

半滑走型単胴船の水槽試験及び実船馬力推定に関する若干の考察

上田 隆康、塚田 吉昭、菅井 信夫

Some Considerations on Tank Test and Power Estimation of Semi-Displacement type Mono-Hull Ship

by

Takayasu UEDA, Yoshiaki TSUKADA, Nobuo SUGAI

Abstract

At present, various types of high-speed ships are being developed, though, there are still lots of unknown problems in their fluid dynamics aspects.

By dealing with semi-displacement type mono-hull ships which have a majority in high speed ships on service, in this paper, tank test problems are discussed and also their fluid dynamics characteristics are investigated on various factors used in the power estimation for an actual ship, mainly by means of model ship experiments.

Experimental investigations were carried out on appendage resistance, air resistance of above-water hull, effects of oblique flow and its cavitation on propeller characteristics, scale effects of some resistance components and running condition, and so on.

The horse power of an actual ship which is estimated by making use of the results mentioned above is compared with the result of speed trial test in full scale.

目次

- | | |
|-------------------------|--------------|
| 1. まえがき | 2.5 副部抵抗 |
| 2. 抵抗試験関係 | 2.6 空気抵抗等の調査 |
| 2.1 曳航方法の影響 | 2.7 尺度影響の調査 |
| 2.2 乱流促進法の影響 | 2.7.1 形状影響係数 |
| 2.3 オープンモデルとクローズドモデルの差違 | 2.7.2 剰余抵抗係数 |
| 2.4 航走時の浸水面積と喫水線長さの調査 | 2.7.3 副部抵抗係数 |
| | 2.7.4 航走姿勢 |
| | 2.7.5 スプレー |

* 推進性能部

原稿受付 平成3年12月24日

- 2.7.6 波形計測
- 2.8 実船の有効馬力の推定
- 2.9 その他
 - 2.9.1 形状影響係数
 - 2.9.2 浅水影響
 - 2.9.3 制限水路影響
 - 2.9.4 曳引車による空気・水面への攪乱及びそれらによる模型船への影響
- 3. プロペラ単独性能調査
 - 3.1 斜流影響
 - 3.2 キャビテーション影響
 - 3.3 斜流中でキャビテーションが発生した状態の性能
 - 3.4 その他
 - 3.4.1 斜流中プロペラの面内に上向きに発生する力等の推定
 - 3.4.2 キャビテーション水槽の制限水路影響
- 4. 自航試験関係
 - 4.1 トルク、スラストの0点の取り方
 - 4.2 自航点に関するプロペラ荷重
 - 4.3 自航要素と実船制動馬力の推定
- 5. あとがき
 - 参考文献

1. まえがき

最近では高速船への関心が高まり、研究も盛んになって来た。現在就航している高速船は230隻位に達している¹⁾。ここで意味する高速船は、22ノット以上の高速旅客船であり、内航高速旅客船とも呼ばれている。

一般的に高速船と言えば、小はレジャー用や競争用の高速艇から、大は巡視、救難用の高速船まで含まれ、防衛用を除くとしても、漁船にもこの範囲に含まれるものがある。就航している高速船の大きさは上記のように数mから50m位までであり、用途、形式も多岐にわたっている。例えば、用途では上記のほか、離島生活用、観光用、ウォーターフロント用、海上空港アクセス用などがある。形式では、半滑走型単胴船、双胴船(SWASH, SES etc)、水中翼船(ハイドロfoil、ジェットfoil etc)、エアクション船(ホバークラフト、WIG etc)が現在用いられている代表的なものであるが、それぞれの中でもさらに別の特徴から形式を区分されている場合もある。また、将来に向けて、これらの色々な複合型の高速船艇が提案されている。

世界的な最近の傾向では、双胴船の隻数が増加して

いるが²⁾、我が国では、半滑走型単胴船の隻数が依然として一番多い³⁾。

高速船の実船馬力を推定するには、上述のように多くの形式があるので、推定方法も形式ごとの検討が必要である。即ち、形式ごとに浮力、揚力、推進力、抗力が異っているからである。従来の排水型船の延長上にある半滑走型単胴船については、実用化も古く、研究歴も他の形式に比べてはるかに古い⁴⁾が、それでも排水型船舶の研究量、馬力推定精度とはかなり差がある。

排水型船舶は殆んど浮力で支持されているが、半滑走型船では、言うまでもなく、浮力と動的揚力によって支持されており、船体に働く抵抗も、造波抵抗、摩擦抵抗、粘性圧力抵抗のほかに、スプレー抵抗、空気抵抗などが加わってくる。即ち、半滑走型船体を取りまく流体現象が排水型船体に比べてかなり複雑になっており、これが馬力推定精度の向上を阻んでいる原因である。半滑走型船に関する研究の現状では、合理的な抵抗成分の分離がまだ可能になっておらず、模型試験法そのものも未確立であると言わざるを得ない。従って、模型試験結果を使った実船馬力推定法も合理的な手法が未だ定着していない⁵⁾。

上述のように、高速船周りの流場は複雑であり、流体理論の取扱いも高度になるので、理論をベースにした新しい視点にもとづく模型試験法、実船馬力推定法、更に進めば新船型開発による性能改善法の確立は、今後の理論研究の発展に期待せざるを得ない。幸い、最近の高速船研究は著しく進んでおり、特にCFDの発展速度が大きいので、近い日に、これらの確立が十分期待出来る。しかし、現時点においては、排水型船を対象に開発された水槽試験法と実船馬力推定法が、基本的な構成を殆ど変更することなくそのまま踏襲されて、高速船に適用されている^{4),5)}。

この現状を、過渡的な手法の適用期間とみるにしても、現用の方法は、それなりに充実させる必要がある。このような観点から現用の水槽試験法と実船馬力推定法の中に含まれる種々の検討要素を、一隻の供試船を使って実験的に調査することとした。本報告で用いた供試船は必ずしも平均的な船とは言えないので、調査結果はその固有性をもつが、定性的には他の船に適用出来るものも多いと考えられる。

調査の必要性が高いものでも、現時点では実験的調査の困難なものがあり、これらは、今後の研究課題である。本報告は、抵抗試験関係、プロペラ性能関係、自航試験関係、実船馬力推定関係、その他の模型試験

関係を対象にした。

2. 抵抗試験関係

通常の単胴型高速船は速度の上昇にともなって、船首が浮上し、半滑走状態を呈する。更に速度が高くなれば船体全体が浮上し、滑走状態となる。このような流場を示す船舶の模型試験は、従来の船型試験法の適用が可能かどうかの議論も行われてきたが、現在大多数の試験研究機関は、従来方式の模型試験を実施しているようである。即ち、フルード数を対応実船と等しくする速度で、模型船を曳航し、模型船の全抵抗を計測する訳であるが、高速船なるがゆえの留意事項がある。

2.1 曳航方法の影響

“曳航点は、シャフトラインと l_{CB} 位置の船体横断面との交点とし、曳航方向は、定常航走時のシャフトラインに一致させる”とする方法が提案されている^{6),7)}。あるいは、“模型船の重心高さを実船のそれと一致させ、

表-1 供試船の船体要目及び模型試験状態

| | | 実船 | 模型船 |
|----------------------------------|----------|-------------------------|---------|
| 垂線間長さ | (m) | 23.20 | 4.000 |
| 幅(最大幅) | (m) | 5.20 | 0.8966 |
| 深さ | (m) | 2.40 | 0.4138 |
| 満載状態 l_{CB} (% L_{PP} , aft) | | 5.9078 | |
| 実船 | 総トン数 | 約70トン | |
| | 主機関 | ディーゼル 2基 | |
| | 馬力,回転数 | 1000ps x2170rpm/1064rpm | |
| | 航海速度 | 約28ノット(満載状態, 90%MCR) | |
| 模型試験 | 状態 | 満載状態 | トライアル状態 |
| | 喫水(M.S.) | (m) 0.1498 | 0.1334 |
| | トリム | (m) -0.0101 | 0.0356 |
| | 全浸水面積 | (m^2) 3.3432 | 3.1063 |
| | 全排水量 | (m^3) 0.23394 | 0.19790 |
| | C_B | 0.4681 | 0.4896 |

表-2 供試船のプロペラ要目

| | 実船用 | 模型試験用 | |
|--------|-------|---------|-------------|
| | | 自航試験用 | キャビテーション試験用 |
| 直径 (m) | 0.850 | 0.1466 | 0.250 |
| ピッチ比 | | 1.3188 | |
| ボス比 | | 0.1765 | |
| 展開面積比 | | 0.950 | |
| 翼形状 | | エロフォイル型 | |
| レーキ角 | | 5° | |
| スキュー角 | | 30° | |
| 翼数 | | 3 | |

重心位置(長さ方向、高さ方向とも)で、水平曳航力を計測する”とする方法も示されている⁸⁾。また、これらとは別の曳航方法も考えられるが、供試船の種類によっては、曳航方法が船の航走状態、抵抗に敏感に影響を及ぼす場合があり、このような場合、模型船の重心調整、曳航方法の選択を慎重に行う必要がある。

本報告中では、表-1、表-2、図-1、図-2、写真-1に示す2軸2舵の供試船⁹⁾を用いたが、模型船は上甲板高さ(upper deck side line)まで製作され、ボトムストライプ(スプレーレールに類似のもの)を除く副部は取り外し可能にされた。

本模型船において、重心高さを変化させ、航走姿勢と全抵抗に及ぼす影響を調査したが、重心高さをかなり変化させない限り、抵抗試験結果に及ぼす影響は微小であった。これは本供試船及びこれに類する船型についての結果であり、ITTC-1987の勧告では、重心調整を重視するように述べている。

曳航点に直接抵抗計測センサー(例えば3分力計など)を取り付け、水平力或いはシャフトライン方向力を計測する場合は別として、曳航点と抵抗動力計を曳航ロッドを使って接続し、全抵抗を計測する場合は、

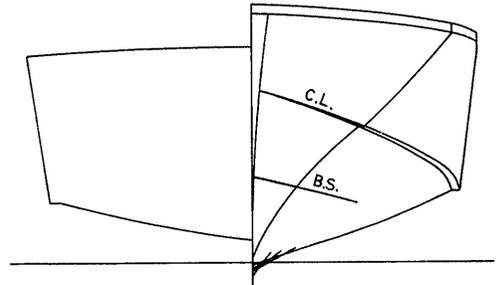


図-1 供試船の正面線図

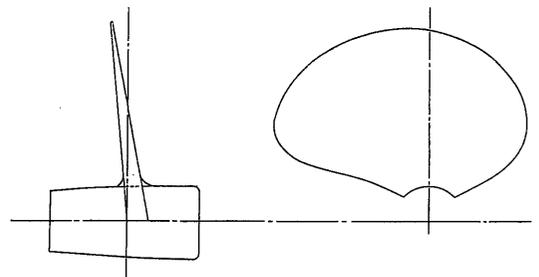


図-2 プロペラの輪郭(右舷用)

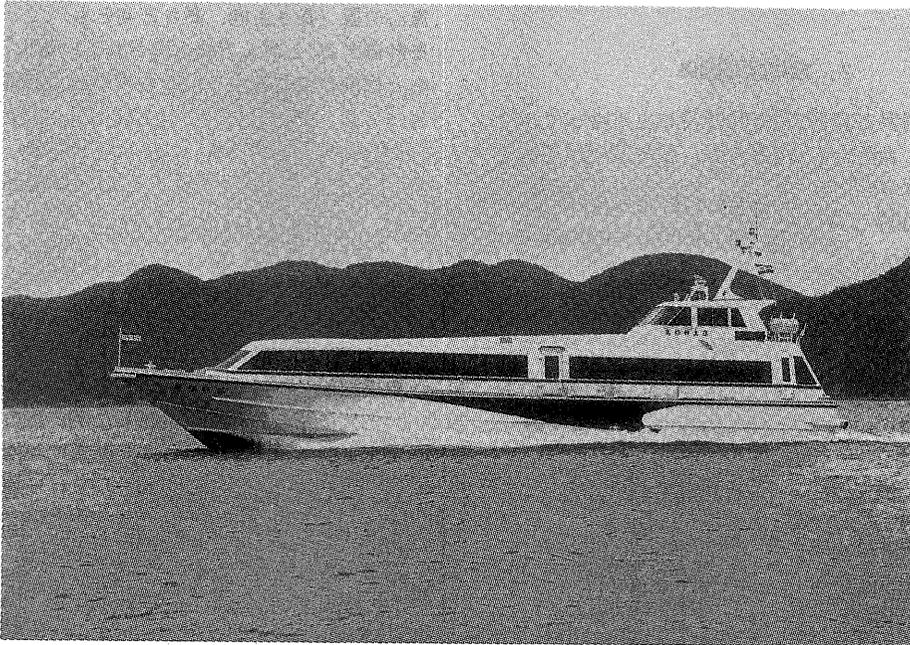


写真-1 実船の航走状況

曳航ロッドの傾斜角を制御するか、或はある傾斜角で曳航し、目的の角度（水平かシャフトライン）との差を検出し、それに対応する抵抗修正を行う場合がある。

シャフトラインと 1_{CB} 面との交点を曳航点として満載状態と半載状態（以後トライアル状態と呼ぶ）の曳航試験を実施し、曳航ロッド角の変化が航走姿勢及び全抵抗に及ぼす影響を調査した。その結果、航走姿勢への影響としては、トリムには影響を与えず、船体を微量ながら浮上させたようであるが測定は無理であった。全抵抗への影響は図-3に示すように幾分見られたので、曳航ロッド角が 10° 以上では修正が必要であることが判明した。

2.2 乱流促進法の影響

高速船の水槽試験では、水槽長さ、曳引車速度、制限水路影響、浅水影響などを考慮すると、大型模型船を使用することが出来ず、模型船長さは通常2.5mどまりである。模型船が小さくなれば、層流影響が現れる。文献6)では、レイノルズ数 $R_n \leq 5 \times 10^6$ では何らかの乱流促進法を施すべきだと記している。大型模型船でも低速抵抗試験から形状影響係数(k)を求めようとすればやはり層流影響が現れると考えられるので、この状況を確認することにした。

