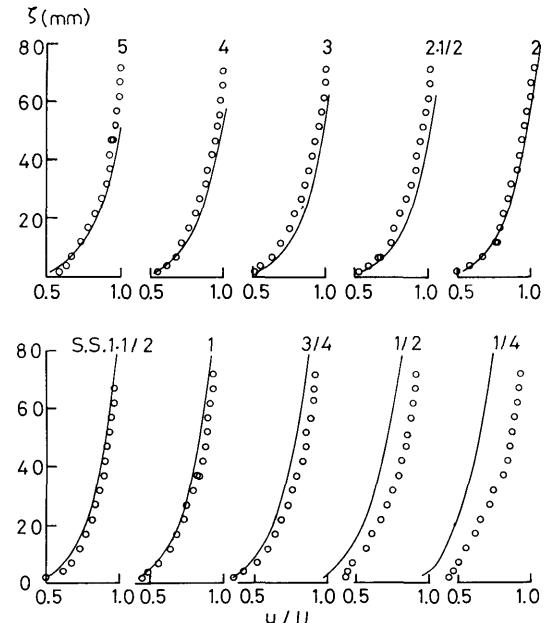


図-4 (b) 船底境界層の速度分布（C船型）

値は船尾部分を除き実験値とほぼ一致した。

一方、C船型ではトンネル傾斜部に於ける境界層の発達はA船型に比べ穏やかであり、船尾部の境界層厚さもA船型に比べ薄い。計算値と実験値との一致性は船尾部分でやはり良くないが、A船の場合に比べると実験値に近付いている。

フラットな船底からスケグ間のトンネル傾斜が始まる部分までは負の圧力勾配を示すが、トンネル部に入れば正の圧力勾配が大きくなりがちで、この部分で剥離が発生しやすい⁷⁾。A船型のKが大きくなつた理由として、この部分での剥離により圧力抵抗が増加したものと推察していたが、本計測の流速分布を見る限りでは剥離の発生は見られない。また、S.S.1・1/2の船底中央位置からポスターカラーを流して可視化を行つたが、その部分での剥離は見られなかつた（写真-1）。

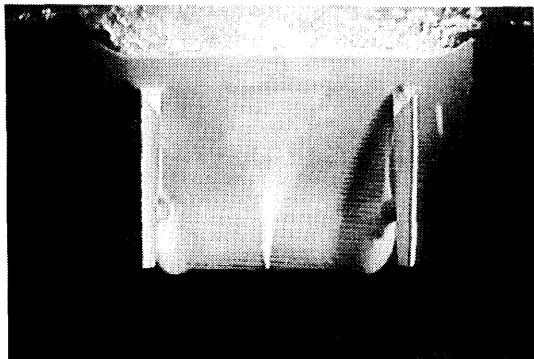


写真-1 A船型の船底流れの可視化例

(2) 境界層係数の θ とH

センターライン上の運動量厚さ θ と形状係数Hの計算値および、計測した境界層内流速分布から求めたこれらの実験値を図-5に示す。実験値から境界層諸係数を求めるためには、境界層の外端を決めなければならないが、このため船体から離れたところの流速分布がほとんど変化しない付近をポテンシャル流とみなして境界層外端とした。ただし、トンネル傾斜部からは上述のように境界層が発達し、本計測範囲では境界層外端が決められない。従つて、図-5にはその外端がほぼ妥当に求められる範囲までを示した。

A船型では、 θ とHの計算値、実験値がともにS.S.1・1/4付近のトンネル入り口部分でかなり変化して

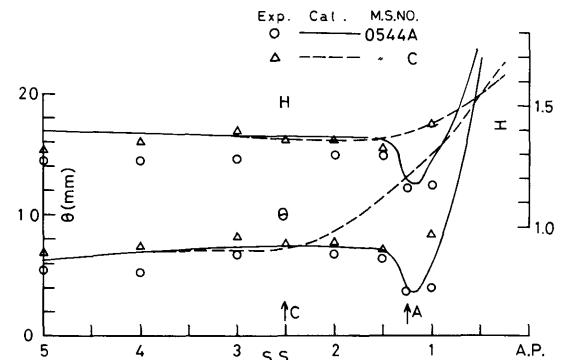


図-5 境界層係数の θ とH

いる。A船型に比べてC船型では、 θ とHの変化が殆ど無い。船尾部分では、A船型の θ とHの計算値がC船型のそれらに比べて急激に大きくなつてゐる。

(3) 船尾周り流場

直径12mmの5孔ピトー管を用いて右舷側の船尾流場を計測した。計測位置はプロペラ面および計算値が発散せず安定に求められるS.S.1/2とした（図-6(a), (b)、図-7(a), (b)）。

軸方向流速分布 ($V_x/V_M = 1 - W$ のセンター) をみると、4枚の図すべてにおいてトンネル部分の中央ほど境界層が厚くなっている。図-6(a), 7(a)において、プロペラ面位置の軸方向の流速分布はスケグ周りにかなり均一化されている。このことは、船尾振動面でも好都合と思われる。また、流速分布等には、一軸の肥大船に見られるような顕著な縦渦はない。

面内速度成分（図中の矢印）は、図-6(b), 図-7(b)ともトンネル部で計測位置の船底傾斜角に近い上向き流れがあり、また、スケグ外側から内側にまわり込む速度成分もみられるが、これらの速度成分はスケグ形状からも影響を受けると思われる。この非対称性の設計については十分な検討が必要である。図によるとA船型の方がまわり込みが激しく、プロペラ面の軸方向流速分布にもその影響を強く受けている。プロペラ面の面内速度成分に左右で非対称性が見られる（図-6(a), 7(a)）、A船型の方がより強い。この非対称性はプロペラ回転方向の選択と密接な関係がある。次に、計測した2ヶ所の位置では死水領域は見当らなかつたので、このことからも船尾周りでは剥離が発生していなかつたようである。

M.S.NO.0544A

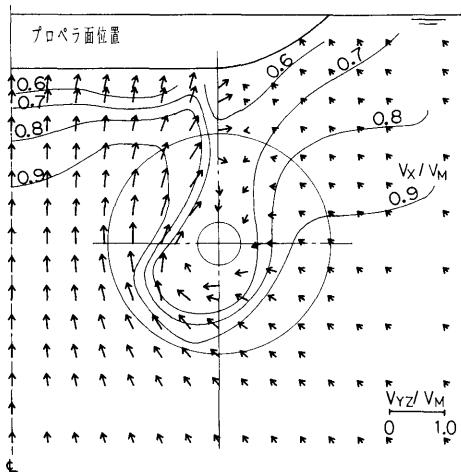


図-6(a) A船型のプロペラ位置での流場状況

M.S.NO. 0544A

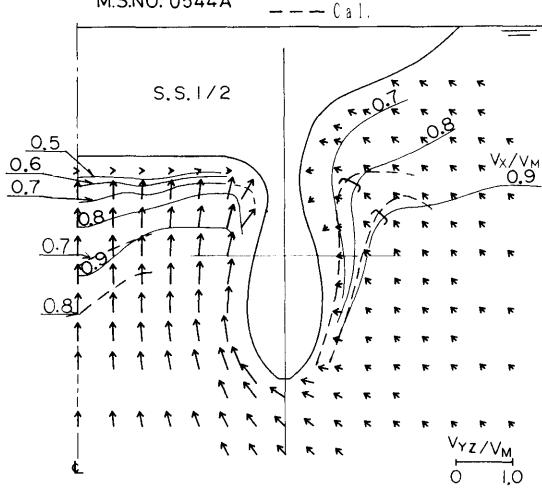


図-6(b) A船型のS.S.1/2での流場状況

M.S.NO.0544C

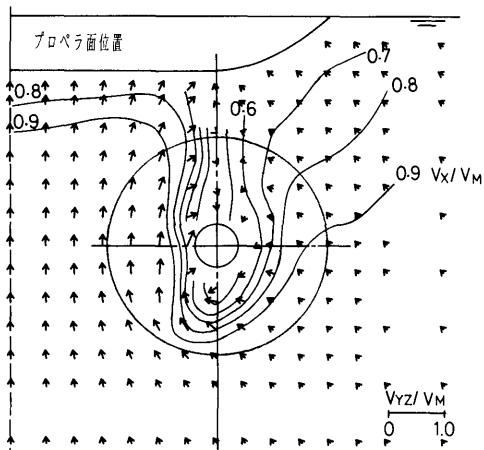


図-7(a) C船型のプロペラ位置での流場状況

A船型のS.S.1/2の軸方向流速分布を計算でも求めたが(図-6(b)の点線)、計算結果はスケグ周りでは実験結果にほぼ一致しているが、トンネル内の流速分布では一致はよくなかった。

2.1.4 船底圧力分布

トンネル内の圧力分布を調査するために、船底のセンター・ライン上に内径1mmの銅パイプを埋め込み、

M.S.NO. 0544C

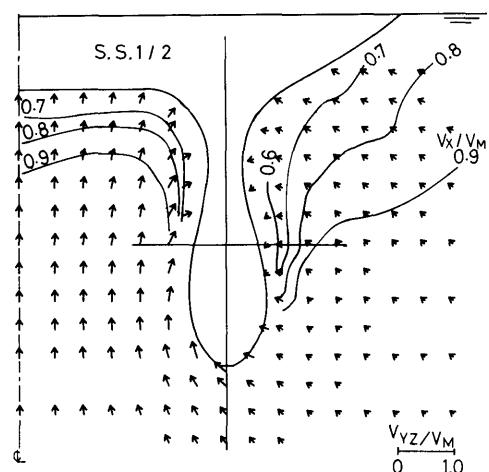


図-7(b) C船型のプロペラ位置での流場状況

模型船を前、後進させて静圧を計測した。後進試験時の計測では船尾部においても排除影響は無いため、ポテンシャル計算値に対応すると考えた。この後進時の計測では、トランサムスターの下端に付加物を取り付けて、流れがスムーズになるようにした。計測結果をポテンシャル計算と厚い境界層計算から求めた圧力値と共に図-8(a), (b)に示す。なお、A.P.近傍の計測値は波の影響も若干含まれるものと思われる(特

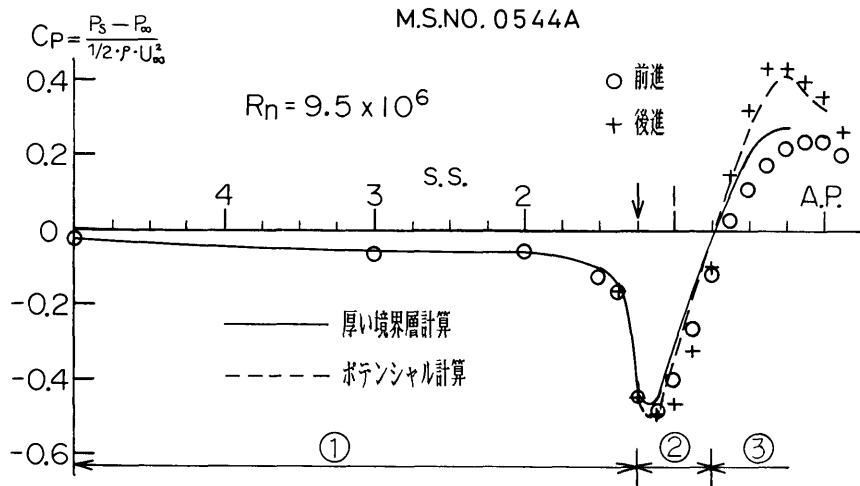


図-8 (a) A船型の船底圧力分布 (中心線上)

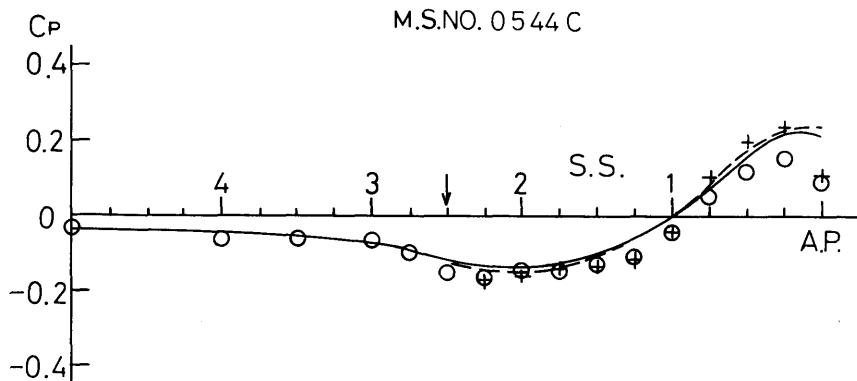


図-8 (b) C船型の船底圧力分布 (中心線上)

に後進時)。

A船型のトンネル部分での圧力変化は急激であり、圧力係数 C_P のpeak to peak値で0.75(前進時)になっている。S.S.3/4から後方の圧力は後進時より前進時の方がかなり低い値となっている。一方、C船型の圧力変化は比較的のんびらかでpeak to peak値は0.31(前進時)である。S.S.3/4から後方では前進時と後進時の圧力差もA船型に比べ小さい。

A船型における計算値と実験値の比較は次の通りである。①の平坦部では境界層が薄いため両者の一致は良い。②の船底傾斜部では、厚い境界層計算による圧

力値がポテンシャル計算値より僅か高くなっている。実験値も前進時の方が高く、両者は同様な傾向となっている。この傾向は、境界層内部の速度低下のためポテンシャル計算に比べて小さくなつた向心力が圧力回復に寄与しているためと思われる。ただし、両計算とも実験値よりやや高い。この部分では曲率、傾斜が大きく、H & S法のパネルの分割密度により”ずれ”が生じやすいためと考えられる。③の範囲では、厚い境界層計算からの値がポテンシャル値より低くなっているが、実験値(○印)に比べればまだ、高い値となっている。これは排除影響を無視したためと考えられる。

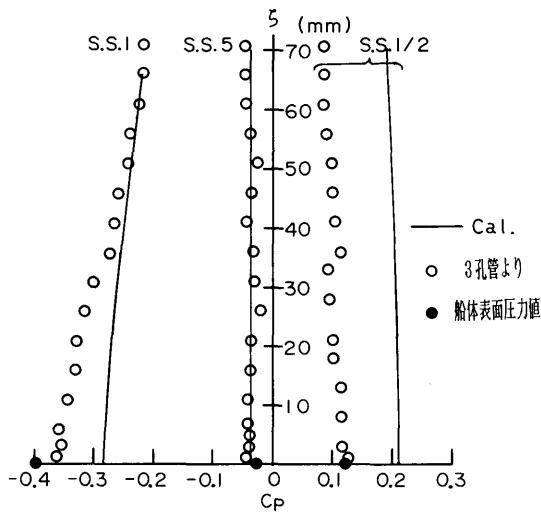


図-9 A船型の境界層内静圧分布

C船型の実験値と計算値の比較でも、上記とほぼ同様なことが言え、船尾部で境界層計算値が実験値に比べまだ高い値となっている。

A船型の境界層内静圧分布の一例を図-9に示す。この静圧分布は3孔管から求めたが、表面近傍の値は図-8(a)の圧力計測値に近い値になっている。図によると曲率の大きなS.S.1や境界層が厚くなるS.S.1/2で静圧分布は大きく変化していることがわかる。計算による層内の圧力変化は3断面とも実験値の傾向を表わすことができるようである。ここで、S.S.1/2の計算値は実験値からほぼ平行にずれているが、これは排除影響を示しているものと思われる。

2.1.5 抵抗特性

トンネル傾斜角が抵抗特性に及ぼす影響を調査したが、傾斜角が大きいとKが増加し、抵抗特性が悪くなつた。しかし、トンネル部境界層計測、船尾流場計測を行った結果では、剥離および縦渦は発生していなかつたので、Kの増加と剥離は結びつかなかつた。

計測した圧力分布(図-8(a),(b))から船底中心線上の外板長さに沿った船体進行方向の圧力成分を求め、図-10(a),(b)に示す。図からS.S.1/4(トンネル後半部)あたりの圧力回復値はA船型はC船型に比べてかなり悪く、これがA船型のKを大きくしていると思われ、これは、その前方のトンネル傾斜角に支配された正の圧力勾配がより大きいため、境界層がよ

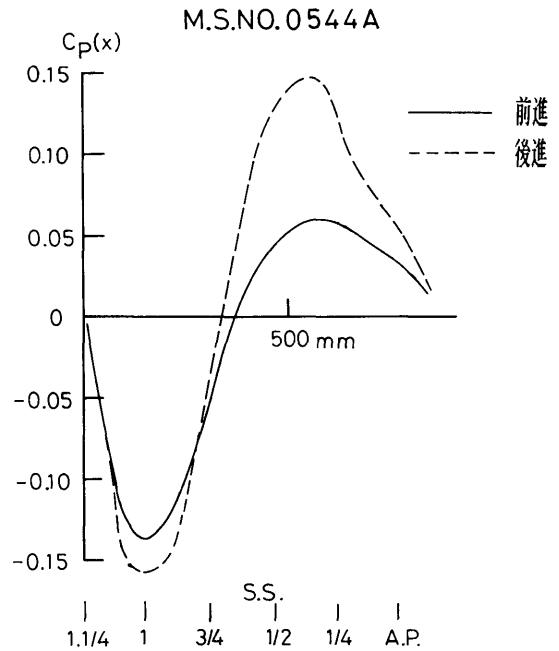


図-10(a) 船底中心線上の外板長さに沿った船体進行方向成分の圧力分布 (A船型)

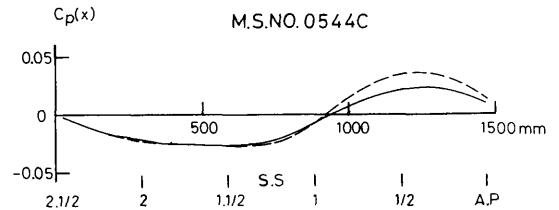


図-10(b) 船底中心線上の外板長さに沿った船体進行方向成分の圧力分布 (C船型)

り発達し排除厚さが大きくなり圧力回復を悪化させたものであった。

2.2 スケグ形状が抵抗、推進性能に及ぼす影響

スケグの形状は、スケグ周りの剥離、プロペラの回転方向の選択に影響を及ぼすと考えられるので、この面の知見を得るためにスケグ形状をI型と逆C型にした2隻の模型船を用い、抵抗試験、自航試験、さらにスケグ周りの流場計測を実施し、2隻の差を比較検討した。また、プロペラ回転方向と推進性能の関係をプロペラ特性計算によって検討した。

スケグ形状を逆C型とすることで、抵抗を改善し、推進性能のプロペラ回転方向依存性が小さくなることを期待した。プロペラを内回りさせると浮遊障害物(例えば流木等)を巻き込むおそれがあるとか操縦性能に差が現れるとも言われ、一般的にプロペラ外回りが好まれているようである。

2.2.1 供試船および試験状態

供試船型はツインスケグ船型の建造機運が高まりつつある中型高速フェリーを対象とした。通常のI型スケグ形状をもつ模型船(M.S.No.0555)と、そのスケグ部分の形状を逆C型に変化させた模型船(M.S.No.0560)、および想定実船の主要目、正面線図、船尾形状図をそれぞれ表-2、図-11、12に示す。

表-2 模型船と想定実船の主要目

	模型船		実船
M.S.NO.	0555	0560	
L_{PP} (m)	6.000	148.00	
L_{DWL} (m)	5.874	144.90	
B (m)	0.973	24.00	
d (m)	0.249	6.15	
∇ (m^3)	0.7330	0.7333	
C_B	0.504	0.504	
C_F	0.570	0.570	
l_{CB} (% L_{PP})	3.53	3.54	
B/d	3.902		
L/B	6.167		

M.S.No.0555のスケグはセンターラインに平行、水平面に直角に取り付けられ、断面形状はスケグ中心線に対し対称である。M.S.No.0560のスケグは、船尾方向に向かうに従いスケグ下部(主としてプロペラ軸中心高さから下方)を徐々に外側にひねり、トンネル内側の形状はほぼ垂直に切り上げた。

この非対称なスケグ形状のねらいは、スケグ外側の主船体に沿う流れの方向とスケグをなるべく一致させることによってスケグ抵抗を減少させること、プロペラ面内速度成分を適切に制御することによってプロペラ外回りの推進性能を向上させることをねらいとした。

模型船は $L_{PP} = 6$ mのパラフィン製で、副部として舵(2舵でそれぞれプロペラ軸に一致させて配置)、ビルジキール、バウスラスター孔を装備している。乱流促進装置としてはF.P.から前方60mmとS.S.9.1/2に取り付けた。