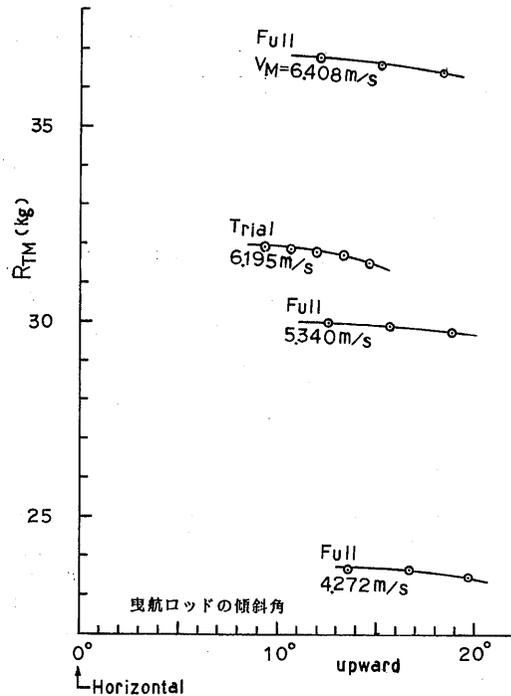


図-3 曳航ロッドの傾斜角が全抵抗計測に及ぼす影響

4 m 模型船の副部無し状態でスタッドによる乱流促進法の効果を調べるため、はじめにスタッド無し、次にスタッド付きで低速抵抗試験を行った。スタッド付きの場合は、常用の梯型スタッドを10mm 間隔で2 mm 高さに、S.S 9 $\frac{1}{2}$ のガースに沿って取り付けました。試験結果の一例を図-4 に示すが、スタッド無しの場合は層流影響のため k を定めることが難しいが、スタッド付きの場合は乱流促進効果が現れており、k を定めることが可能であった。スタッド付きのまま $R_n \approx 1.25 \times 10^7$ まで試験を行い、次いで、スタッドを取り外して $R_n \approx 1.11 \times 10^7$ から約 3.62×10^7 まで抵抗計測を行ったが (図-5)、 $R_n \approx 1.16 \times 10^7$ 付近でスタッド付きと無しの両方法をラップさせ、この時の全抵抗の差からスタッドの固有抵抗 (R_{studs}) を求めた。図-5 における C_{TM} のハンプ部分に小さな窪みが見られるが、これは船尾の観察により $F_n \approx 0.35$ 付近でトランサムスターンから水が切れるためであることがわかった。さて、ここで得られたスタッドの固有抵抗を使ってスタッドが低速抵抗に及ぼす影響を次のようにして調べた。

$$C_{studs} = R_{studs} / \left(\frac{1}{2} \rho \cdot V_H^2 \cdot A \cdot n_H \right),$$

$$R_{studs} / R_{TM} = C_{studs} \cdot \frac{1}{2} \rho \cdot V_L^2 \cdot A \cdot n_L / R_{TM}$$

ただし、 V_H と V_L : それぞれ高速時と低速時の速度
 n_H と n_L : それぞれ高速時と低速時に水中にあるスタッドの本数

A : スタッド 1 本の正面面積

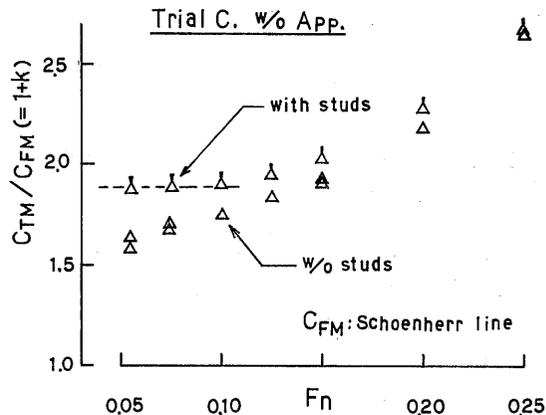


図-4 乱流促進の効果

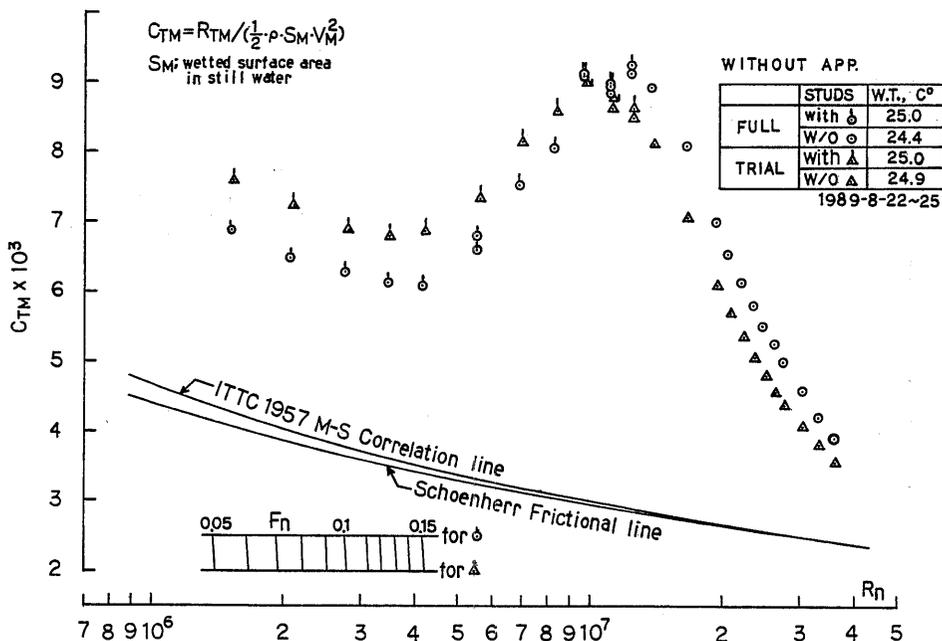


図-5 乱流促進と低速抵抗試験

n_H 、 n_L は船側写真から読み取った。 C_{studs} は、図-5を含め同様の9ケースについて求めた結果、1.02~4.60となり平均値は2.90であった。これらの値は浜式ステイミュレータの値に近くなっている¹⁰⁾。仮に $C_{studs}=4.60$ を使えば、 $F_n=0.075$ での低速抵抗には1.5% (trial,with app.) ~3.9% (full,without app.) 程度の影響と考えられる。これを $1+k$ に換算すると、 $F_n=0.075$ で0.030 (trial,with app.) ~0.066 (full,without app.)位に相当する。図-5の満載、トライアルの $1+k$ はシェンヘル線からそれぞれ1.68と1.88と求められるが、スタッドの固有抵抗を差し引けば1.61と1.85となり4%以下の影響に留まることがわかった。

2.3 オープンモデルとクローズドモデルの差違

排水型の模型船では船側波高を予測し乾舷は比較的小さくとられる。しかも、試験速度が低いため、船体の内側、外側の形状による空気抵抗は殆ど考慮されないうが、高速船では船側波高が船の長さの割合には大きく、従って乾舷も大きくとられる。しかも、航走によって船首が持ち上がるので、船体形状による空気抵抗はかなり大きくなると予想される。

このようなことを考慮して、4m模型船のモデルトップを解放したオープンモデルと薄板等で閉鎖したクローズドモデルの両者をテストし、モデル内部をオー

ブンにしたための抵抗計測への影響を調査した。その結果、図-6に示すように抵抗にはオープンモデルの影響が明瞭に現われたが、航走姿勢にはその影響は殆

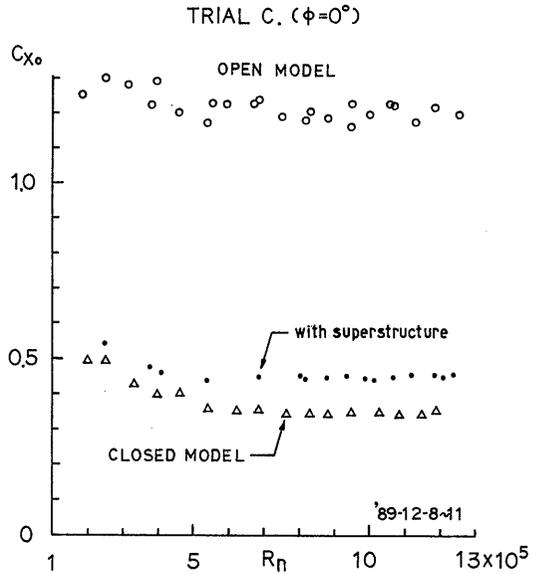


図-7 送風機によるオープンモデルとクローズドモデルの空気抵抗の計測

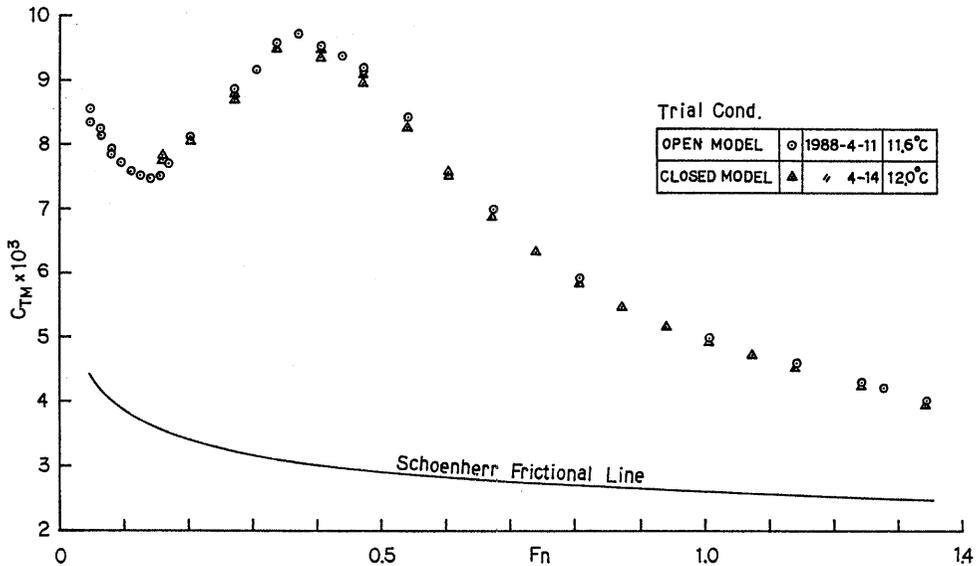


図-6 オープンモデルとクローズドモデルの差違

んど見られなかった。抵抗への影響をより明確に把握するために、2 m 模型船と送風機を使って、オープンとクローズドの2状態について送風実験を行った（実験の説明は2.6節に記述）。その結果を図-7に示すが、この両状態の抵抗の差を4 m 模型船に換算した結果、オープンモデルの全抵抗に及ぼす影響は、 $F_n \approx 0.45$ で1%～ $F_n \approx 1.34$ で2.5%であり、この値は図-6の抵抗差に一致した。

以上のことから、モデル固有の風圧特性を避ける意味で、クローズドモデルによるテストが好ましいと考えられる。しかし、クローズドモデルにおける乾舷のとり方、デッキの態様、空気抵抗の取扱い等については、必要に応じて適当な考慮を払わなければならない。国内外のかなりの試験研究機関ではクローズドモデルが採用されている模様である。

2.4 航走時の浸水面積と喫水線長さの調査

排水型船の船型試験及びその解析では、浸水面積(S)、喫水線長さ(L_{WL})とも、計画状態(平水中静止時)の値が用いられるが、高速船では、航走時のS、 L_{WL} が静止時の値より大幅に異なる場合がある。航走状態の例として高速コンテナ船の $F_n=0.35$ で船首トリム $=0.08\% \cdot L_{PP}$ 、船体平均沈下量 $=0.33\% \cdot L_{PP}$ 程度

であるが、高速船では、 $F_n=0.94$ 付近で、船尾トリム $=3.2\% \cdot L_{PP}$ 、船体平均浮上量 $=0.60\% \cdot L_{PP}$ 程度となり、従って、S、 L_{WL} とも変化の大きいことが推測される。しかし、航走中のSを求めることは容易ではない。Sの求め方として今まで行われた方法は、
 (1)航走中の前後喫水変化(即ちディッピング)を計り、この間は直線近似としてSをもとめる、
 (2)船側写真から水線を読みとってSを求める、
 (3)透明模型船を用いて船の内側から写真を取りSを求める、
 (4)水中写真から水線を読みとってSを求める、
 (5)航走中の水線に沿ってピンを打ち、これからSを求める、
 (6)船側の水位を検知する電気的センサーを各ガースに沿って取り付け、Sを求める
 などがある。今回は、4 mの木製模型船を用いて(1)、(2)の方法、2 mの透明模型船を用いて(3)の方法を採用した。(3)の方法では、 $L_{PP}=2$ mのエポキシ樹脂製透明模型を製作し、水線を読みとり易くするため、実船相当の0.2 m W.L.ごとにマークを入れた。試験はトライアル状態とし、 l_{CG} 位置で曳航した。航走中の水線を船内側から35 m/mカメラ、高画質ビデオカメラの併用で撮影した。航走中の透明模型船を写真-2に、読

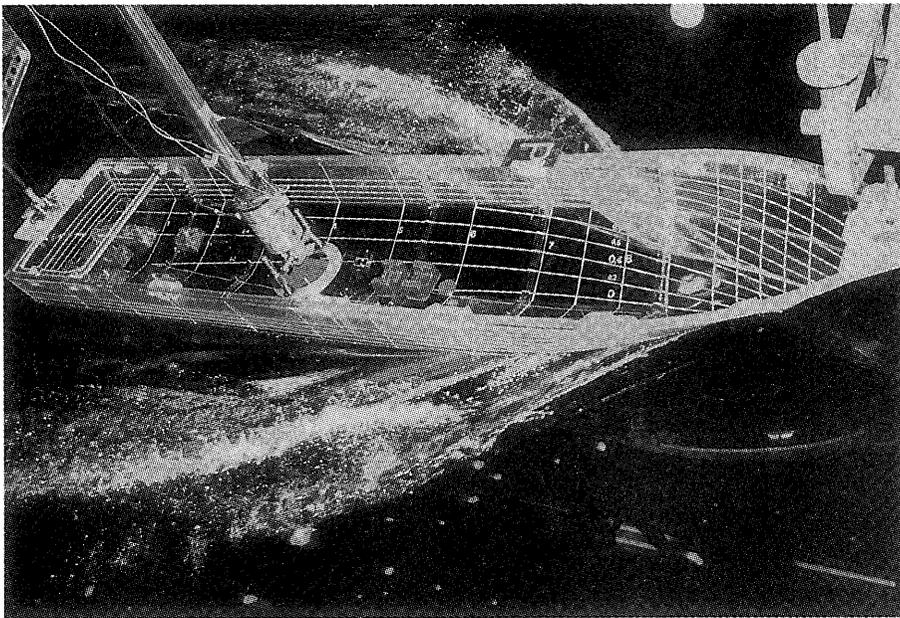


写真-2 浸水面積を求めるための透明模型船(航走中)

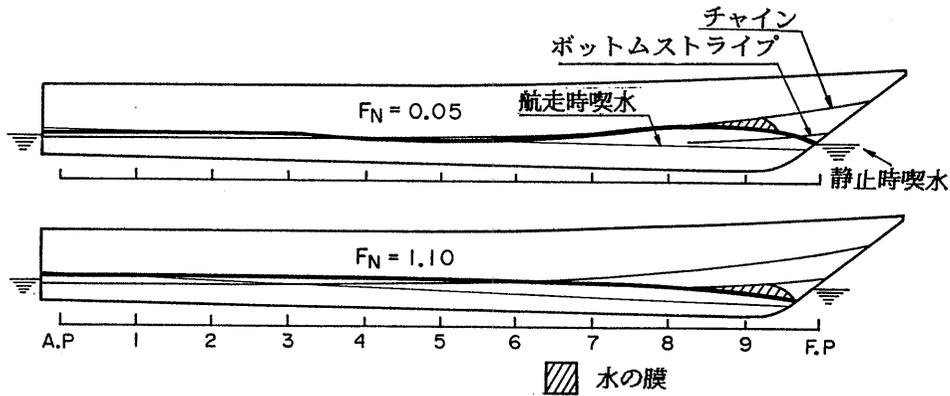


図-8 航走中の水線

み取った水面の境界線を図-8に示す。本図によると、航走中の水線は、低速ではカーブを描いているが、高速へ移るに従って、直線状になっている。また、低速、高速とも水膜 (Filmy spray) を形成する面積は全浸水面積に比べると僅かである。求めた浸水面積を表-3及び図-9に示す。(1)では、船首波、水膜、船側水線などを考慮することが出来ないし、(2)では、写真の撮り方にもよるが接水線が波の影で読み取れない部分があり、また水膜の判別が困難であった。(3)では、船首に張り付いた水膜と実際の水線との違いも明瞭に区別することが出来た。(1)と(3)の結果を、参考文献11)中の図と併せて図-10に示したが、浸水面積の変化は、低速では静止時より大きいのが、高速になれば減少し、やがて静止時より小さくなっていく。航走中の浸水面積の変化は、参考文献11)では、船型及び速度によりかなり異なっているが、本船と同様な傾向を持つものも示されている。低速時の浸水面積が静止時のそれより大きくなっていくのは、船首部分の圧力上昇により水面が上昇し、前半部分の浸水面積が増加したためである。高速時の浸水面積の減少は、速度の増加と共に船首の浮上が著しくなること及び水がボトムストライプとチェーンにより船体から飛散したためである。(1)の方法、即ち、航走中のディッピングから求めた浸水面積は、低速では静止時のそれよりすでに小さく、高速になる程さらに減少している。

実験データの解析、実船馬力の計算等には、排水型船では、計画満載喫水線長さ L_{DWL} が一番多く用いられ、次いで垂線間長さ L_{PP} であるが、高速船では、静止時と航走時の水線長さが異なるので、その変化量を調

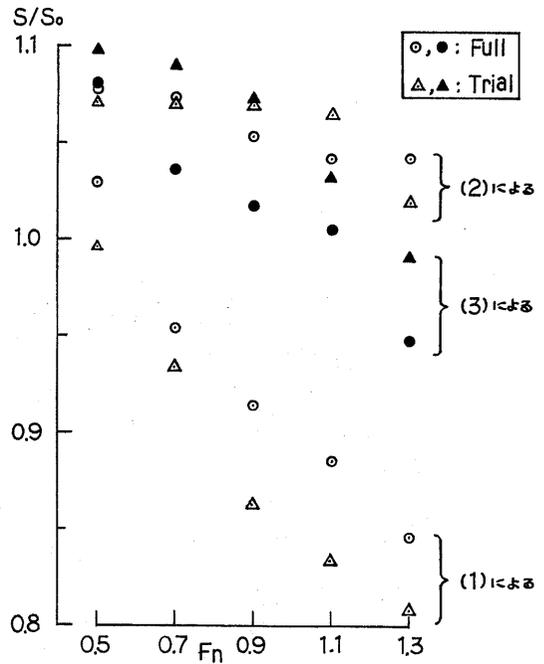


図-9 航走時と静止時の浸水面積の比 (S/S_0)

査した。その結果を図-11に示す。図-11によると、本供試船の船の長さは、 $F_n \approx 1.0$ で約2%の減少であり (F_n は1%増加する)、文献11)によるものよりかなり少ないようである。ただし、この変化量は、船型(船首フレームライン、ステムの傾斜角、 I_{CB} など)及び喫水状態(載貨、初期トリム)によって異なる模様であ

表-3 航走中の浸水面積

Full, with app.

| | | (1) | | (2) | | (3) | |
|-------|-------------------|--------|---------|--------|---------|--------|---------|
| F_n | $V_s, \text{ノット}$ | S | S/S_0 | S | S/S_0 | S | S/S_0 |
| 0.5 | 14.66 | 3.4391 | 1.029 | 3.5992 | 1.077 | 3.6093 | 1.080 |
| 0.7 | 20.52 | 3.1886 | 0.954 | 3.5900 | 1.074 | 3.4602 | 1.035 |
| 0.9 | 26.38 | 3.0564 | 0.914 | 3.5204 | 1.053 | 3.3996 | 1.017 |
| 1.1 | 32.24 | 2.9637 | 0.886 | 3.4844 | 1.042 | 3.3576 | 1.004 |
| 1.3 | 38.10 | 2.8272 | 0.846 | 3.4832 | 1.042 | 3.1671 | 0.947 |

 S_0 ; 静止時 3.3432m², (3)は $L_{PP}=4\text{m}$ への換算値

Trial, with app.

| | | (1) | | (2) | | (3) | |
|-------|-------------------|--------|---------|--------|---------|--------|---------|
| F_n | $V_s, \text{ノット}$ | S | S/S_0 | S | S/S_0 | S | S/S_0 |
| 0.5 | 14.66 | 3.0938 | 0.996 | 3.3240 | 1.070 | 3.4090 | 1.097 |
| 0.7 | 20.52 | 2.8996 | 0.933 | 3.3220 | 1.069 | 3.3872 | 1.090 |
| 0.9 | 26.38 | 2.6772 | 0.862 | 3.3208 | 1.069 | 3.3284 | 1.072 |
| 1.1 | 32.24 | 2.5884 | 0.833 | 3.3060 | 1.064 | 3.2060 | 1.032 |
| 1.8 | 38.10 | 2.5070 | 0.807 | 3.1632 | 1.018 | 3.0791 | 0.991 |

 S_0 ; 静止時 3.1063m², (3)は $L_{PP}=4\text{m}$ への換算値

る。高速船における浸水面積(S)、船の長さ(L)の取扱いが、実験解析、実船馬力計算にどの程度影響を及ぼすかについては後章にて検討する。

2.5 副部抵抗

小型高速船では、主船体に比べ、副部が大きく、その数も多い。従って、副部抵抗が全抵抗に占める割合は、大型船に比べてはるかに大きいと考えられる。本供試船においては、シャフト、中間ブラケット、軸端

ブラケット、(プロペラのハブとキャップ)、(舵)、(ボトムストライプ)がそれぞれ両舷にあり、これらの合計の浸水面積、排水量が主船体のそれらに占める割合を表-4に示す。前記各項目中で()で示したものは副部かどうか明確でないものである。

文献8)では、副部付き状態と副部無し状態の抵抗の差を副部抵抗として取り扱うのは危険であり、副部抵抗の推定方法を文献中で推奨しているが、水槽を所有する大多数の研究機関では、上記の抵抗差を求め、

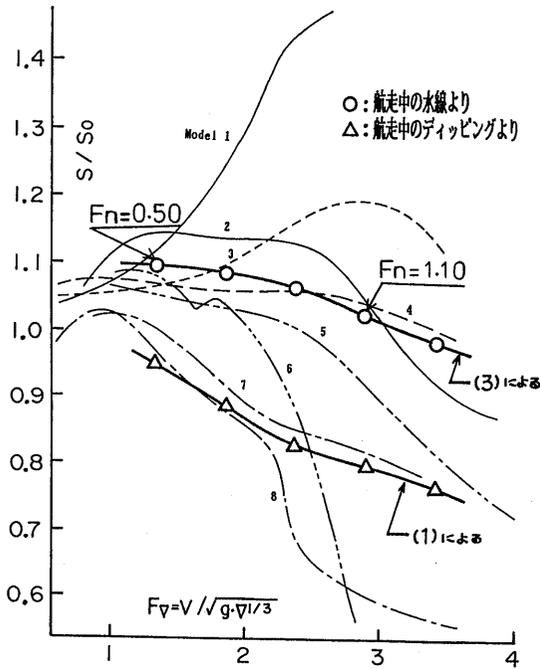


図-10 浸水面積の比較

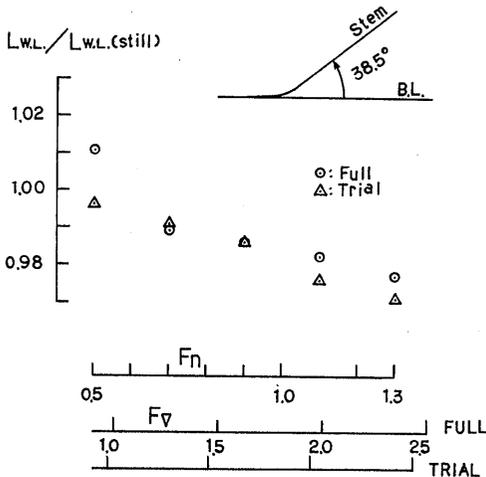


図-11 水線長さ(L_{w.L.})の変化

必要に応じてこれに何らかの修正を加えて模型における副部抵抗としているようである。ただし、実船の副部抵抗を推定するには、副部の代表長さ、代表速度、相似則のとり方など各種の検討がなされ、色々な計算法が提案されている。これについては後で触れる。

表-4 副部の浸水面積と排水量

| | Full | | Trial | |
|-------|--------------------|--------------------|--------------------|--------------------|
| | S(m ²) | ▽(m ³) | S(m ²) | ▽(m ³) |
| ① 主船体 | 3.2461 | 0.23363 | 3.0092 | 0.19759 |
| ② 副部 | 0.0971 | 0.00031 | 0.0971 | 0.00031 |
| ③ 合計 | 3.3432 | 0.23394 | 3.1063 | 0.19790 |
| ②/③ | 0.0290 | 0.0013 | 0.0312 | 0.0016 |

表-5 副部抵抗計測値(曳航時)

| | Full(28ノット) | Trial(29ノット) |
|---------------------------------------|-------------|--------------|
| R _{TM(W)} (kg) | 33.9 | 30.3 |
| R _{TM(B)} (kg) | 30.7 | 26.6 |
| R _{app} (kg) | 3.2 | 3.7 |
| 2xR _(R) (kg) | 2x1.09 | 2x1.15 |
| R _{app} / R _{TM(W)} | 0.094 | 0.122 |
| 2xR _(R) / R _{app} | 0.68 | 0.62 |
| Exp. Date | 1987.10.12 | 1987.10.13 |
| W. T. (°C) | 20.8 | 20.8 |

28ノット:Fn=0.944:Vm=5.981m/s

29ノット:Fn=0.977:Vm=6.195m/s

R_{TM(W)}:副部付き船体全抵抗

R_{TM(B)}:裸殻船体抵抗

R_{app}:副部抵抗

R_(R):舵抵抗

本節では、供試船を使って、副部付き状態と副部無し状態(シャフト、中間ブラケット、軸端ブラケット、プロペラのハブとキャップ、舵を取り外す)の抵抗差を求めた。その結果を表-5に示す。抵抗差を副部付き全抵抗に対する比として表中に示すが、この抵抗差が大体副部抵抗と見なせば、本供試船の模型では、全抵抗中に占める副部抵抗の割合が約10%である。舵抵抗は副部付き状態の抵抗試験時に3分力計により計測したので、舵抵抗の副部抵抗に対する比も表中に示したが、本船では舵抵抗が非常に大きいことが判明した。

次に、自航試験時の舵抵抗も計測したが、プロペラ後流の影響を受けながらも抵抗試験時より2~3%減少した。また、副部抵抗の尺度影響についても調査したが、その結果は2.7節で示す。

2.6 空気抵抗等の調査

一般船舶の空気抵抗に関しては、風洞試験等が実施され、公表されている^{12)~15)}。これらの調査は主として

旋回性能を検討する立場から実施されている。高速船の空気抵抗に関しては、ITTC-1987 proc.において、重要な抵抗成分の取り扱いをするように述べているが、具体的な数値例が示されておらず、実船の空気抵抗を求める場合にその推定がむずかしい現状にある。水面上の船体、上部構造物、各種装備は船ごとに異なるものの、大幅に異なるのは特殊な場合であり、本供試船における水面上の状態は、かなり一般的であろうと考えられる。このような観点から本供試船を使って空気抵抗の調査を実施することとした。2m 模型船用の上部構造物、各種装備を極力実船のものに忠実に製作し、これらを先に述べた透明模型船に搭載した。模型船は、曳引車上の3分力計にピッチ、ヒープ、ヒールを可能とする機構で取り付けられ、文献13) にならって曳航水槽の中央水面上にトライアル状態でセットされた。次いで、送風台車上の送風機の吹口(3m×1m)を模型船に接近して配置させた。曳引車、送風台車とも静止状態にして送風機を運転し、模型船に働く空気抵抗を計測した。模型船を 0° (真正面から風を受ける)～ 180° まで回転させ、船の主軸方向力(X軸)、船の横方向力(Y軸)及びZ軸まわりのモーメントを計測し、正面空気抵抗を計測するとともに、風圧合力係数、

横力係数、 l_{CB} 位置回りのモーメント係数、風圧合力角、風圧中心、風向影響係数を風向角の関数として求めた。実験のセットアップ、模型船の水面上の形状を写真-3、図-12に、使用した送風機の仕様を表-6に示す。送風機吹口の速度分布は、直読式熱線風速計を使用し、 $0.500\text{m} \times 0.200\text{m}$ のメッシュで計測したが、吹口面積の90%において $8.45\text{m/s} \pm 5\%$ の範囲であり、堅型貫流ファンとしては通常の均一度であった。吹口の下面は水面に一致させたので、吹口と模型船との距離は波の発生状況を調査しながら決定した。計測結果は図-13と次の表示法に従ってまとめた¹³⁾。

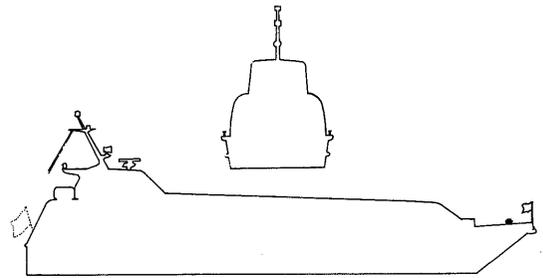


図-12 模型船の水面上の形状(トライアル状態)

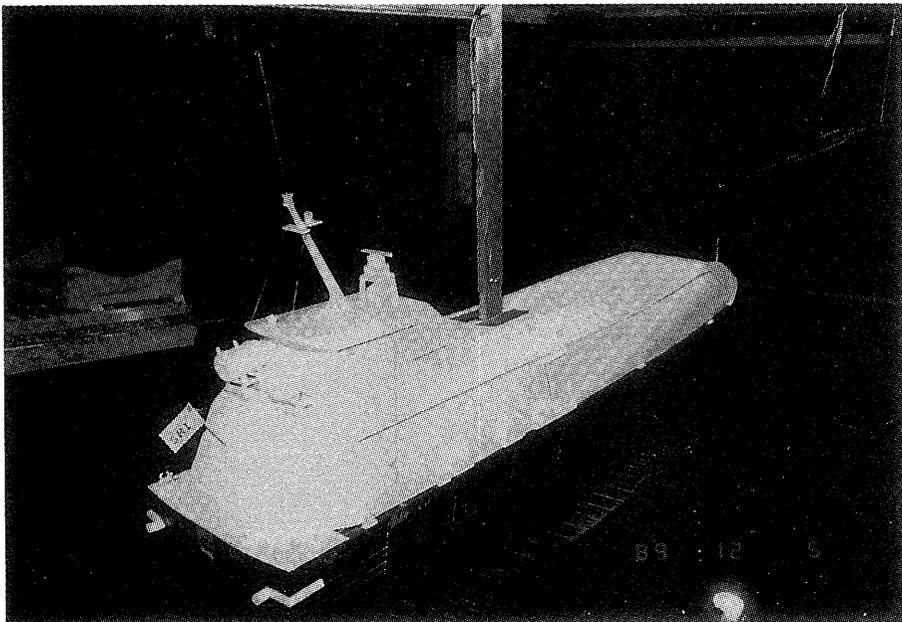


写真-3 空気抵抗計測用の実験セットアップ

風圧合力係数

$$C_R = R / \left\{ \frac{1}{2} \rho \cdot V^2 \cdot (A \cdot \cos^2 \phi + B \cdot \sin^2 \phi) \right\}$$

横力係数 $C_Y = Y / \left(\frac{1}{2} \rho \cdot V^2 \cdot B \right)$

l_{cB} 位置回りのモーメント係数

$$C_M \phi = M \phi / \left(\frac{1}{2} \rho \cdot V^2 \cdot B \cdot L \right)$$

風圧合力角 $\alpha = \tan^{-1} (Y/X)$

風圧中心 a/L

風向影響係数 $k = X/X_0$

ここで、

R : 風圧合力 (kg)

ρ : 空気の密度 ($\text{kg} \cdot \text{sec}^2 / \text{m}^4$)

V : 風速 (m/sec)

A : 水線上部分の正面投影面積 (m^2)

B : 水線上部分の側面投影面積 (m^2)

ϕ : 風向角 (図-13による)、(deg.)