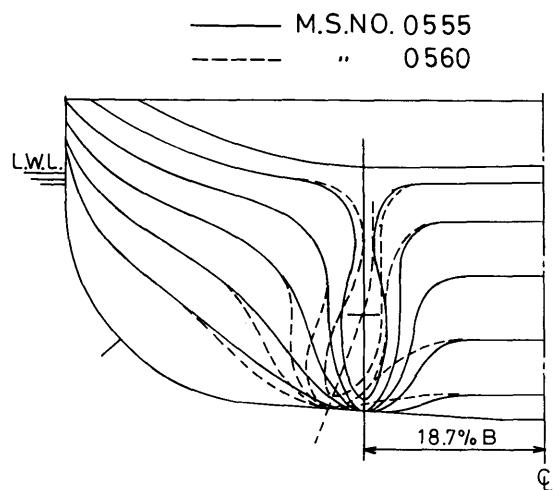


図-11 供試船の正面線図

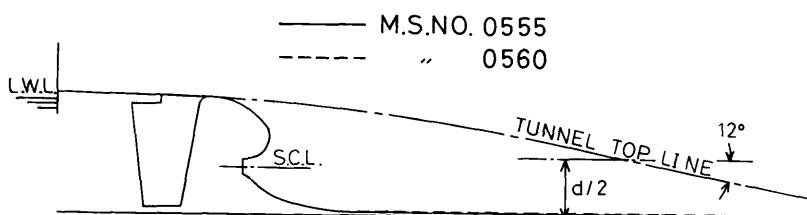


図-12 供試船の船尾形状

表-3 模型プロペラの主要目

M. P. NO.	0162 R&L
D _p (m)	0.170
X _b	0.180
H/D	1.110
E. A. R.	0.550
B. T. R.	0.050
Z	5
BLADE SECTION	MAU

模型プロペラ (M.P.No.0162R&L) は、想定実船の要目に出来るだけ近いストックプロペラを代用プロペラとして使用した (表-3)。

試験は400m水槽で行い、試験状態はFULL状態とした。

実施した試験の種類は次の通りである。

- (1). 抵抗試験
- (2). 自航試験 (プロペラ内回り、外回り)
- (3). 船尾流場計測 (プロペラ面とS.S.1/2)

また、M.S.No.0555の抵抗、自航試験時には舵抗力も計測した。

想定実船の計画速力は24.2ノットで模型船速度は2.504m/s ($F_n = 0.33$) である。

2.2.2 抵抗試験、自航試験

抵抗試験結果として r_R と低速抵抗試験から得られた K (シェーンヘルの摩擦抵抗算式を用いた)、そしてこの K を用いて算出した造波抵抗係数 r_w を両船比較し図-13に示す。 K は両船型とも同じであった。 r_R, r_w は $F_n \leq 0.29$ で M.S.No.0560 の方が小さく、 $F_n \geq 0.34$ では逆に若干大きいが、計画速度付近では両船の差はあまり無い。以上より、この程度のスケグ形状変更ではスケグ抵抗を減少させる効果はなかった。

図-14に曳航時の船体姿勢を示す。トリム曲線に両船で若干差が見られることから、上記 r_R, r_w の差はトリムが異なったために生じたものと思われる。スケグ形状を大きく変更させる場合は、船体姿勢にも考慮する必要があると思われる (特に高速船でトランサムスタンを持つ船型)。

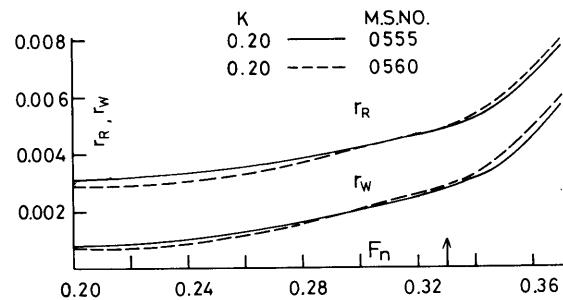


図-13 抵抗試験結果

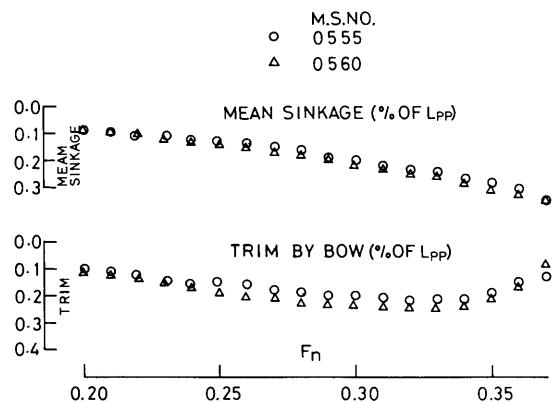


図-14 船体平均沈下量とトリム曲線

自航試験に先だって両舷プロペラの単独試験を150m水槽で実施した (図-15)。図によると両舷のプロペラ単独効率には若干の差が見られる。

自航試験は、プロペラを内回りと外回りに回転させた。この試験結果を表-4、図-16に示すが、M.S.No.0555ではプロペラ回転方向を変えれば全ての自航要素に差が表れた。特に有効伴流係数 $1 - W_T$ でその差は大きく、 $F_n = 0.33$ で外回りに比べて内回りは9.3%の減少、推力減少率 $1 - t$ は2.3%減少、プロペラ効率比 η_R は1.9%の減少であった。一方、M.S.No.0560 ではその差は小さく、 $1 - W_T$ で3.0%の減少、 $1 - t, \eta_R$ はほぼ同じである。これら自航要素に対するプロペラ回転方向の影響は、プロペラ面内速度成分のうち、その円周方向成分にあると考えており、この点は後述する理論計算により検討を行う。

推進効率 η は両船とも内回りの方が良好で、M.S.No.0555の内回りが一番高い値を示した。M.S.No.

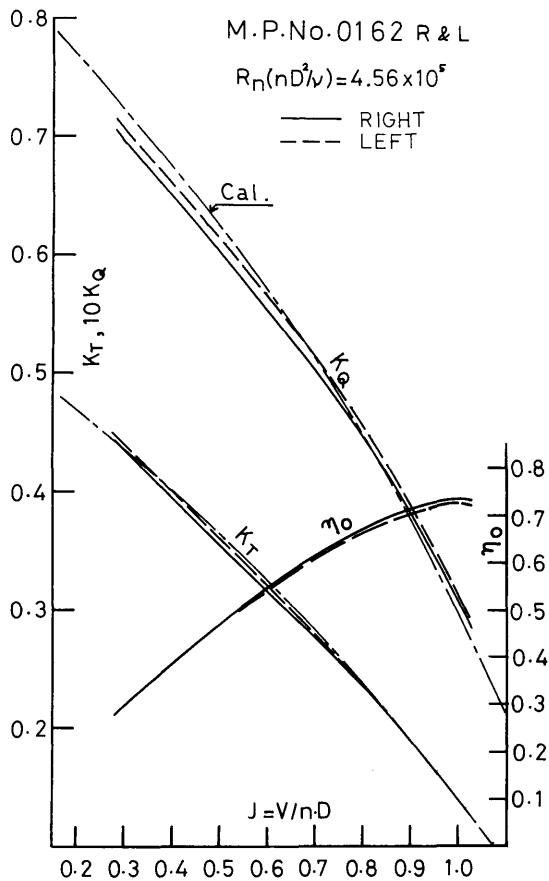


図-15 模型プロペラの単独性能

表-4 自航要素等

M.S.NO.	0555		0560		
	Direction*	Inward	Outward	Inward	Outward
1-t Exp.	0.846	0.866	0.852	0.857	
1-W_T Exp.	0.776	0.856	0.821	0.846	
	0.805	0.874	0.828	0.849	
η_R Exp.	1.090	1.012	1.038	1.013	
η_o Exp.	0.685	0.705	0.696	0.701	
	0.693	0.713	0.704	0.710	
η_K Exp.	1.010	1.030	1.015	1.021	
	1.010	1.035	1.017	1.024	
η Exp.	0.754	0.734	0.733	0.725	

$V_m = 2.504 \text{ m/s}$ ($F_n = 0.330$)
 * : Direction of Propeller rotation

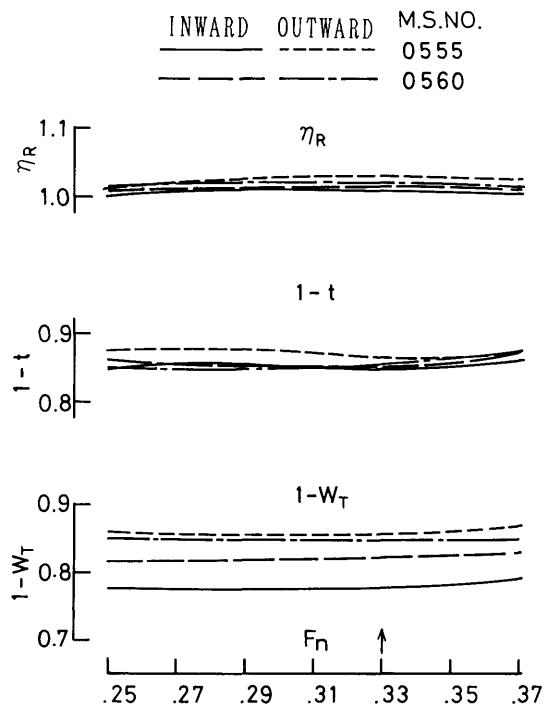


図-16 自航要素 (2軸の平均)

0555は内回りの方が $1-t$ 、 η_R が悪化しているにもかかわらず、 $1-W_T$ が大きく改善されて η が良好となったものである。M.S.No.0560ではプロペラ回転方向による η の差は小さくなつた。

以上、非対称スケグを採用したとき、 η のプロペラ回転方向依存性を少なくするねらいは達成されたので、この結果は実船設計に参考になるであろう。ただし、 η の値は幾分低くなつた。

抵抗、自航試験で得られた結果を用いて有効馬力EHP (2次元解析法による)、制動馬力BHPを推定した (図-17)。実船の $1-W_T$ を推定する場合は、通常、模型試験より得られた $1-W_T$ に尺度影響係数 ei を掛けて求めるが、これはあくまで V_x/V 成分だけを対象にしたものであり、本船のように円周方向成分 (V_T/V) を考慮⁸⁾すべき場合には取り扱いがかなり複雑になるので、ここでは単純に $ei=1.03$ とした。プロペラ単独効率は、代用プロペラの値をそのまま用了。24.2ノットでBHPを比較すると、M.S.No.0555のプロペラ回転方向の比較では内回りの方が外回りよりも3%小さく、M.S.No.0560では同じく1%小さい。