X : 風圧合力の x 軸成分 (kg)、Y : 風圧合力の Y 軸成分 (kg)

$M \phi$: l_{cB} 位置回りのモーメント ($\text{kg} \cdot \text{m}$)
(図-13において半時計回りを正)

表-6 送風機の仕様

| | |
|-----------|--------------------|
| 送風機の形式 | 縦型貫流ファン |
| " の回転数 | max. 545rpm |
| 吹口面積 | 3m x 1m |
| 吹出風速 | max. 10.7m/s (20℃) |
| モータの出力と電圧 | 37KW, 400V, 50Hz |

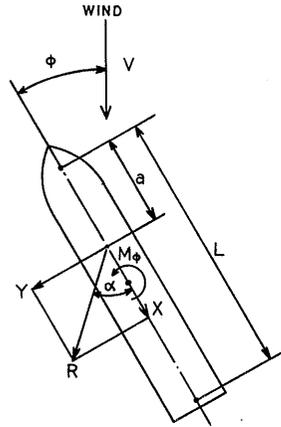
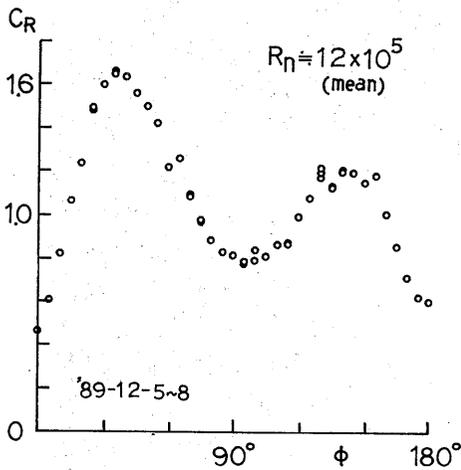
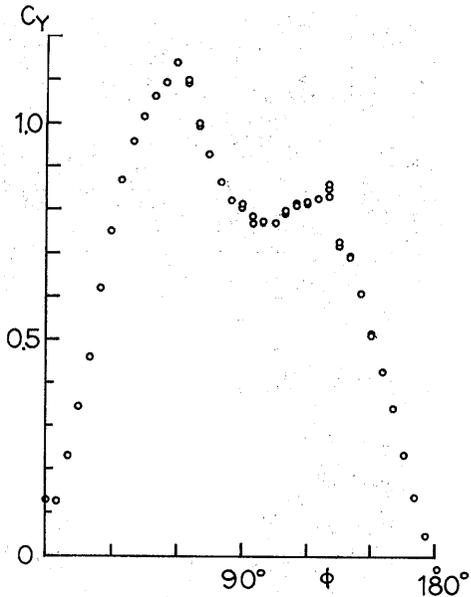


図-13 送風機実験における表示法

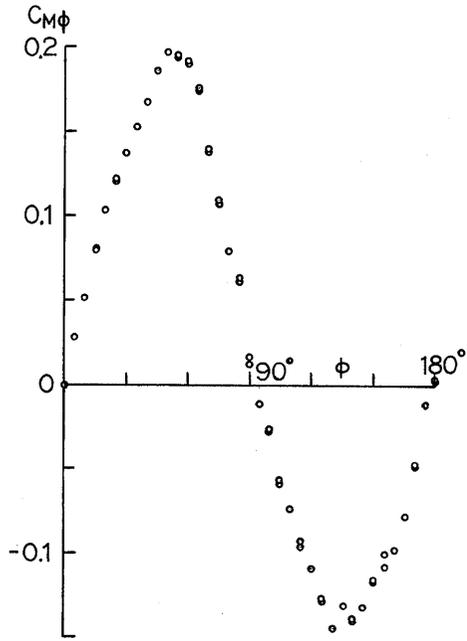


(a)風圧合力係数, ($\phi \sim C_R$)

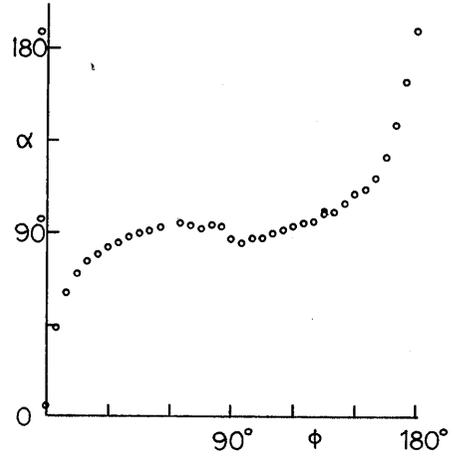


(b)横力係数, ($\phi \sim C_Y$)

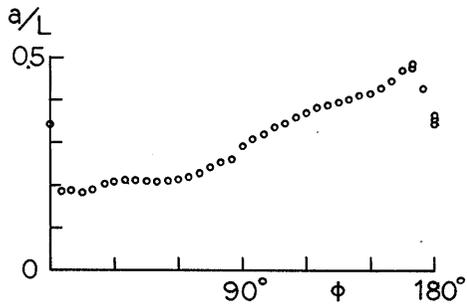
図-14 風力影響諸係数 (その1)



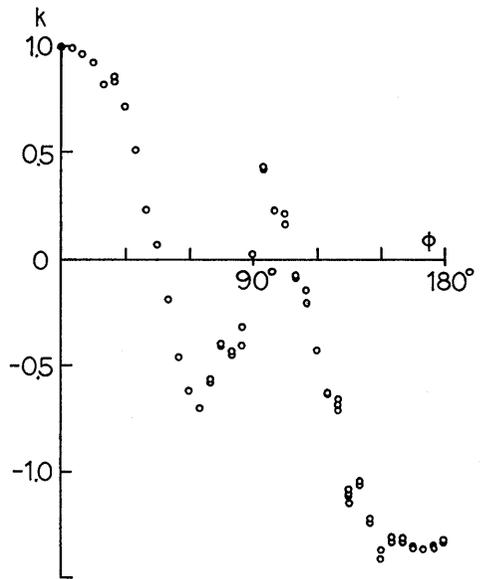
(c) l_{CB} 位置回りのモーメント係数, ($\phi \sim C_{M\phi}$)



(d) 風圧合力角, ($\phi \sim \alpha$)



(e) 風圧合力の作用点と船首との距離, ($\phi \sim a/L$)



(f) 風向影響係数, ($\phi \sim k$)

図-14 風力影響諸係数 (その2)

- L : 模型船の長さ (m)
- α : 風圧合力角 (図-13による)、(deg.)
- a : 風圧合力の船体縦断面における作用点の船首からの距離 (m)
- X_0 : $\phi=0^\circ$ における X の値 (kg)

調査結果を図-14(a)~図-14(f)に示す。図-14(a)の $\phi=0^\circ$ における C_R は、風圧抵抗係数(= C_{X0})とも呼ばれるが、本供試船では約0.46であり、排水型の大型船舶の場合の0.6~1.4に比べてかなり低い値であった(また、 R_n と C_{X0} の関係を図-7中に示す)。風向影響係数 k が $\phi=45^\circ\sim 90^\circ$ で負、 $\phi=90^\circ\sim 110^\circ$ で正の値となったことはかなり特異であった。風向角の関数として示した諸係数は、10数 m/sの風速下で、風とかなりの相対角をもって航行する場合の操縦性、安全性を検討する場合の参考資料として求めたものである。

2.7 尺度影響の調査

$L_{PP}=4\text{ m}$ と 2 m の模型船に加えて、 1 m の模型船を製作し、この範囲の尺度影響の調査を行った。3隻の模型船(GEOSIM)は、クロードモデルの状態にした。 4 m 模型船では曳航ロッドを用いて通常の抵抗

動力計に接続したが、航走中の曳航ロッド角は水平に保った。 2 m と 1 m の模型船では、3分力計を使って水平方向の抵抗を計測した。実験は、トライアル状態の副部の有りと無しについて行った。

乱流促進法は、模型船によって次のようにした。

1 m 模型船……S.S.9 $\frac{1}{2}$ のガースに沿ってサンドストライプを1条貼付した。

2 m 模型船……S.S.9 $\frac{1}{2}$ のガースに沿ってワイヤーを2本取り付けた。

4 m 模型船……S.S.9 $\frac{1}{2}$ のガースに沿ってスタッドを1列に取り付けた。

サンドストライプは粒度#100のサンドペーパーからカーボランダムをかき落とし、ガース上に幅1mmに塗った接着剤上に均一に撒布した。ワイヤーは、 $\phi=0.13\text{ mm}$ のエナメル線2本を捻りながらガースに沿って取り付けた。スタッドは、通常の船型試験用のものであり、10mm間隔、2mm高さに1列取り付けた。

本節の尺度影響の調査は、形状影響係数、剰余抵抗係数、副部抵抗係数、航走姿勢、スプレー(写真によ

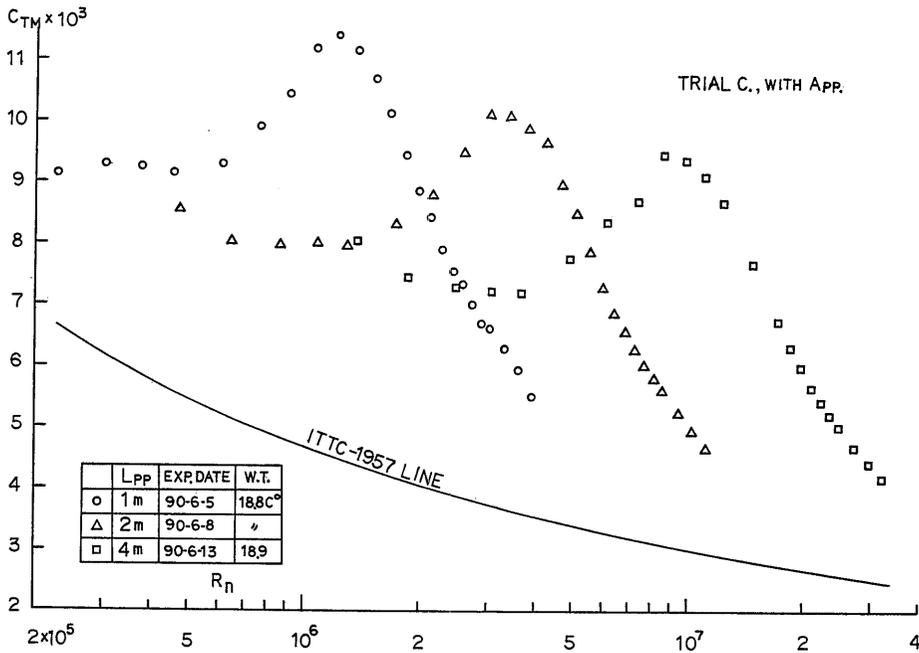


図-15 Geosim Test における全抵抗係数

る)、波形計測について実施した。

これらと同じ調査が、ITTCのHSMVC事業の一部として国内共同実験¹⁶⁾の形で実施された。この共同実験は、国内17水槽が参加し、 $L_{PP}=4m\sim 0.25m$ の模型が使用された。これに対し、本節の調査の意義は一ヶ所の水槽でほぼ同時期に実施された点にある。

調査結果を図-15～図-22に示す。本節の調査では、文献16)と比較するためフルード数、レイノルズ数には L_{PP} を、摩擦抵抗線にはITTC-1957線を用い、結果のまとめ方も同文献にならった。

2.7.1 形状影響係数

GEOSIMの全抵抗係数の1例として副部付きの場合を図-15に示すが、副部の有り無しの低速抵抗から

表-7 Geosim Testにおける低速抵抗から求められた形状影響係数

| Trial Condition | | | |
|-----------------|--------|------|------|
| Model | 1m | 2m | 4m |
| with App. | (1.50) | 1.55 | 1.84 |
| without App. | (1.38) | 1.75 | 1.75 |

- ・ ITTC-1957線より。
- ・ ()内数値は確かさが不十分。

求めたkを表-7に示す。1m模型ではkの値が定め難かったが、表に示す数値によればkには尺度影響がみられる。kを求めた R_n 数の差は1mと4mの模型で約10倍であり、通常の船型ではこの差がkに与える影響は少ないと思われるが、供試船のトランサム船尾ではこの R_n 数の範囲でも船尾流れに相似性が保てなかったようである。

2.7.2 剰余抵抗係数

副部付き GEOSIM の剰余抵抗係数を図-16に示すが、1m模型は全速度範囲で C_R が大きい。2mと4mの模型の C_R は、 $F_n=0.65$ 以上で一致するが、その他の範囲では一致していない。副部無し GEOSIM でも殆んど同じ傾向の尺度影響がみられた。この原因は不明である。

2.7.3 副部抵抗係数

副部付きと無しの全抵抗の差 ΔR_{TM} を副部抵抗とみなして、3隻の ΔR_{TM} を図-17に示すが、副部の浸水面積 S_a による $\sqrt{(S_a)}$ や副部の代表長さ l_a を使ったレイノルズ数に対する依存性がはっきりと現れていない。しかし、尺度影響があるとする見方からすると、2mの模型船では、 ΔR_{TM} の無次元値 $=C_{FM} \times (4.5 \sim 4.6)$ であり、これを副部の形状影響係数 k_a の形にすれば $k_a=3.5\sim 3.6$ である。また、 ΔR_{TM} の裸殻船体抵抗に対

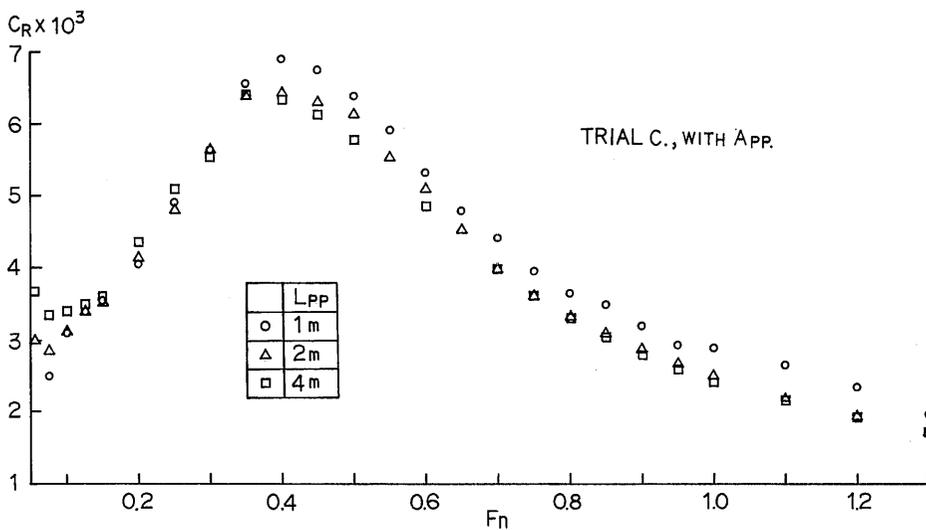


図-16 Geosim Testにおける剰余抵抗係数

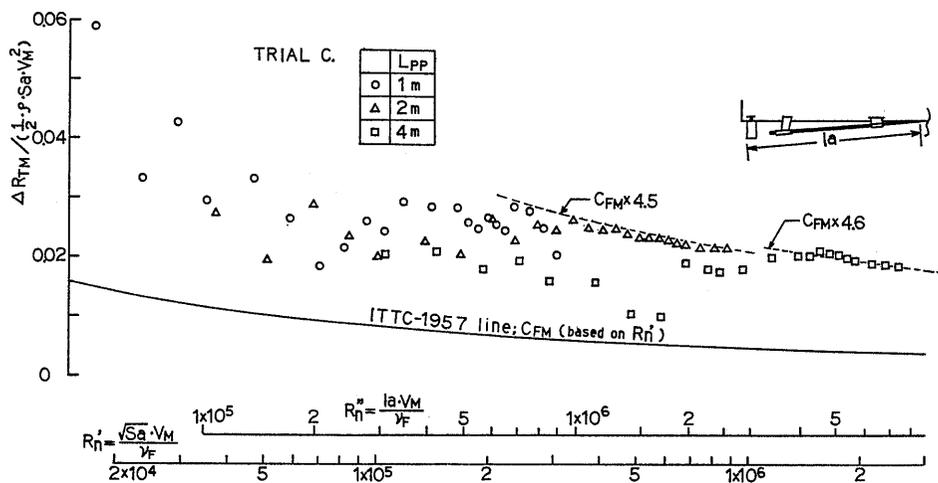


図-17 Geosim Test における副部抵抗係数

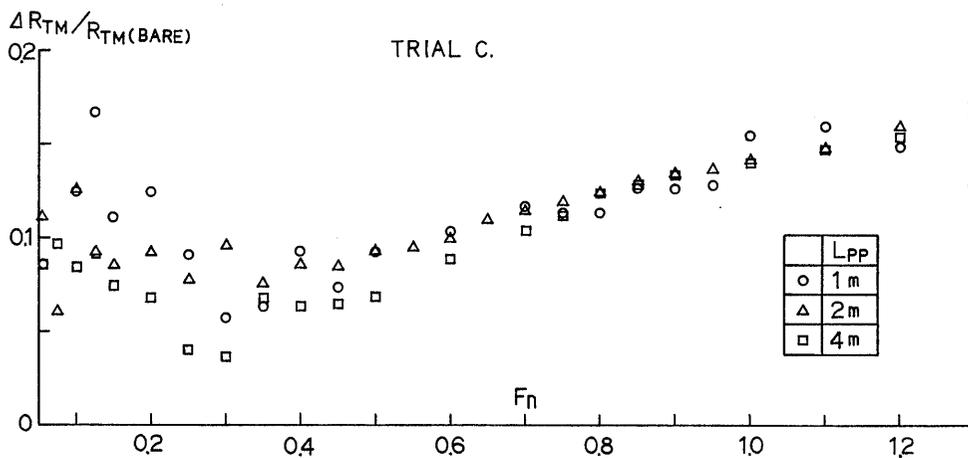


図-18 Geosim Test における副部抵抗の裸殻船体抵抗に対する比

する比を図-18に示すが、バラツキはあるものの、かなりまとまりがよい。しかし、実船の副部抵抗の推定では、船体抵抗における3次元計算法と同様な方法によるのが合理的と考えられるので、 k_a の使用を試みる。

2.7.4 航走姿勢

副部付き3隻の航走姿勢を図-19に示すが、船体平均沈下量では相互の差は少なかった。しかし、トリムでは、 $F_n \approx 0.5$ より速度が大きくなるにつれて3隻の差が明瞭に大きくなっている。副部無しの場合も同じ

結果であった。この傾向は、文献16)にも示されているので、この主な原因が模型の製作精度や喫水変化の計測精度に有るとは言い難い。他に原因として考えられるのは、2.7.5項で述べるスプレーの差によるものかも知れないし、あるいは、大型模型の試験速度が大きくなるに従って、曳引車の風圧による水面攪乱が水面を傾斜させているためかもしれない¹⁷⁾。

航走姿勢と抵抗は密接な関係があると言われているので、前項の剰余抵抗係数の差はこのトリムの差がもたらしたものと思われる。

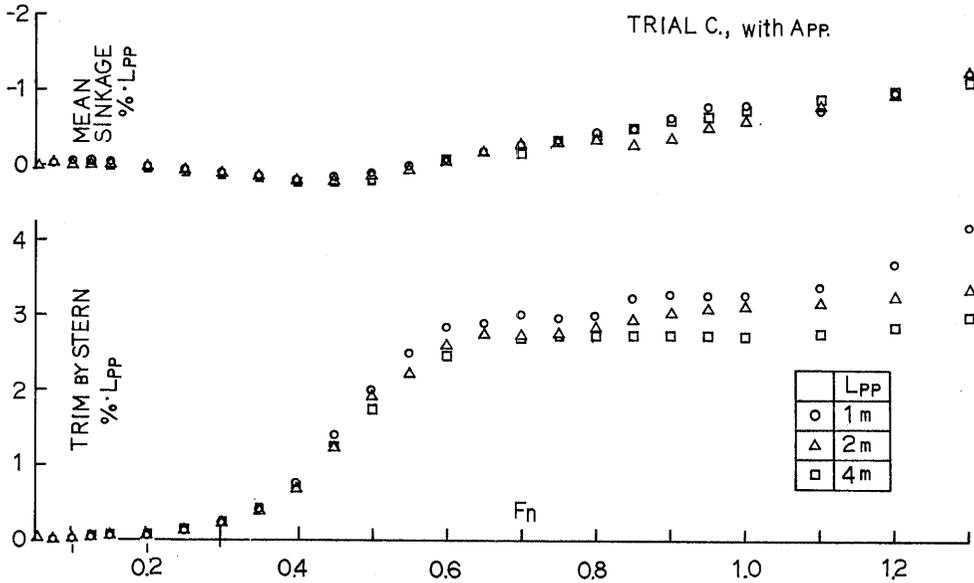


図-19 Geosim Test における航走姿勢

2.7.5 スプレー

高速船のスプレーは抵抗の一分をなすので重視されるが、その発生機構が複雑なためまだ十分に研究されていない。スプレーの発生現象に関する相似則はウェーバー数に支配されると考えられる。ウェーバー数は、慣性力と表面張力の比で表されるが、GEOSIM の曳航試験は同一フルード数のもとに行われるのでスプレーについては尺度影響の現れることが予想される。このことを調べるために、GEOSIM 試験のとき模型正面からスプレーの写真撮影を行った。模型船の幅を揃えた写真からスプレーの状況をスケッチして図-20に示す。図-20のスプレーが右舷と左舷で異なるのは照明の差によるものであり、また、模型船毎に撮影角度が異なるのは同一のカメラ位置に対し模型寸法が変化したためである。このスケッチからつぎの2点がわかった。

- ① 船首のボトムストライプから飛び出す水膜状のスプレーが着水する飛距離は、図に示すように模型が大きくなるに従って大きくなっている。
- ② 船体から飛び出すスプレーは、模型が大きくなるに従って水膜状から飛沫状に変化し、4 m 模型ではかなりのスプレーとなって実船の状況に近づくようである。

以上の2点以外はこのスケッチからは判らないが、この2点は尺度影響と考えられる。尺度影響の原因に

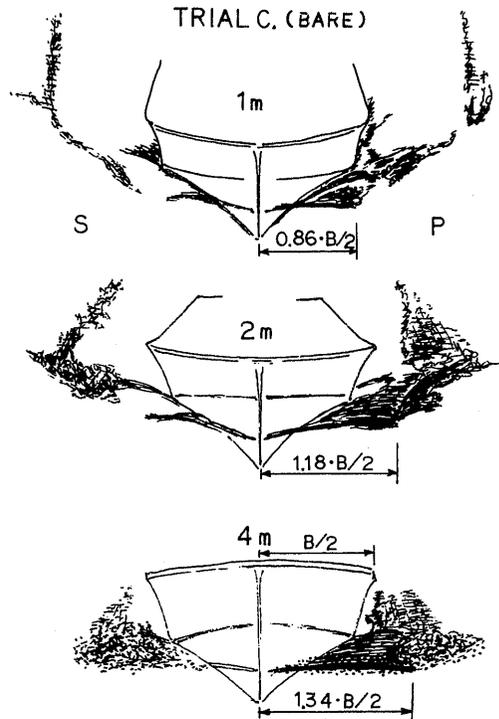


図-20 Geosim Test におけるスプレーの観察 (Fn=1.0)

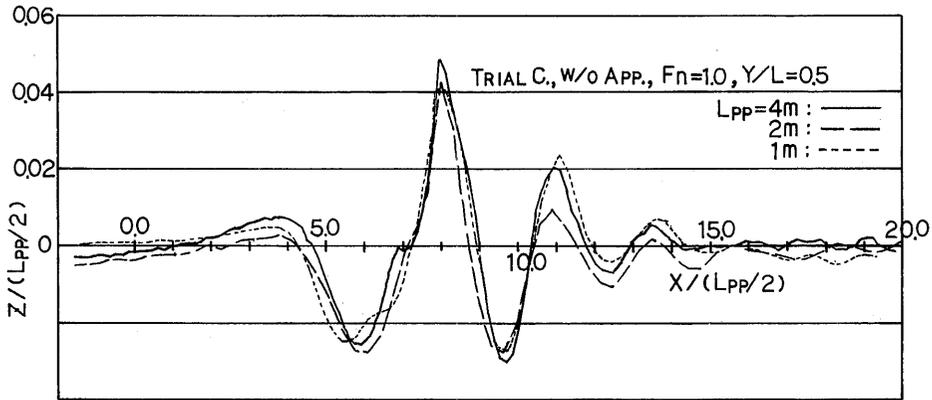


図-21 Geosim Test における計測波形

は、ウェーバー数の差が挙げられる。

2.7.6 波形計測

3隻の模型船を使用して波形計測を行い、計測波形と波形造波抵抗係数の尺度影響を調査した。副部の有りと無しの模型船をトライアル状態にて曳航した。波形計測位置 Y は3隻とも、 $Y = L_{pp}/2$ とした。

計測した波形の一例を図-21に示す。本図及びそれ以外の全ての計測結果において、波形の尺度影響は殆ど認められなかった。計測波形から求めた波形造波抵抗係数 C_{WP} を図-22に示す。図-21から予想されるように、 C_{WP} にも明確な尺度影響は認められなかった。図-22には図-16に示した C_R を再び示すが、 C_R に見られる尺度影響は前述の結果から、主として高速時の形状影響係数 k の差によるものであると推測されるが、これを確認することは出来ない。高速時の k は低速時の k よりかなり減少すると考えられるが、これを実験的に求めることは困難である。従って、 k を使った抵抗成分分離法によって高速時の造波抵抗係数 C_w を求め、 C_w の尺度影響を検討することは現時点では極めて困難である。

以上、6項目の尺度影響に関して若干の調査を行った。この他、航走中の浸水面積と水線長さも、航走姿勢の差異などによる尺度影響が現れると考えられる。この問題については文献16)にて言及されているので、ここでは調査を実施しなかった。

2.8 実船の有効馬力の推定

実船有効馬力の推定方法は未確立であり、ITTC が推奨する方法が示されているものの、研究所、造船所

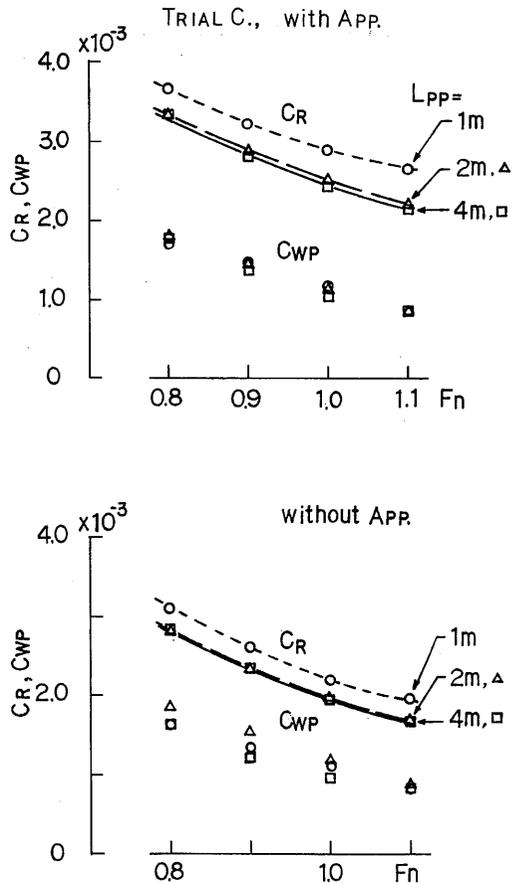


図-22 Geosim Test における剰余抵抗係数と波形造波抵抗係数

など各機関はそれぞれ独自の方法によっているのが現状であろう。高速時は低速時と流力特性が異なるので、高速時の形状影響係数が求められない限り3次元法は使えない。従って、ここでは2次元法を用いることとして、最も簡易な方法とこれまでの調査から得られた数種の要素を取り入れた方法の2通りで表記の試算を行い、比較することにした。