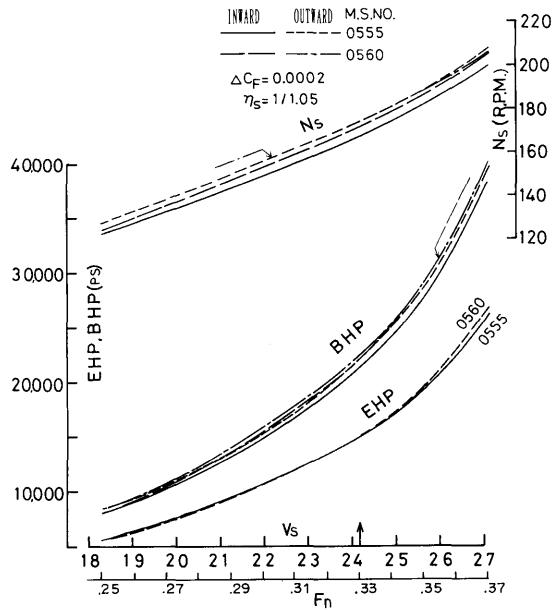


図-17 実船馬力、EHPとBHP

両船の内回りの性能ではM.S.No.0555の方が3%小さく、結局、通常のI型スケグ形状でプロペラを内回りさせた場合、馬力は一番低い結果となった。

2.2.3 船尾周り流場

球形5孔ピトー管による流場計測を、右舷側S.S.1/2とプロペラ面で行った(図-18(a),(b),19(a),(b))。

軸方向流速分布(図-18(b),19(b))をみると、両船ともスケグ中心に対して、ほぼ左右対称であり、極端に遅い流速分布や特異な分布も見当たらない。これより、スケグ周辺に剥離は起こっていないと考えられる。次に、プロペラ面内速度成分はM.S.No.0555で非対称性が見られ(図-18(a))、スケグ中心線から左右で大きさ・方向が異なっている。M.S.No.0560ではその差は比較的小さく、スケグ外側の面内速度成分とスケグ中心線の方向とは近付いている。図-20に両船のプロペラ半径位置における軸方向(V_x/V)、円周方向(V_T/V)の速度成分を比較して示す。M.S.No.0555の円周方向の流速分布では、時計方向の領域が広く、1周平均すると外回り成分の方が強い。M.S.No.0560では、時計方向の領域がせまくなるとともに、反時計方向の領域が広くなり、その成分値も大きくなっ

た。1周平均では外回り成分が弱くなっている。M.S.No.0560の軸方向流速分布では、スケグを外側にひねった分だけM.S.No.0555の分布を反時計方向に回転させた分布になっている。伴流分布のこれらの変化、特に円周方向の流速分布の違いが、プロペラ回転方向による自航要素の差異に影響を及ぼす結果となつた。

2.2.4 プロペラ、舵特性計算による自航要素の検討

本供試船の自航試験ではプロペラ回転方向で自航要素に差が現れ、M.S.No.0555ではM.S.No.0560に比べてその差が大きかった。推進効率は両船とも内回りとした時に良くなつたが、推進効率に大きく寄与した要素は $1 - W_T$ であった。これらを理論計算によって検討してみた。

計算には無限翼数プロペラ理論⁹⁾に舵の干渉を取り入れた計算法¹⁰⁾を用いた。本計算法は、2軸船の自航性能推定にも有効であることが既に示されている¹¹⁾。

なお、自航要素の内、特に $1 - W_T$ の検討を目的としたため、船体との干渉計算は行わなかった。

2軸船ではプロペラ相互や舵との干渉が存在するが、本船では軸間距離がプロペラ直径の2.2倍あり、他方のプロペラと舵による干渉影響はほとんど無いとみなされるので¹²⁾、従来より用いている一軸、一舵の計算法を適用した。想定実船では半釣り合い舵を採用しているが、計算で用いた舵形状は簡単化のため、プロペラ軸芯の高さ位置の舵幅(コード)を持つ矩形舵におきかえた。舵の高さおよび舵断面形状(プロペラ軸芯高さ位置の断面形状)は想定実船の舵と同じである。

計算ではプロペラ面の伴流計測値(図-18(a),19(a))から、軸方向速度、周方向速度を入力して、プロペラ回転数nを実験値から得られたスラスト係数 K_T に計算結果の k_T が一致するように調整し、n、トルク係数 K_Q 、舵抗力係数 $F_{R\chi}$ を求めた。これらより、プロペラ単独の特性計算値(図-15、有効ピッチに対する修正係数 $C_a = 0.99$)を基にした推力一致法より、 $1 - W_T, \eta_R, \eta_Q$ を求めた。

計算結果を表-4に示すが、プロペラ回転方向で $1 - W_T, \eta_R$ に差が表れ、実験値にも近い値となっている。M.S.No.0555のプロペラ回転方向による差がM.S.No.0560より大きく、実験値と同じ傾向であった。

実験によると、 $1 - t$ のプロペラ回転方向の影響はM.S.No.0555の方に著しく現れ(表-4、図-16参照)、内回りが小さい結果となった。図-21に自航試

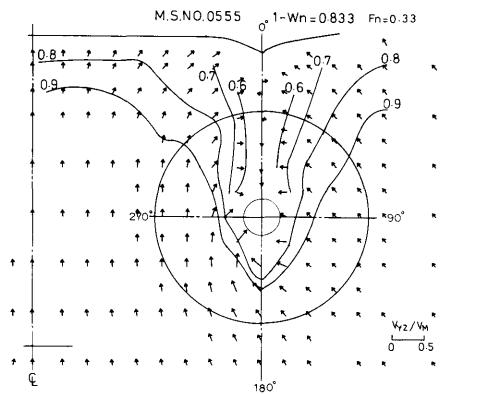


図-18(a) M.S.No.0555の流場計測結果
(プロペラ位置)

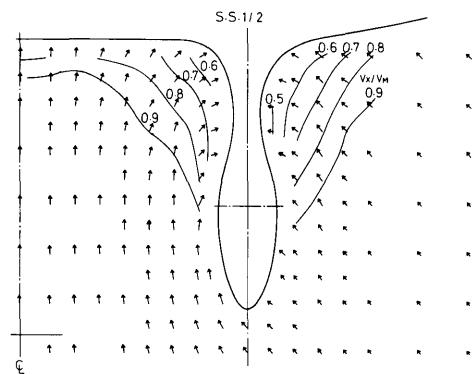


図-18(b) M.S.No.0555の流場計測結果
(S.S.1/2)

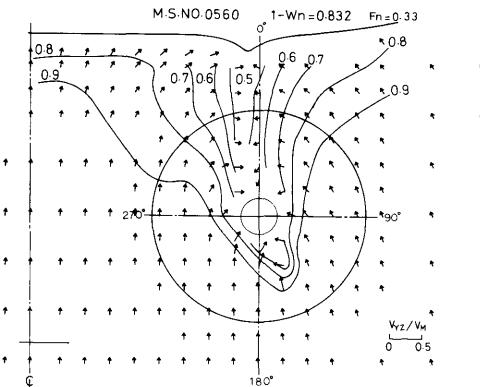


図-19(a) M.S.No.0560の流場計測結果
(プロペラ位置)

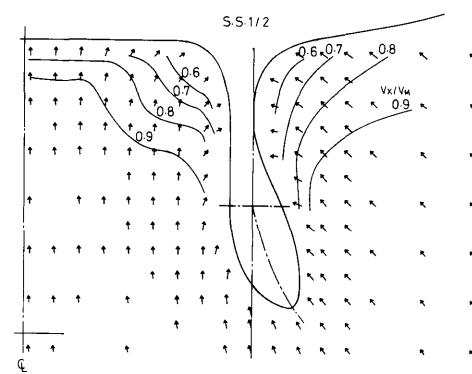


図-19(b) M.S.No.0560の流場計測結果
(S.S.1/2)

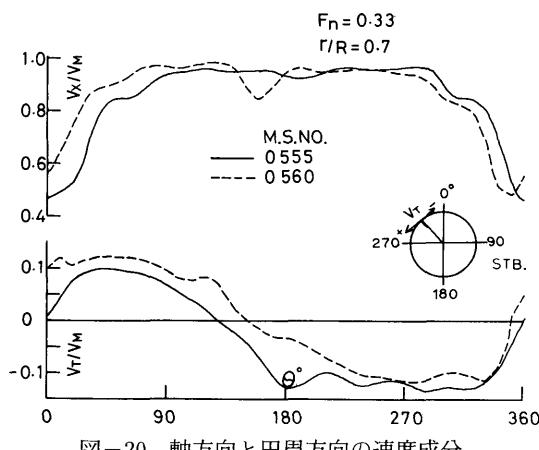


図-20 軸方向と円周方向の速度成分

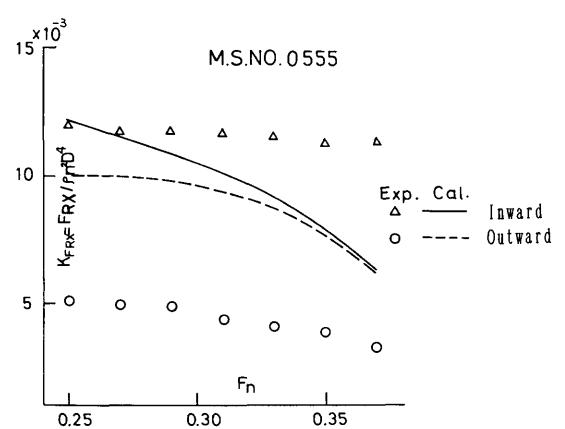


図-21 舵航力の実験値と計算値

験時に計測した舵抗力 F_{RX} (左舷側計測) を計算値(舵の粘性影響係数 $C_{RD} = 0.015$ 、曳航試験の舵抗力から推定)と併せて示す。図によるとプロペラ外回りの F_{RX} 計測値が、内回りに比べ約65%も小さくなっている。この F_{RX} の差を $1-t$ に換算したところ、プロペラの内回り、外回りの $1-t$ の差にほぼ相当していた。計算値でも、実験値と同様に外回りの方が内回りに比べて小さいが、回転方向による差は実験値のその差にくらべて僅かである。