その1

副部付き模型船から得られた試験結果より、

模型船の全抵抗係数－模型船の摩擦抵抗係数＝剰余抵抗係数、

剰余抵抗係数＋実船の摩擦抵抗係数＝実船の全抵抗係数。

その2

副部付きと副部無し（裸殻船体）の模型船から得られた試験結果より、

模型船：副部付き全抵抗－副部無し全抵抗＝副部抵抗→副部抵抗係数、

模型船の裸殻全抵抗係数－模型船の裸殻摩擦抵抗係数＝裸殻船体剰余抵抗係数、

裸殻船体剰余抵抗係数＋実船の摩擦抵抗係数＝実船の裸殻船体全抵抗係数、

実船：裸殻船体全抵抗係数＋副部抵抗係数＋風圧抵抗係数＝実船の全抵抗係数。

これらの方法から有効馬力を求めるが、表面粗度修正係数 ΔC_f は、模型船の縮率 (1/5.8) が大きくないので考慮しないことにした。方法その1の副部抵抗は剰余抵抗に含まれているが、その2の副部抵抗は、文献18)で大型船のボッシング抵抗を形状抵抗として摩擦抵抗からの増加分と見なしているのと同じ取り扱い方をした。ここで更に上記の推定計算を、L、Sの静止時と航走時の値を用いて行うことにした。

トライアル状態について行った推定計算の結果を表-8に示す。表-8によると、一番簡易なその1の方法に静止時のL、Sを用いたEHPは、その2の方法に航走時のL、Sを用いたEHPに対して約3%大きく求められた。また、その1、その2の方法とも静止時のL、Sを用いた場合は、航走時のそれらを用いた場合に対してEHPを約1%大きく推定する程度の影響であった。この3%（速度で約0.3ノット）と1%の数値は予想外に小さく、馬力推定精度の範囲内か主機馬力のマージンに含まれる程度であった。しかし、これらは本供試船に限った結果であり、今後同様な調査資料が収集され、これらの数値について検討されることが必要である。

2.9 その他

前述の各節で幾分触れたもの及び全く触れなかった

表-8 実船の有効馬力の推定 — トライアル状態、30ノット —

| 本文中に示した推定方法 | 使用したL、Sの値 | 副部付き船体 | | | EHP | |
|-------------|-----------|-------------------|-------------------|----------------------------------|---------------------------|--|
| | | EHP(R) | EHP(F) | EHP | | |
| その1 | 静止時 | 636 ^{ps} | 476 ^{ps} | 1,112 ^{ps} _① | $\frac{EHP①}{EHP④}=1.026$ | |
| その1 | 航走時 | 602 ^{ps} | 502 ^{ps} | 1,104 ^{ps} _② | $\frac{EHP②}{EHP④}=1.018$ | |

| 本文中に示した推定方法 | 使用したL、Sの値 | 副部なし船体 | | | 副部 | 風圧 | EHP | |
|-------------|-----------|-------------------|-------------------|-------------------|-------------------|------------------|----------------------------------|---------------------------|
| | | EHP(N, R) | EHP(N, F) | EHP(N) | | | | |
| その2 | 静止時 | 496 ^{ps} | 460 ^{ps} | 956 ^{ps} | 107 ^{ps} | 32 ^{ps} | 1,095 ^{ps} _③ | $\frac{EHP③}{EHP④}=1.010$ |
| その2 | 航走時 | 460 ^{ps} | 485 ^{ps} | 945 ^{ps} | 107 ^{ps} | 32 ^{ps} | 1,084 ^{ps} _④ | |
| | | 42.4% | 44.7% | 87.2% | 9.9% | 3.0% | 100% | |

注) (R)：剰余抵抗による有効馬力、(N)：裸殻、(W)：風圧
(F)：摩擦抵抗による有効馬力、(A)：副部

ものとして次の事項がある。

- ① 基礎的調査事項
 - a. 曳引車の走行用レールの水平度
 - b. 模型船ガイド、抵抗秤量部等の空気抵抗
- ② 本質的な研究を必要とする事項
 - a. 形状影響係数の意義
 - b. 浅水影響
 - c. 制限水路影響
 - d. 曳引車による空気、水面への攪乱及びそれらによる模型船への影響
 - e. スプレーに関する研究

①の a, b は実験前に調査し、必要に応じて本データに修正を加えればよいが、②の a~e の調査は、いずれも容易ではなく、高速船の水槽試験の本質に関わる諸問題である。以下、②の a~d について幾分かの見解を記す。

2.9.1 形状影響係数

排水型船の形状影響係数は、言うまでもなく、抵抗性能に関する重要な評価値であり、その大部分は粘性圧力抵抗と考えられている。実船の馬力推定においても不可欠のファクターである。しかし、高速船では、形状影響係数の持つ意味がまだ明確にされていない。但し、高速時の形状影響係数が合理的に求められれば抵抗成分の分離と尺度影響の検討、抵抗性能の評価、

表-9 4m 模型船の低速抵抗試験から得られた形状影響係数

| 状態 | 満載 | | トライアル | |
|------|------|------|-------|------|
| | あり | なし | あり | なし |
| 1+k* | 1.73 | 1.68 | 2.05 | 1.88 |

* Schoenherr line より

3次元法による馬力計算等が可能になる。

相似模型船における同じフルード数の造波抵抗係数は相等しいとする仮定から、高速時の k を求める方法があり、これは文献16) に既に述べられている。この方法の妥当性についてはまだ検討の余地があるが、ここでは再度取り上げなかった。通常型船の形状影響係数と同様に低速抵抗試験から求めた形状影響係数を参考として表-9 に示す。表-9 によると、供試船の k は、通常型船の k よりかなり大きな値を示した。これは、低速ではトランサムスターンから剝離流が生じていたためである。

2.9.2 浅水影響

400m 水槽の水深 8 m に対し、船の造る波（進行波）が浅水影響を受ける度合いは、表-10 のようになる。表中の V は波の進行速度、 λ_{∞} は水深の影響を受けない十分な深度における波の波長である。表-10 によれば、 $V \approx 5.5 \text{ m/s}$ ($F_{nh} \approx 0.62$) から浅水影響が現れはじめ、波長が 1% 長くなり、6 m/s では、それが 3% になる。

400m 水槽の曳引車下面と水面の間隔は 0.84m と狭いので、高速で走る曳引車は、水面に攪乱を与える圧力源となる（但し、シンプルな攪乱源ではない）。従って、水槽中央の定置型波高計でこの攪乱波を計測し、その周期或いは波長を計測すれば、この浅水影響が把握できる。曳引車走行による攪乱波の計測記録では周期が求めやすかったので、周期計測結果を図-23 に示したが、やはり上述の影響が現れていた。

速度が高くなり、浅水影響が現れるようになると、横波が強調されてその波長が伸び、波高が高くなってゆく。それとともに、波紋にも変化が及び、波項線の角度がひろがってゆく。このようになれば、抵抗、航走姿勢、波形計測などに変化が現れるが、これらの変化を一般の水槽で計測することは容易ではないが、文献19) では抵抗、航走姿勢に及ぼす浅水影響を実験的

表-10 浅水影響

| V (m/s) | 5.0 | 5.5 | 6.0 | 7.0 | 8.0 | 8.854 (= \sqrt{gH}) |
|------------------------------|-------|-------|-------|-------|-------|------------------------|
| F _{nh} | 0.565 | 0.621 | 0.678 | 0.791 | 0.904 | 1.0 |
| λ_{∞} (m) | 16.02 | 19.38 | 23.07 | 31.40 | 41.00 | 50.24 |
| $\lambda / \lambda_{\infty}$ | 1.00 | 1.01 | 1.03 | 1.12 | 1.46 | |

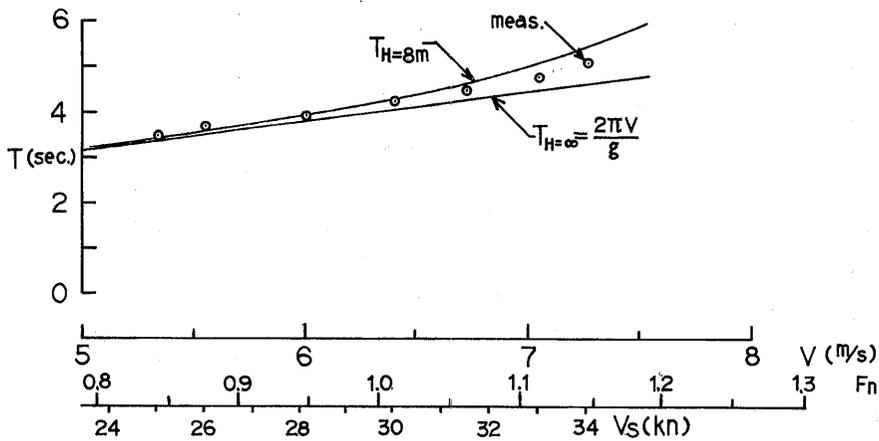


図-23 曳引車の高速走行によって起きた波

に調査している。

2.9.3 制限水路影響

通常型船の制限水路影響については、田村の研究²⁰⁾があり、その修正方法が次のように示されている。

$$\Delta V/V = 0.85 \cdot (A_M/A_T) \cdot (L/b)^{3/4}$$

ここで、 L, A_M は模型船の垂線間長さと中央横断面積、 b と A_T は水槽の幅と断面積である。上式に、供試船、400m水槽の該当値を代入すると、 $L=4m$ 、 $A_M \doteq B \times d = 0.8308m \times 0.1548m$ 、 $b=18m$ 、 $A_T=18m \times 8m$ から、

$$\Delta V/V \doteq 0.00025 \doteq 0 \quad \text{と見なせる。}$$

あるいはまた、田村の下記の式が示されている。

$$V_M = V_{M0} + \Delta V,$$

$$\Delta V/V_{M0} = 0.67 \cdot \{A_M / (\pi \cdot B_T \cdot H_T / 4)\} \cdot (L/B_T)^{0.75} \cdot \{1 / (1 - F_{nh}^2)\}$$

V_{M0} は対地速度、 ΔV は修正量、 B_T 、 H_T は水槽幅、水深、 L は模型の垂線間長さ、 F_{nh} は水深によるフルード数である。模型船速度を5m/sと8m/sの場合では、

$\Delta V/V_{M0} = 0.0004$ と 0.0013 となり、いずれも微量である。

上記の2式に示される限りでは、制限水路影響は殆どないとみなせる。上記の2式を第3船舶試験水槽(通称中水槽)にあてはめると、 $b=B_T=7.5m$ 、 $H_T \doteq 3.3m$ (大水槽の $H_T/B_T=0.444$ にあわせた場合)、模型船速度=5m/sとすると、

$$\text{上式より } \Delta V/V = 0.005$$

$$\text{下式より } \Delta V/V_{M0} = 0.012$$

となり、いずれも微量と見なせる。

制限水路影響を調べるため、 $L_{PP}=2m$ の供試船の抵抗試験を中水槽(長さ×幅×深さ=140m×7.5m×3.5m)でも実施したが、抵抗値、姿勢とも、400m水槽でのそれぞれの計測値と区別することが出来なかった。

2.9.4 曳引車による空気、水面への攪乱及びそれらによる模型船への影響

高速船試験の実施中に、船首、船尾のディッピング計測値が走行と共に変化し続けて安定しないので、当初試験結果に疑問を抱いたが、その後、試験を繰り返し、この現象の存在を確認した。

曳引車の走行によって、模型船取付部周辺の空気を乱し、水面を乱す程度も大きいことが判明した。水面傾斜についての計測結果を図-24に示す。本図によると、特に高速において、模型船の船首位置にあたる水面が曳引車の走行と共に低下し、その低下量がかなり大きいことが判る。4m模型船を曳引車計測部の通常位置に取り付けた場合、水槽の長さ方向の中央における船首、船尾のディッピングを図-25に示す。ある速度で定速走行している間、走行中のトリムは、ほぼ図-25に示す Δdf 、 Δda から求められるトリムを保つが、曳引車と模型船との垂直距離は、ほぼ図-24に示す曲線にそって変化し続ける。この現象の説明は、文献²¹⁾に示されているが、この攪乱の影響は種々の計測に及ぶと考えられる。特に航走姿勢、波形計測、抵抗(風速増加、船体傾斜などのため)に影響を与える。航走姿勢の内、船体平均浮上量は求められないし、波形計

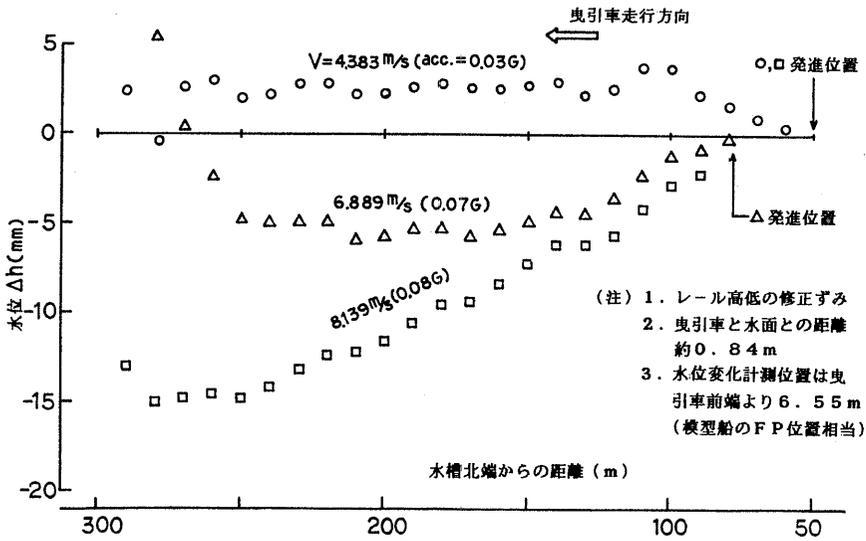


図-24 曳引車の高速走行による水面変化

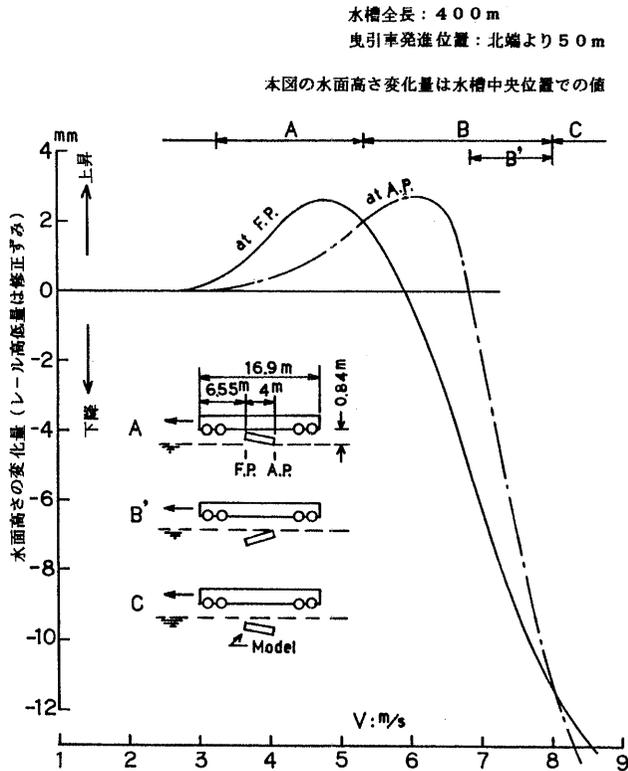


図-25 曳引車の高速走行による模型船の姿勢変化

測では、船の波が図-24に示されている曳引車の波の中で起こされるので、船の波をデータから純粋に分離することはなかなか困難である。4 m 模型船のトライアル状態で $F_n = 1.145$ の時の波形計測データそのもの及びこのデータから曳引車の波を単純に差し引いたデータからそれぞれ波形造波抵抗係数を求めた例では、後者の方が4%小さい結果となった。

また、風速増加については模型船取付部の風速分布を計測したが、水面上5 cm から40cm までの間で曳引車速度の120%から135%にわたり、平均130%の結果が得られている。この風速は、模型船、試験装置に影響を与える。

水面傾斜による船体の傾斜影響は、 $F_n \approx 0.7$ 付近で全抵抗の約1%程度であると試算されている例がある。

3. プロペラ単独性能調査

直径=0.1466m の自航試験用模型プロペラは、 $L_{PP} = 4.0m$ の模型船用に製作された。更に、キャビテーション状態のプロペラ特性を調査するためのプロペラも製作された。このプロペラはキャビテーション水槽の斜流動力計が使用できるように、直径を0.250m とした。

これらのプロペラ要目を表-2に示す。これらのプロペラを使用して、プロペラ単独性能に及ぼす斜流影響、キャビテーション影響、斜流中でキャビテーションを発生している状態の影響を調査するために表-11に示す試験を行った。

3.1 斜流影響

各種のプロペラ性能試験を実施した中から、大プロ

ペラ、小プロペラによる①と②及び大プロペラによる③と⑤のテストによって非キャビテーション状態での斜流影響が判明する。また、④と⑥を用いれば、キャビテーションが発生した状態での斜流影響が判明するが、④と⑥の実験状態 (n 、 T 、 Q 、 σ_v) は同一にされていても、④の均一流中キャビテーションに対し、⑥は斜流による不均一流中キャビテーションであるので、純粋な斜流影響を示しているかどうか疑問である。斜流角は、本船のシャフトライン傾斜の設計値が 8° (水平のベースラインに対し) であり、模型試験による計画速度 (満載、28ノット) での航走中トリムが約 2° であったため、合計 10° とした。キャビテーション水槽では、制限水路影響が現れるとすれば (修正を行っているが)、①と②の試験結果を用いて斜流影響を調べるのが一番好ましいと思われる。

①と②、③と⑤、④と⑥による斜流影響の調査結果を図-26に示す。斜流中ではプロペラ面内で上方に向かう力が発生するが、スラスト方向の分力は無い。しかし、 J 及び η_0 を求める場合は、 $V_a \cdot \cos 10^\circ$ を前進速度として使用した。図-26から次のことが判明した。キャビテーションが発生しない場合は、斜流角が 0° から 10° に変わると η_0 は増加しており、文献(22)における実験結果と一致した。①と②の実験は、水槽、動力計、実験日、レイノルズ数とも同じであるが、大小のプロペラの η_0 に差が現れた。しかし、原因は不明である。④と⑥では、キャビテーションの発生条件が均一流中と不均一流中で異なっているため、斜流影響だけを示しているとは言えない。④から⑥へ η_0 が低下し

表-11 プロペラ単独性能試験

| 水槽 | 流入角 | キャビテーション状態 | 種別 | 使用プロペラ | 動力計 |
|------------|-----|------------|----|--------|-------------------------------|
| 曳航水槽 | 軸平行 | 発生なし | ① | 大、小 | 曳航水槽用の通常用 POT 動力計と斜流用 POT 動力計 |
| | 斜流 | 〃 | ② | 〃 | |
| キャビテーション水槽 | 軸平行 | 発生なし | ③ | 大 | キャビテーション水槽用斜流動力計 |
| | | 発生 | ④ | | |
| | 斜流 | 発生なし | ⑤ | | |
| | | 発生 | ⑥ | | |

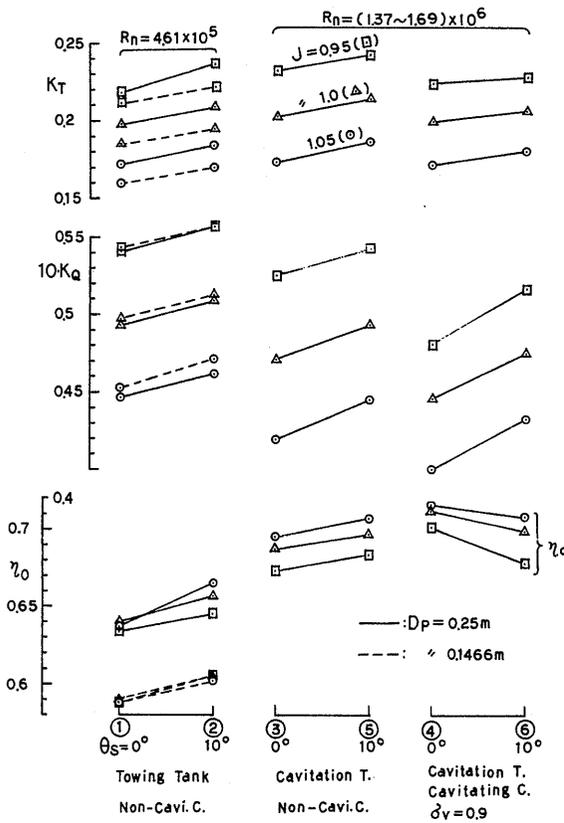


図-26 プロペラ単独性能に与える斜流影響 (実験)

ているのは、⑥の不均一流中キャビテーションが推力低下を起し始めているためであった。

3.2 キャビテーション影響

キャビテーション試験に先立ち、プロペラへの流入速度分布を調べるため、曳航水槽でプロペラ面における伴流計測を行った(図-27)。その結果、公称伴流値は $w_N = 0.03$ であり、プロペラ直前に位置するシャフトブラケットの伴流は見られたものの殆んど均一流と見せたので、キャビテーション水槽ではワイヤメッシュ等の伴流発生装置は一切使用しなかった。

キャビテーション状態は、実船の試運転状態から次のように決定した。

実船のトライアル状態の29ノットにおけるプロペラ回転数と伝達馬力からトルク係数 K_Q を求め、模型船の自航試験用プロペラ単独性能曲線からプロペラの前

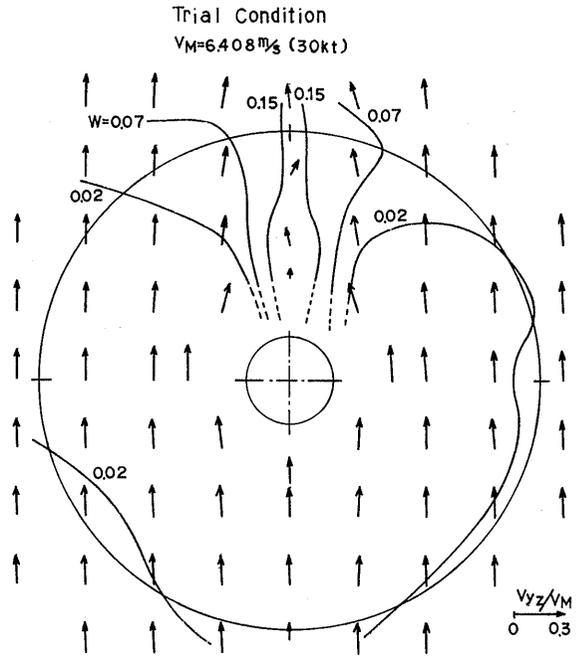


図-27 模型船のプロペラ面における伴流分布 (右舷)

進係数 $J = 0.98$ を求めた。次に航行中のプロペラ軸心深度を推定し、軸心の静水圧、プロペラ円の平均流速及び蒸気圧からプロペラ軸心のキャビテーション係数 $\sigma_v = 0.922$ を求めた。従って、キャビテーション試験は、 $J = 1.0$ 、 $\sigma_v = 0.9$ を中心として実施された。

キャビテーションの発生によるプロペラ特性への影響は、表-11中の③と④および⑤と⑥の比較で判明するが、前者と後者は均一流中と不均一流中の違いがある。これらの比較は既に図-26に示したが、直接比較し易いように図-28を作成した。図-28中の試験はすべてキャビテーション水槽で行われたものである。斜流角が 0° の場合はキャビテーションの発生によって単独効率が向上するが、斜流角が 10° になるとキャビテーションの発生によっても単独効率は殆ど変化しなかった。ただし、これはキャビテーション状態が $\sigma_v = 0.9$ の場合の結果であって、 $\sigma_v = 0.7$ の場合ではキャビテーションの発生が強くなり、スラスト低下とともに単独効率が低下した。これは一般的な傾向である。

3.3 斜流中でキャビテーションが発生している状態の性能

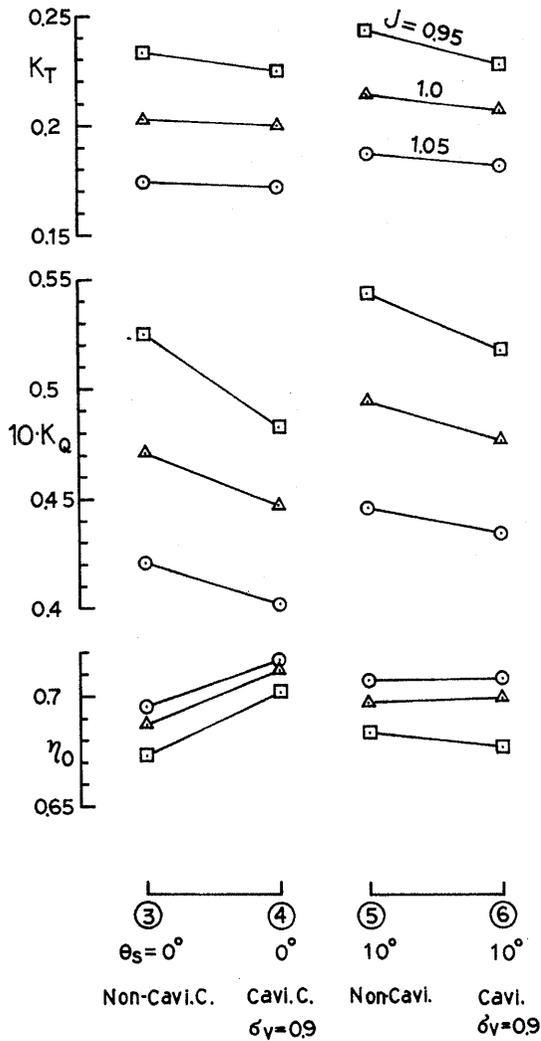


図-28 プロペラ単独性能に与えるキャビテーション影響 (実験)

標記の性能は表-11中の⑥の結果であり、実船の馬力推定、実船の試運転解析に用いられることが望ましい。しかし、⑥の結果を得ることは通常は容易ではない。ただし、キャビテーション影響については、Burillなどのプロペラ設計チャートを用いる場合には、その修正方法が示されており、この場合は④の性能を推定することになる。その他の設計チャートを用いた場合は、①を推定する 경우가多く、また、普通のプロペラ単独試験を行う場合は、①或は②の結果を得ることに

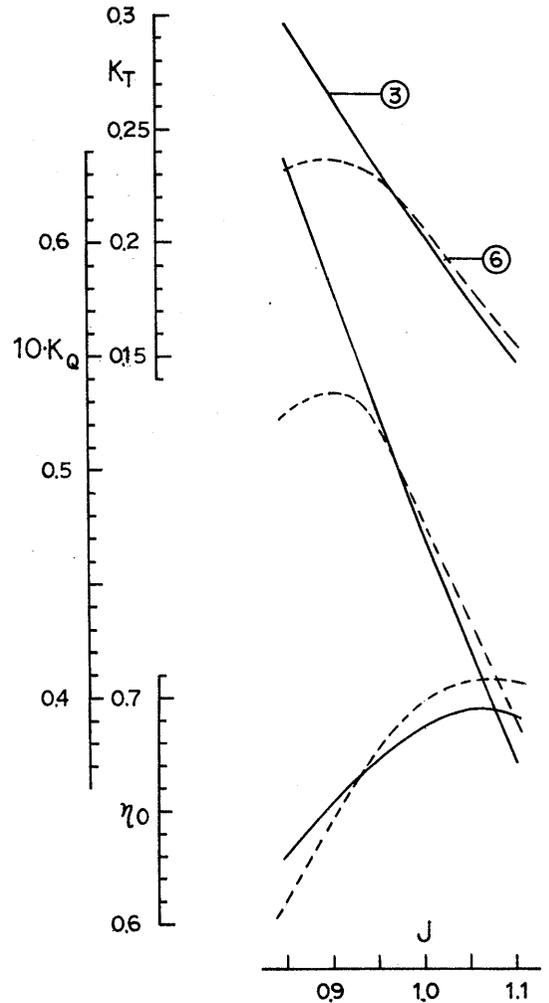


図-29 斜流中でキャビテーションが発生している状態のプロペラ単独性能, ⑥

なり、通常は①を用いて自航試験の解析が行われる。しかし、①と⑥はプロペラ、試験水槽、計測機が異なるため、これらが試験結果に微妙な影響を与えているので(図-26参照)、この両者の比較では標記の目的が達せられない。従って、これらが同一のもとに試験の行われた③と⑥の結果を比較して図-29に示す。図-29によると、斜流とキャビテーション発生の影響によって、 $J=1.0$ 付近の単独効率は約1.6%向上している。しかし、 J が低くなってスラスト低下が起これば

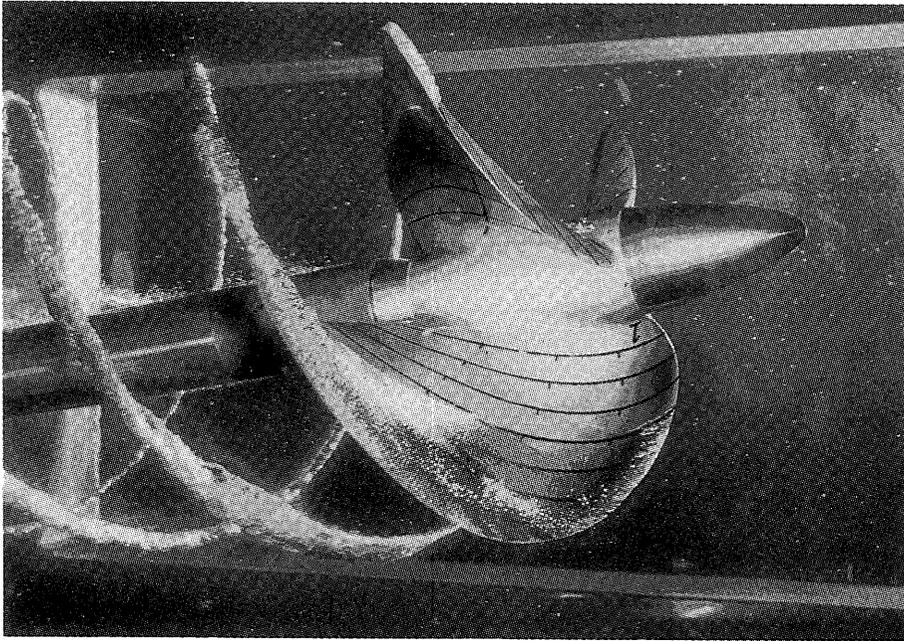


写真-4 斜流中でキャビテーションが発生している状態

($\theta_s = 10^\circ$, $\sigma_v = 0.9$, $J = 1.0$, No.1翼の回転角 = 160°)