プロペラ外回りでは、船体に沿って発生した時計回り速度成分(右舷側)がプロペラによりさらに強められた回転流となり、これにより舵に発生する推力が大きくなったものと思われる。内回りでは、プロペラと船体周り流れの回転方向が互いに逆なため、結局、舵に流入する回転流が小さくなつたのではないかと思われる。M.S.No.0560では回転方向による $1-t$ の差は小さいが、周方向速度の1周平均では回転流成分が少ないため、どちらのプロペラ回転方向でも舵に流入する回転流の強さが同じになつたためであろう。

η_R は、プロペラに対する不均一流によって現れるフックターであるが、プロペラの回転方向によって η_R に差が現れたのは、円周方向速度成分も加わった3次元不均一流の影響を受けたためと思われる。

3. シャフトプラケット型

シャフトプラケット船型では、プラケット並びにシャフト等の副部が抵抗、推進性能に及ぼす影響が大きいと考えられるので、プラケットの各部形状、配置等の設計には十分な注意が払われる。ここでは”まえがき”で述べた目的に沿って調査を実施した。

3.1 供試船および試験状態

供試船は中型高速フェリーを対象とした。その模型船(M.S.No.0562)と実船の主要目、正面線図、船尾形状図をそれぞれ表-5、図-22、23に示す。

模型船は $L_{PP} = 6\text{ m}$ の木製で、シャフトプラケットの他、副部として舵、ビルジキール、フィンスタビライザー(格納状態)、バウスラスター孔を装備している。乱流促進装置としてはF.P.より前方60mmとS.S. .9・1/2にスタッドを取り付けた。

軸系の配置は、シャフトが船体を貫通する直後に小型のボッシングが、その後方に小型のシャフトプラケット(第1プラケット)、さらにその後方に本研究対象のシャフトプラケット(第2プラケット)が装着され

表-5 模型船と対応実船の主要目

	模型船	実船
M.S.NO.	0562	
L_{PP} (m)	5.921 ($\alpha = 26.176$)	155.00
L_{DWL} (m)	6.055 ($d = 6.15$ に対して)	158.50
B (m)	0.955	25.00
D (m)		$D_{\text{ティック}} 8.401$ $C_{\text{ティック}} 13.600$
d (m)	6.15	
C_B	0.491	
C_P	0.588	
$I_{CB} (\%L_{PP})$	+3.46	

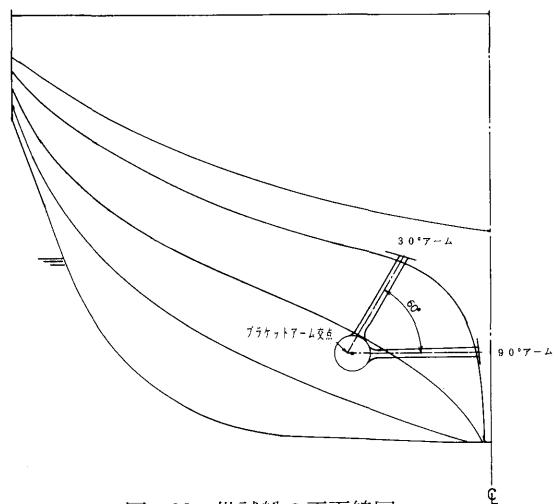


図-22 供試船の正面線図

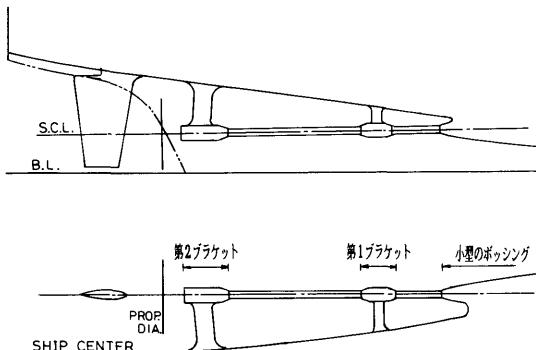


図-23 供試船の船尾形状

表-6 試験状態

	実船	模型船
状態		
トライアル		
dF(m)	4.120	0.1574
dA(m)	5.701	0.2178
トリム(m)	1.581	0.0604
排水量	8218.5 ton	0.44703m ³

ている(図-23参照)。第1、第2 ブラケットともV型である。実船に採用されているブラケットアームの船体取り付け角度は様々であるが¹³⁾、本船では垂直線に対し30°と90°になっている。

使用した模型プロペラ (M.P.No.0162R&L) は、スケグ形状変化の自航試験に使用したものと同じ代用プロペラである(表-3参照)。

試験は400m水槽および150m水槽で行った。試験状態は、対応実船においてブラケットに加わる外力が計測された時の状態¹³⁾と同じTRIAL状態(表-6参照)とした。TRIAL状態の計画速力は24.5ノットで、対応する模型船速度は2.463m/s ($F_n=0.32$) である。

本研究では、まず、片舷の軸系だけで可能な調査から進め、その後、両舷の軸系を揃え、シャフトブラケット船の推進性能に関する船型試験を実施した。

実施した試験の種類は次の通りである。

- (1). ブラケットフォースの計測(プロペラ有り、無し)
- (2). 船尾流場計測
 - a. ブラケット位置の流場計測
 - b. プロペラ面流場計測(ブラケット有り、無し)
- (3). 抵抗、自航試験等(ブラケット有り、無しの推進性能試験)

これら試験のプロペラ回転方向は対応実船と同じ外回りに限定した。

3.2 シャフトブラケットが抵抗、推進性能に及ぼす影響

3.2.1 シャフトブラケットに作用する流体力の計測

通常、船体副部の概略抵抗値は、模型試験から各副部付き状態と裸船状態の抵抗値からその差をとって求められる。副部抵抗を正確に知りたい場合は副部抵抗を直接計測することが望ましい。しかし、直接計測を



写真-2 第2シャフトブラケット周りの様子

行う技術が未確立のため精度の高い計測は極めて困難である。このことを考慮した次善の方法として次のような計測を行った。左舷側の第2ブラケットを微妙間隔を保って船体から切り離し、船体に固着された3分力計(容量2Kg)によってそれを支持させた。第2ブラケットの軸受け孔はシャフト直径より大きくした。曳航時、プロペラダミーボスはシャフトに取り付け、ボスの流体力は3分力計の計測には含まれないようにした。プロペラ作動時の計測では、プロペラ軸をプロペラ後方に延長し、舵に仮設した小型の軸受けで軸を支持させ、シャフトがブラケットに直接触れないよう考慮した。この様子を写真-2に示す。第2ブラケットの材質は、検力計の容量を考慮し、自重を軽くするためアクリル樹脂で製作した。

上述のシャフトブラケットと船体との切り離しは、具体的には次のようにした。ブラケットの30°アームと船体との取り合わせでは、船体に溝を彫り込み、船体とアームの隙間はメタルテープで極力せばめた(平均1mm)。90°アームの隙間は単純に船体から2mm離した。ブラケットの支持は、3分力計から船体垂直線に平行に延長(0.12m)した治具を30°アームに取り付け支持した。

以上の実験用セットアップにもとづいて、曳航時、プロペラ作動時のシャフトブラケットフォースを計測した。この計測では、右舷側の軸系は装着されていない。

図-24は曳航時の第2ブラケットにかかる力を直接計測した結果である。供試船ではTRIAL状態のイニシャルトリムおよび航走中のトリムは僅かであったため、力の方向に対するトリム修正は行わなかった。ここで注目すべきことは、プロペラ非作動時の F_x が抵抗にならず僅かながら推力になっている点である。 F_y

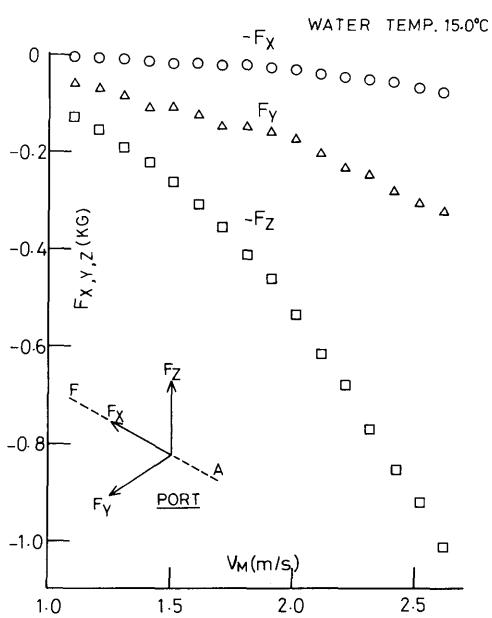
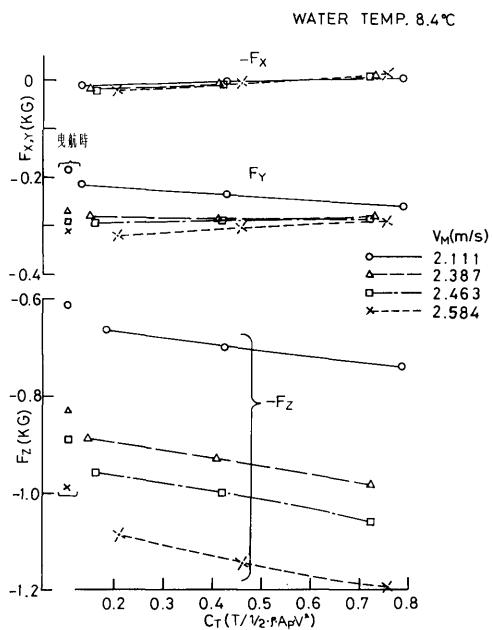
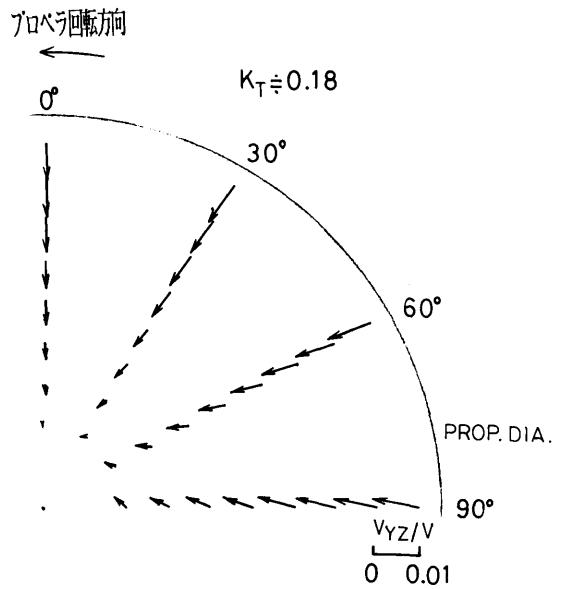


図-24 ブラケットフォースの計測結果（曳航時）

図-25 プロペラ荷重度とブラケットフォース ($C_T \sim F_x, F_y, F_z$)図-26 ブラケット位置のプロペラ誘導速度 (V_{yz})

F_z はそれぞれ船体中心向きと垂直上向きに大きな力が生じている。図-25にプロペラ作動時の計測として、プロペラ荷重度 C_T とブラケットフォースの関係を示した。プロペラの荷重度が増すに従い、 F_x の推力が小さくなっている。 F_y は 2.111m/s で荷重度を増すと船体中心向きの力は大きくなっているが、それより高い速度の 2.584m/s では逆に減少している。 F_z は方向は変わらずその大きさはさらに大きくなり、プロペラ荷重度の影響を強く受けている。これらはプロペラの作動により、ブラケットへの流れ（流速、流向）が変化したためと考えられる。図-26に、計測したプロペラ面の伴流分布（図-34参照）から軸方向と周囲方向の速度をプロペラ計算⁹⁾に入力して計算したアーム前縁位置 ($X/D_p = 0.67$) のプロペラ誘導速度 (V_{yz}/V) を示す。図では、僅かではあるが流向の変化が見られ、 90° の位置で比較的大きい。

以上の調査結果から、シャフトブラケットは必ずしも副部抵抗とはならず、本供試船では僅かながらも推力を発生し、プロペラを作動させるとこの推力が減少した。また、ブラケットから上方向および中心方向に大きな力が発生しており、プロペラが作動すれば特に上向きの力がさらに大きくなかった。

3.2.2 船尾流場データを用いたプラケットフォースの推定

プラケットフォースの直接計測値を船尾流場データを使って検証することとした。また、供試船と異なるプラケットアーム配置の一例として船体取り付け角度が 0° と 60° のアーム配置に働くプラケットフォースを推定した。

はじめに、船尾流場中に配置した第2プラケットを船体から取り外して、プラケットアーム前縁位置 (A_p より前方236mm) での流場を計測した。この計測では参考のため他のアーム角度位置も含めて計測した。

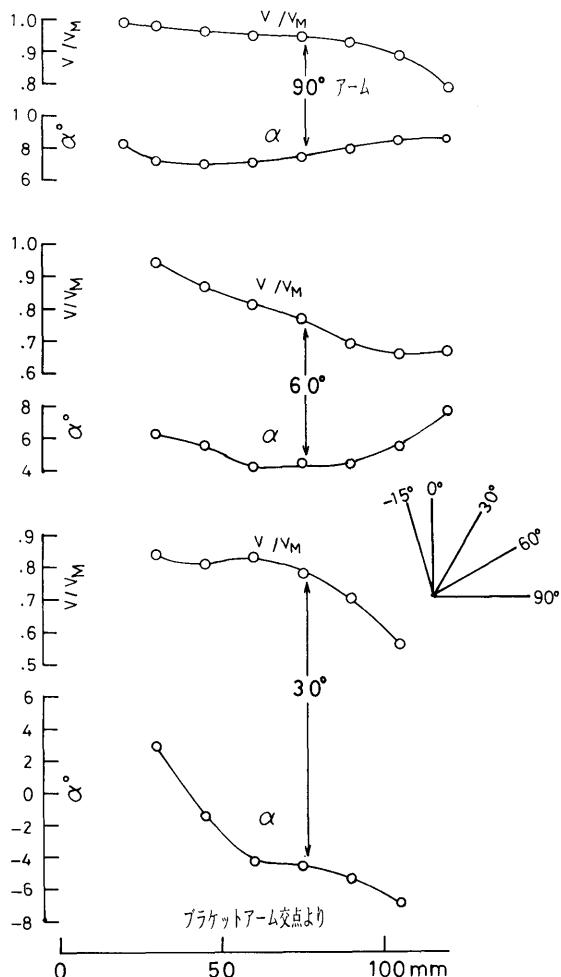


図-27(a) シャフトプラケット前縁位置の流場計測結果 (その1)

(292)

計測には、NPL型5孔ピトー管（外形6mm、頂角=120°）を用い、模型船速度は計画速力とした。この計測時の船尾付加物の内、舵は取り外されたが、ボッシング、第1プラケットは取り付けてある。

図-27(a)、(b)に流場計測結果を示すが、流向はアームの断面形状に対する流入角 α° で表している。アーム断面形状の中心線はすべて水平面と平行である。流入角はアーム取り付け角度位置でかなりの差があり、 90° のアームに対する流入角が一番大きかった。

このプラケット前縁流場の計測結果を使って、模型のプラケットアームに生じる流体力を推定した結果を表-7に示す。推定値にはプラケットボス部（軸受け部）に働く流体力は含まれていない。推定計算には本船のプラケットアームに代わって、NACA65₄-021の翼断面形状の特性値¹⁴⁾を用い、各スパン位置の揚力、抗力を求めた。次にそれをスパン方向に積分（アーム両端部分は外挿）し、プラケットアームに生じる流体

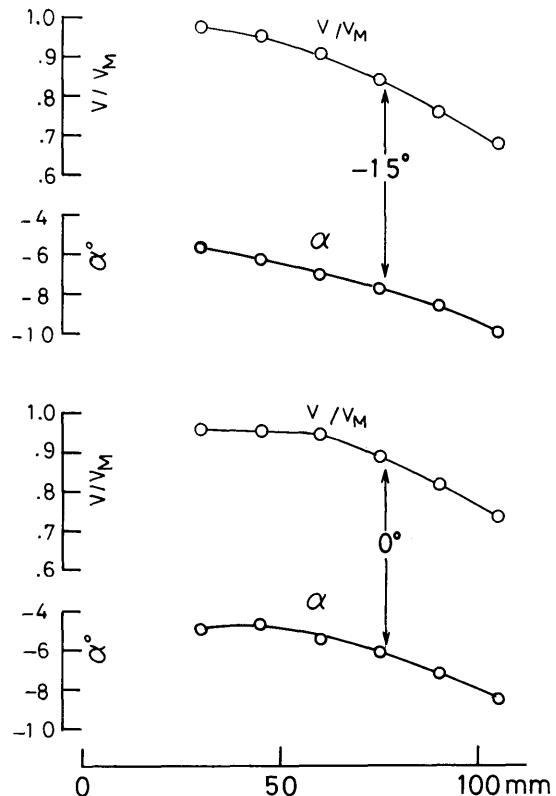


図-27(b) シャフトプラケット前縁位置の流場計測結果 (その2)

表-7 プラケットアームに生じる流体力の推定

	現装 プラケット アーム				仮装 プラケット アーム		
	30°アーム	90°アーム	合計	計測値	0°アーム	60°アーム	合計
F_x (Kg)	0.013	0.101	0.114	0.07	0.056	0.026	0.082
F_y (Kg)	-0.224	0.0	-0.224	-0.29	-0.699	0.197	-0.502
F_z (Kg)	-0.130	0.958	0.828	0.89	0.0	0.341	0.341

$V_M = 2.463 \text{ m/s}$ ($F_n = 0.320$)

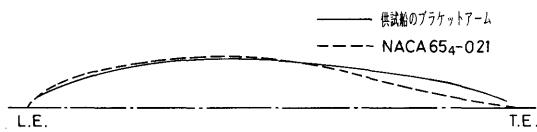


図-28 翼断面形状の比較 (プラケットアームとNACA654-021)

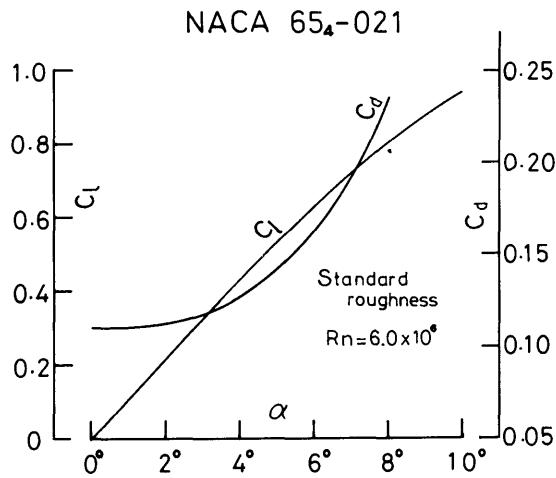


図-29 翼断面特性

力とした。両者の翼断面形状の比較と、NACA654-021の特性を図-28、29に示す。

推定結果は、プラケットの直接計測値に近い値が得られた。 F_x が推力になったのは、アームに発生した揚力の一部が推力として働いたためであり、90°アームの推力が大きく寄与していた。

取り付け角が0°と60°の仮装プラケットでは現装プラケットに対し、推力の発生は小さく、 F_y は大きく、

F_z は小さくなつた。プラケットアームの取り付け角度により、プラケットに生ずる流体力は大きく変化する。

実船流場に適合させて良好に設計されたプラケットはもはや副部抵抗とはならず、多少とも推力の得られる可能性のあることがわかつた。

3.2.3 シャフトプラケットが推進性能に及ぼす影響

(1) 抵抗、自航試験等

プラケットの存在によってプロペラに流入する流れが影響を受け、それによって推進性能が変化する可能性がある。この変化を調べるために、プラケットの有りと無しの2状態について推進性能試験を実施した。まず、左舷側のプロペラ軸系のみ用い、実船自航点を含む範囲の荷重変化を変更して試験を行つた。

プラケット無しの状態としては、プラケットのボス部(軸受け部)だけを別途製作し、これをシャフトに取り付けた(このダミーボスはシャフトと同じく回転する)。従つて、プラケットのアームだけが無い状態になつてゐる。計測結果を図-30に示すが、プラケットの影響は主に1-W_Tに現れ、プラケットを装着することにより1-W_Tが約5%が改善されている。 η_k 、 η_r にはプラケットの影響は少ないので、荷重変化の影響は、1-W_T、 η_k に対してあまり大きく無い。

この試験の結果から、プラケットは有効伴流の改善にも役立つてゐることが判明した。

次に、両舷の軸系を用いた通常の船型試験を実施し、プラケット船の推進性能を調査した。同時に右舷プロペラが、左舷プロペラおよび左舷プラケットに及ぼす干渉を調べた。

抵抗試験結果として r_R を図-31に示す。低速抵抗試験から得られた K (シェーンヘルの摩擦抵抗算式を用いた。)は0.33で、スケグ船に比べて大きな値となつたが、この種のシャフトプラケット船では通常の値と思

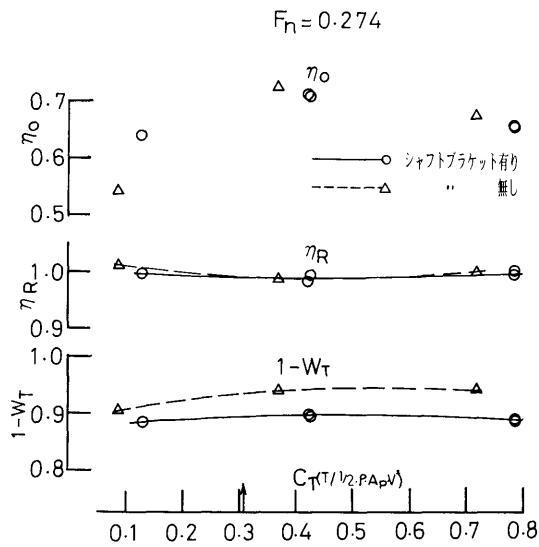


図-30 シャフトブラケットが $1 - W_T$ 、 η_R 、 η_0 におよぼす影響

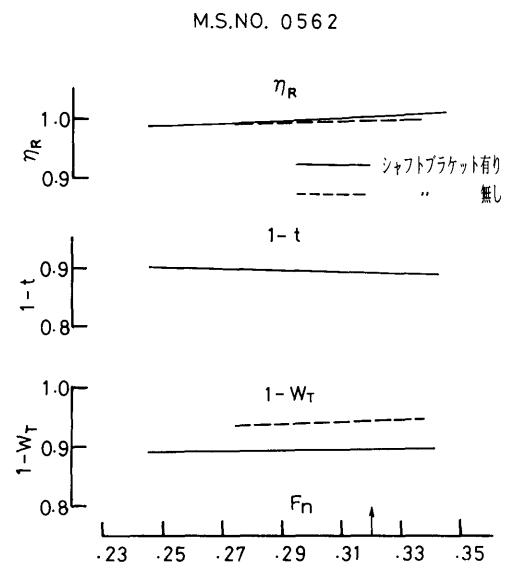


図-32 自航要素 (2 軸の平均)

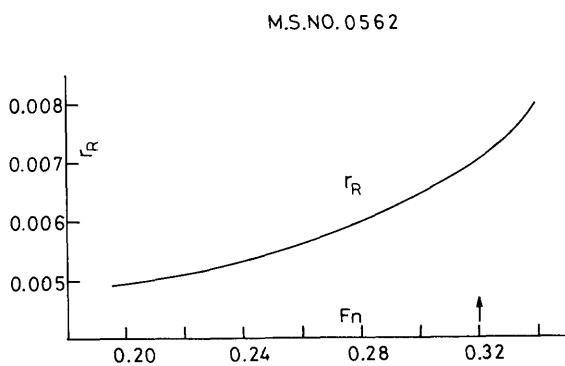


図-31 抵抗試験結果

われる¹⁵⁾。供試船では第2ブラケットが抵抗にならないため、他の副部影響と考えられる。特に舵の影響が大きかったかも知れないが、舵抗力の計測は実施していなかった。

自航試験結果を図-32に示す。 $1 - W_T$ 、 η_R は先に実施された片舷だけの試験（図-30参照）と同じ結果であった。このことから右舷のプロペラ影響は無かつたものと考えられる。図-32には図-30の実船自航点の C_T で読み取ったブラケット無しの $1 - W_T$ 、 η_R も示した。また、抵抗、自航試験時にブラケットフォース

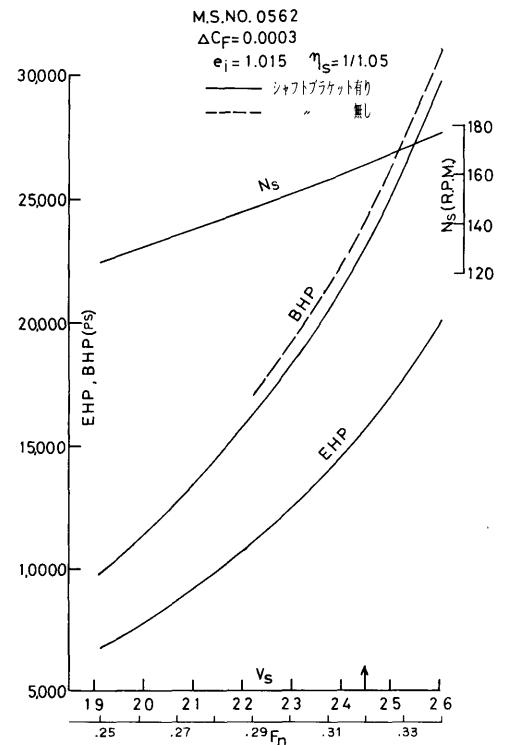


図-33 実船馬力、EHP と BHP (ブラケット有り、無し)

(F_x 、 F_y) も計測したが、左舷だけで行った計測値とほぼ同じであった。

抵抗試験、自航試験の結果と代用プロペラの単独性能を用いてEHP (2次元解析法)、BHPを推定した (図-33)。図にはブラケット無しのBHPも示したが、 $1-t$ はブラケット付きの試験値をそのまま使用した。

ブラケットの有、無しのBHPを24.5ノットで比較すると、ブラケット有りの方が約4%小さく、従って本船のブラケットは推進性能を向上させていることになる。

(2) プロペラ面流場

NPL型5孔ピトー管を用いて、ブラケットの有り、無しの2状態で左舷側プロペラ面の流場計測を行った。ブラケット無しでは、前記の試験と同じくブラケットのアームだけが無い状態である。

計測結果を図-34、35に示すが、軸方向流速分布、公称伴流係数とも両状態ほぼ同じで、プロペラ円内はかなり均一流となっている。ブラケットが軸方向の流速分布に及ぼす影響は少なかった。なお、40°付近に両状態とも流速分布の遅い領域が見られるが、この部分で流線が集まり境界層が発達したものと思われる。

両状態の差は面内速度成分に見られ、ブラケットアームの存在により、 0° から 80° の範囲で上向きの速度成分が小さく、 180° から 360° ではそれが若干大きくなる。

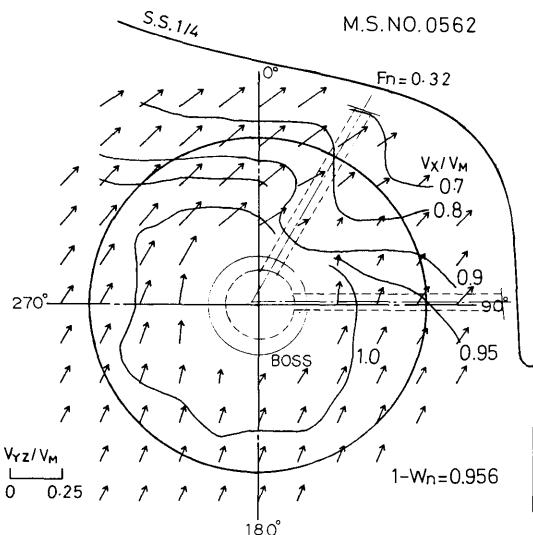


図-34 ブラケット有りの流場計測結果

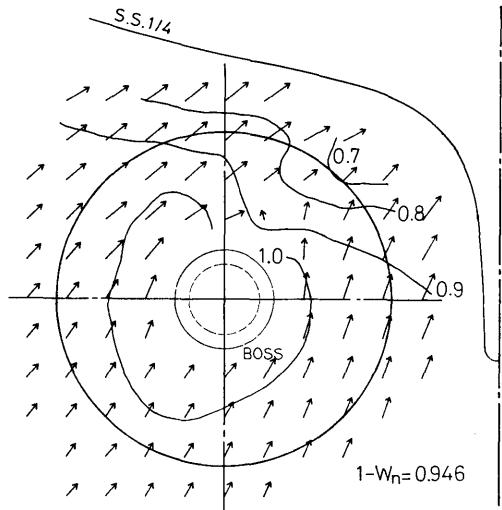


図-35 ブラケット無しの流場計測結果

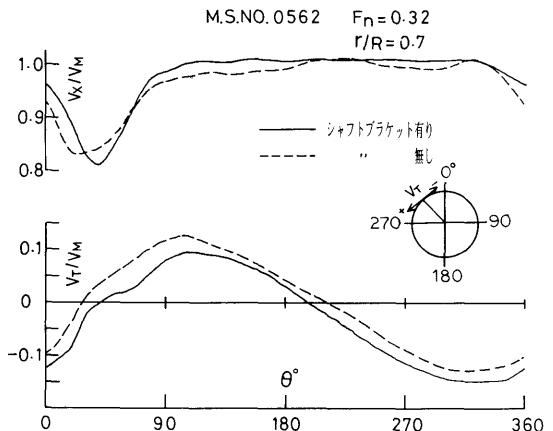


図-36 軸方向と円周方向の速度成分

面内速度の非対称性が比較的強くなっている。

図-36にブラケット有り、無しのプロペラ半径の0.7 Rの位置における軸方向、円周方向速度成分の一例を比較して示す。ブラケット有りの円周方向の流速分布では、時計方向の領域が広く、1周平均すると内回り成分の方が強い。ブラケット無しは、時計方向の領域がせまくなるとともに、反時計方向の領域が広くなり、その成分値も大きくなっている。これらはアームによる偏流流のためと思われる。この円周方向の流速分布の違いが、プロペラ外回りの回転方向によるブラケット有

り、無しの $1 - W_T$ の差異に影響を及ぼす結果となつた。

以上、プラケットが抵抗と推進性能に及ぼす影響を調査したが、プロペラ円流入速度ベクトルをプラケットによって偏向させ、プロペラの回転方向の選択と相俟って推進性能を向上させる可能性のあることが見出せた。

3.3 プラケットアームにキャビテーションが発生する可能性の検討

現在、この種の2軸船は高速性能を競っており、今後も高速化が進めらようとしている。高速化に伴う弊害の一つとしてキャビテーションの発生が挙げらる。基本設計時には、特にプロペラキャビテーションについて注意が払われているが、高速化が進めばプラケットのアームにキャビテーションが発生する可能性があり、この点についても検討する必要がある。

本供試船の第2プラケット位置の流場を調査した結果、プラケットアーム断面に対し大きな流入角で流れ込んでいることが判明した(図-27参照)。従って、アームからキャビテーションが発生する危険性があるものと思われる。

ここでの検討方法を以下に記す。供試船のプラケットアーム(アーム配置角度30°, 90°)と仮装プラケットアーム(同じく0°, 60°)の4種類のアーム取り付け角度について、計測した模型船流場を入力とし、各プラケットアーム上の断面に沿った圧力分布 C_p をH & S法による2次元揚力体周りのポテンシャル計算¹⁶⁾より求め、キャビテーションの可能性を検討した。アームに対する流入角、流速はアームのスパン方向で変化しているが、アームのスパン方向上の代表箇所を選んで C_p を求めた。

計画速力(24.5ノット)、TRIAL状態の各アーム翼型に対する C_p 分布を図-37(a)、(b)に示す。図中のキャビテーション係数(実船) σ の定義は下の通りである。

$$\sigma = (P_s - e) / (\frac{1}{2} \cdot \rho \cdot V^2)$$

ただし、 e は蒸気圧、 P_s は自航試験から求めた船体沈下量を考慮したアームの静水圧、 V はアームに流れ込む流速である。

本図によると、各アーム配置角度で C_p 値はかなり異なっている。90°アームの C_p 値は他の配置角度に比べ低いことから、他のアームに比べキャビテーション

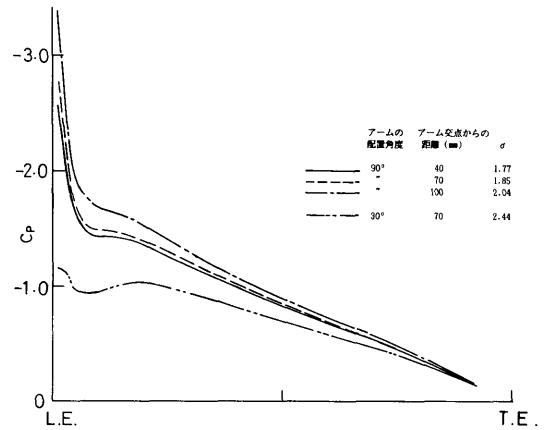


図-37(a) プラケットアーム翼型の圧力分布
(2次元)

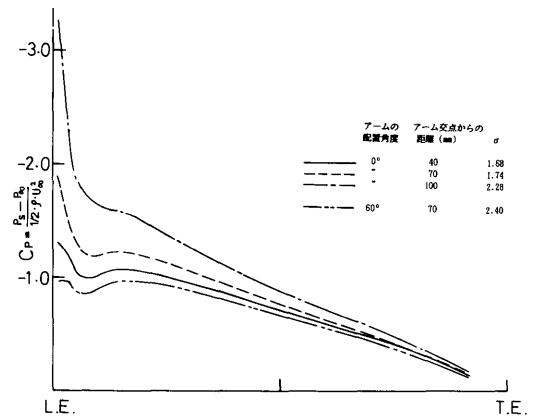


図-37(b) プラケットアーム翼型の圧力分布
(2次元)

の発生する可能性は高いと考えられる。ここで行った検討ではプロペラの影響は考慮しなかったが、プラケットフォースの直接計測や、プロペラ誘導速度の計算によれば、プロペラの作動によって流速および流向が影響を受けることからキャビテーションの発生が増加することも考えらる。90°付近にアームを配置する場合は注意する必要がある。また、プロペラの回転方向、アームの翼断面形状、船体動揺などによっても影響を受けると思われる。

以上のように、アームの配置角度でキャビテーション性能がかなり異なることが予想され、当然ながら推

進性能の観点ばかりでなくキャビテーション性能にも配慮して、アームの配置と形状を設計することが重要である。

4. まとめ

本報告では、内航船舶を対象としたツインスケグ型とシャフトプラケット型の2軸船尾船型に関する研究を、水槽試験と理論計算によって実施した。

ツインスケグ型ではトンネル傾斜角とスケグ形状の変化が抵抗、推進性能、船尾流場に及ぼす影響について調査、検討した。

シャフトプラケット型では代表的な船型を例に取り上げて、シャフトプラケットが抵抗、推進性能に及ぼす影響について調査、検討した。

得られた主な結果は次の通りである。

○ツインスケグ型（トンネル傾斜角変化）

1) 船尾船底のトンネル傾斜角を大きくすれば形状影響係数が大きくなるが、これは、トンネルに沿った正の圧力勾配が大きくなり、そのために境界層がより発達し、船尾での圧力回復が悪いために粘性圧力抵抗が増加したためである。

模型船では、この傾斜角が約26°においても剥離は認められなかった。

2) 境界層の計算結果では、トンネル傾斜角の大きいA船型の船尾部分を除けば概して実験値との一致性は良好であった。

3) スケグの存在とトンネル傾斜角がプロペラ位置の流場に及ぼす影響は、主流方向の速度成分を均一化させ、面内速度成分を変化させる。

○ツインスケグ型（スケグ形状変化）

4) ツインスケグ船では、プロペラを内回りさせたときに良好な推進性能の得られることが多いが、ここでは外回りの場合に内回りと同等の性能が得られないか、すなわちプロペラ回転方向の依存性を無くすことをねらいとして非対称スケグ形状の模型試験を行った。その結果、逆C型スケグにすれば、推進性能がプロペラ回転方向にあまり影響され無いことが分かった。ただし、通常のI型スケグより推進性能は幾分低かった。

5) ツインスケグ船の自航要素がプロペラ回転方向によって影響される状況を実験によって把握したが、これを計算によっても検討し、定量的にもかなり一致する結果が得られた。

○シャフトプラケット型

6) プラケットは必ずしも副部抵抗にはならず、本供試模型船では僅かながらも推力を発生していた。また、プラケットから上方向および船体中心方向に大きな力が発生している。プロペラを作動させると推力分が減少し、上方向、中心方向の力はさらに大きくなつた。

7) プラケット位置の流場計測結果を用いてプラケットアームに発生する流体力を推定し、これからプラケットに働く力を求めた結果、直接計測値とかなり近い値が得られた。そして、仮装したプラケットに働く力を推定したところ、プラケット配置により、その力はかなり異なることがわかった。

良好な船尾流場にうまく適合させてプラケットを配置させれば、大きな副部抵抗とはならぬ、多少とも推力を取り出すことが可能である。

8) プラケットの有り無し状態の自航試験を行い、プラケットが有効伴流の改善（約5%）に役だっていることが判明した。供試船の実船馬力を推定した結果、プラケットの存在は馬力を約4%軽減させ、プラケットは推進性能を向上させる可能性のあることがわかった。

9) プラケットの有り無し状態のプロペラ面流場調査より、プラケットの影響は面内速度に現れ、その非対称性が強くなった。これはプラケットアームによる偏向作用によるものである。しかし、軸方向速度に及ぼす影響は少なかった。この面内速度成分の非対称性がプロペラ回転方向と相俟って有効伴流の改善に寄与していた。

以上述べたように、実船流場に適合させて良好に設計されたプラケットを装着させると、推進性能を向上させる可能性のあることを見出した。ただし、推進性能の観点ばかりでなくプラケットアームにキャビテーションが発生する可能性も検討する必要がある。

謝辞

本報告中で行った厚い境界層計算は神戸商船大学戸田保幸助教授（元大阪大学）の御了解のもとにプログラムを使用させていただきました。

本研究の内、シャフトプラケット船に関する調査は船舶整備公団との共同研究として実施されたものであり、この調査研究の遂行に当たっては同公団公務部の関係方々に多大なお世話とご指導を賜りました。

スケグ船、シャフトプラケット船とも模型船の製作、

推進性能試験の実施に当たり当所推進性能部の方々から御助力を頂きました。

ここに、大変お世話になりました上述の方々に心からお礼を申し上げます。

参考文献

- 1) 横尾幸一、川上善郎：「プロペラの回転方向変化が推進性能におよぼす影響について」、船舶技術研究所報告、第11巻 第3号 (1974)、pp33～54
- 2) 上田隆康、川上善郎：「2軸高速コンテナ船に関する馬力推定要素の尺度影響とボッシング外力についての実験的研究」、船舶技術研究所報告、第17巻 第4号 (1980)、pp17～34
- 3) Willem B. Van Berlekom：「TWIN SKEG AFTER BODIES CAN SAVE FUEL」、Workshop on Developments in Hull Form Design、SSPA、1985
- 4) 川上善郎、柳原 健、堀 利文、田中 陽、岩崎 泰典：「Twin-skeg stern船型の推進性能に関する実験的研究」、船舶技術研究所報告、第18巻 第6号 (1981)、pp21～52
- 5) 波多野修次、茂里一紘、堀田多喜男：「船の境界層流れ実験および境界層計算の諸仮定に関する考察」、西部造船会々報、第56号 (1978)、pp73～92
- 6) 戸田保幸、田中一朗、杉岡 寛、大塚靖史：「厚い境界層の積分型解法に関する一考察」、関西造船協会誌、第197号 (1985)、pp97～106
- 7) 佐野安船渠：「双胴船尾船型の開発」、船の科学、Vol. 34 (1981)
- 8) 萩野繁之、橋本美貴：「偏心非対称船尾を採用した省エネ大型船の開発」、関西造船協会誌、第211号 (1989)、pp 1～7
- 9) 森山文雄：「プロペラ性能の近似計算法について」、船舶技術研究所報告、第16巻 第6号 (1979)、pp49～64
- 10) 森山文雄、山崎隆介：「プロペラの舵におよぼす影響について」、西部造船会々報、第61号 (1981)、pp25～39
- 11) 中武一明、山口賢二、安東 潤、片岡克己：「2軸船の推進性能に関する研究(続報)」、西部造船会々報、第81号 (1990)、pp29～37
- 12) 中武一明、安東 潤、片岡克己、佐藤敏浩、山口 賢二：「2軸船の推進性能に関する研究——様流中でのプロペラと舵の相互干渉——」、西部造船会々報、第78号 (1989)、pp49～57
- 13) 船舶整備公団：「大型カーフェリーのシャフトブラケットに関する調査研究」、平成5年3月
- 14) ABBOTT AND DOENHOFF：「THEORY OF WING SECTIONS」、DOVER PUBLICATIONS, INC.、pp645
- 15) 運輸省船舶局：「カーフェリー建造のための技術指導書」、昭和51年3月
- 16) 「2次元揚力体周りのポテンシャル流の計算(H & S法)」、推進性能部船舶流体力学ライブラリー、SHSL