単独効率は低下している。

斜流中のキャビテーション試験におけるキャビテーション発生状況を写真-4に示す。

3.4 その他

3.4.1 斜流中プロペラの面内に上向きに発生する力等の推定

プロペラを斜流中で作動させればプロペラ面内に上向きの力等が発生するが、本模型船のトライアル状態、30ノット時におけるこの力等をプロペラ揚力面理論²³⁾で計算した(表-12)。スラストとこの上向き力の合力の水平分力が船体抵抗に対抗した推進力となる。またこの合力の垂直成分は約6.1kgであり、これは重心回りで約8.6kg-mの船首下げトリムモーメントとなる。また、 M_{iy} も同じく船首下げトリムモーメントであるが、前者に比べて微小である。

プロペラが作動すればプロペラ近傍の船底圧力が低下し、船尾トリムモーメントが現れるが、抵抗と自航の模型試験時の船尾ディッピングからこのモーメントを推定すると約26.7kg-mと見込まれるので、本模型船の場合は、前者による船首トリムモーメントは後者

表-12 斜流中で作動するプロペラに発生する力等(計算) — $\theta_s = 10^\circ$ の右舷外回りのプロペラに対して—

| | 備考 |
|------------------------------------|---------|
| $F_{iy} / (\rho n^2 D^4) = 0.0077$ | 船体中心向き |
| $F_{iz} / (\quad) = 0.0183$ | 上方向き |
| $M_{iy} / (\rho n^2 D^5) = 0.0022$ | 船首下げ向き |
| $M_{iz} / (\quad) = 0.0086$ | 船首左回頭向き |

の約1/3であることが判明した。

3.4.2 キャビテーション水槽の制限水路影響

大プロペラによる①と③あるいは②と⑤によってキャビテーション水槽による制限水路影響を知ることができる。これらの比較は既に図-26に示されているが、 K_T は①と③、②と⑤の一致がかなり良好であるため、 K_T に対しては制限水路影響が殆ど修正されているものと考えられる。ただ、 K_Q の不一致は、動力計のトルク計測特性の差と制限水路影響が原因であるように思

われる。

4. 自航試験関係

高速艇の自航試験は、文献24) によると抵抗試験に比べて実施率が低い。その理由は種々考えられるが、プロペラのレイノルズ数、プロペラ駆動装置の容量と重量が影響していると思われる。これらの点を考慮して自航試験を実施するとすると、プロペラ、模型船が大きくなり、従って、高い試験速度を必要とするが、曳引車がその能力を持たない場合が多い。また、プロペラと船体の干渉は、一般的な高速艇のプロペラ配置を考慮すると、排水型船の場合に比べてかなり小さく、自航特性も船ごとに変化する度合が少ないので、資料等をもとに推定しても大きな誤差を招く恐れが少ないことも理由の一つに挙げられる²⁵⁾。

模型試験を計画する場合の模型船寸法の検討方法は、17回 ITTC の高速船委員会²⁴⁾ が詳細に示している。本供試船の寸法は、この方法に従って検討した。

その概要を示すと次のとおりである。即ち、①計測時間の観点から最高試験速度を決定し、これと実船速度の比を求める。②この比による模型船寸法を用いて水深影響、水面幅影響を調査する。③抵抗試験と自航試験の計測値を推定し、計測器容量との関係を調査する。④模型プロペラの許容レイノルズ数及び POT 動力計の容量を調査する。⑤模型船の計測器全備重量と排水量を調査する。⑥尺度影響を最小にするため、抵抗、自航試験とも可能な限り、大型模型船を使用することとしている。

本供試船の寸法は、これらの検討にもとづいて、 $L_{PP}=4m$ (縮率1/5.8) に決定した。従って、模型プロ

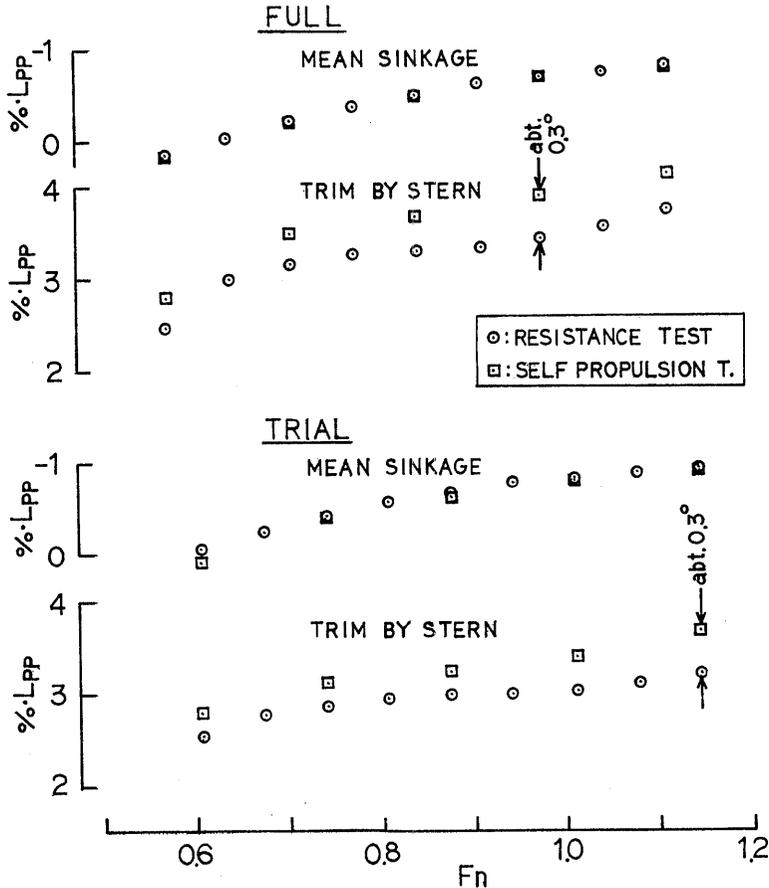


図-30 曳航時と自航時の船体航走姿勢の差

ペラの直径は0.1466mとなった。

自航試験を実施する前にプロペラ単独性能を求めるが、これについては既に3章で記述した。ただし、キャビテーション条件の設定（模型ではプロペラ軸心の深度で圧力を調整している）が厳密には実船と異なる。自航試験においては、トルク・スラストの0点の取り方、自航点（プロペラの荷重度）の定め方に問題がある。以下この問題点について触れる。

4.1 トルク・スラストの0点の取り方

高速船の航走状態では、プロペラシャフトの傾斜が静止時から変化すること、及び船体から出たシャフトが水中に露出した状態で高速回転することのために、通常の排水型船の模型試験で行う0点の取り方（静止状態で0点とアイドリング量をとっている）と同じ方法を採用すれば、計測精度を低下させる恐れがある。このような条件を考慮して、まず始めに供試船を所定の

速度で曳引し、シャフトのみを荷重度変更範囲の数種の回転数（概略の推定による）で回転させて、回転数ベースに0点となるべきトルク・スラストの関係を求めておく。次に荷重度変更の自航試験からその時の回転数をもとに、トルク・スラストの0点を事前に求めた関係から定める方式を取った。ただし、この方法の問題点は、かなり時間を要する欠点のほかに、シャフトのみを回転させた船の状態は、プロペラ作動時の状態と異なっている点である。これらの検討データとして、はじめにシャフトのみを回転させた時（殆ど抵抗試験時の姿勢に等しい）とプロペラ作動時の姿勢の差を図-30に示す。本図によれば、両状態の姿勢の差は、トリムだけに現れており、図中に示すように、その差は約0.3°以内である。従って、この差がトルク・スラストの0点に与える影響は殆ど無視できると思われる。

また、シャフトのみを回転させて所定の速度で走行した時のトルク・スラストのアイドリング値と、静止時に通常方式で計測したアイドリング値を比較して図-31に示す。本図によると、トルク（計測値の最大は約0.6kg-m）にたいしては、両状態の差は少ないが、スラスト（同じく、約16kg）にたいしては無視しにくいオーダーと考えられるので、ケース・バイ・ケースで対応する必要があると考えられる。

4.2 自航点に関するプロペラ荷重度

半滑走船の自航試験におけるプロペラ荷重度を如何に定めるか、換言すれば実船のプロペラ荷重度に対し、如何なる関係のもとに自航試験が実施されればよいか問題である。船体が半滑走状態になれば、その状態のもとに自航点を考慮する必要がある。通常の排水型船では、摩擦修正SFCと呼ばれる荷重を模型自航点（模型の自航試験においてプロペラの推力だけで自航させる状態）のプロペラ荷重より軽減させた状態で自航試験を行うが、このSFCを厳密には航走中の浸水面積を使って求めるべきである。しかし、これは現実的にはかなり困難であるため、試験自体は広範囲のプロペラ荷重度にわたって実施することが勧められている。

従って、プロペラ荷重度変更法による自航試験を行えば、解析方法の選択幅に対応可能な試験データを用意することが出来る。

このような観点から供試船の自航試験は荷重度変更法によって実施した。

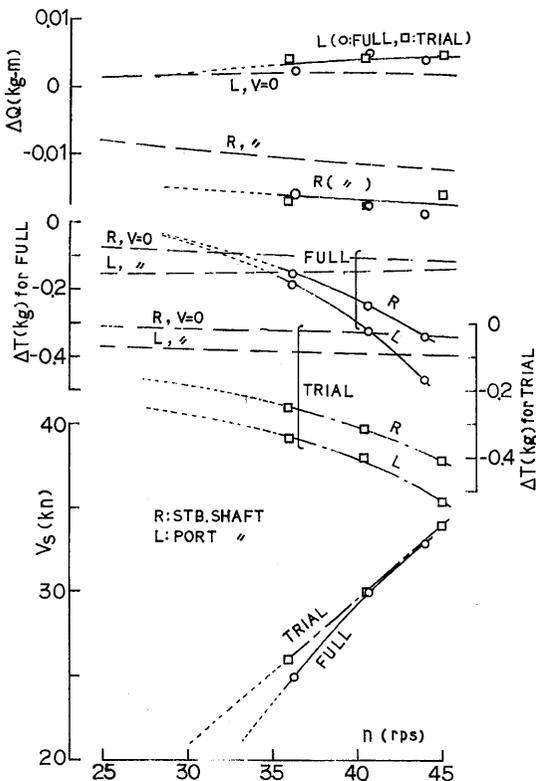


図-31 高速船のトルク・スラストのアイドリング値

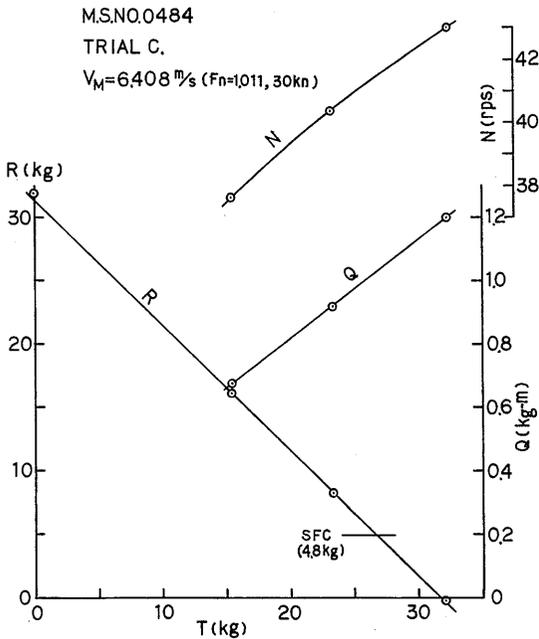


図-32 高速船におけるプロペラ荷重度変更試験の一例

4.3 自航要素と実船制動馬力の推定

自航用プロペラ (小プロペラ) を用いた荷重度変更試験から得られた結果はいわゆる R-T 線図 (図-32 に一例を示す) にまとめられた。この場合の R は、自航時の船体曳航力である。SFC は、今回は簡単のために静止時の浸水面積と通常の方法から求め、図-32 のような自航結果からこの SFC を使って実船自航点の T、Q、N を求めた。表記の推定には、二種類のプロペラ単独性能を用いることとし、一つは曳航水槽中で小プロペラの軸平行流中、非キャビテーション状態から得られたもの、他はキャビテーション水槽中でキャビテーションテスト用プロペラ (大プロペラ) の斜流中、キャビテーション発生状態から得られたものである。

小プロペラを用いる場合は、シャフト傾斜を考慮せず上記の T、Q、N 及び 2.8 節中のその 1 の方法に静止時の L、S を使って求めた R_{TS} 、EHP を組み合わせて自航要素、実船制動馬力を求める。

大プロペラを用いる場合は、小プロペラの場合と T、 V_A (プロペラ前進速度) が等しいとし即ちプロペラ荷重度 (K_T/J^2) が等しいと考え、この仮定のもとに、2.8 節中のその 2 に示す航走時の L、S を使って求

表-13 自航要素と実船の制動馬力の推定—トライアル状態, 30ノット—

| 使用した P. O. T の成績 | 使用した有効馬力 |
|---|---|
| a 自航用プロペラ、曳航水槽* ¹ 、 $\theta_s = 0^\circ$ 、非キャビテーション状態 | c 表-8 中のその 1、 L、S は静止時の値による ; EHP=1112ps |
| b キャビテーションテスト用プロペラ、キャビ水槽* ¹ 、 $\theta_s = 10^\circ$ 、キャビ状態 | d 表-8 中のその 2、 L、S は航走時の値による ; EHP=1084ps |

| | K_T/J^2 | $1-W_T$ | $1-t$ | η_R | η_o | η | N_s (rpm) | BHP (ps)* ² |
|-------|-----------|---------|-------|----------|----------|--------|-------------|------------------------|
| a と c | 0.1499 | 1.001 | 1.001 | 0.984 | 0.655 | 0.645 | 1032 | 1810 |
| b と d | 0.1499 | 1.016 | 0.962 | 0.921 | 0.697 | 0.608 | 1037 | 1843 |

*¹ ; POT の行われた水槽、 *² ; BHP=DHP / 0.97 とした。

注記 ; 実船成績はトライアル状態の 30 ノットで $N_s=1050\text{rpm}$ 、BHP=1950ps。

めた R_{Ts} 、EHP を組み合わせることにした。ただし、大プロペラの場合の $l-t$ は、船体抵抗のシャフト方向成分とスラストから、 $l-w$ は、船速のシャフト方向成分とプロペラ前進速度とからそれぞれ求めるようにすべて軸傾斜を考慮した。

このようにして得られた自航要素と実船制動馬力を、トライアル状態の30ノットについて表-13に示す。表中には実船の速力試運転成績も併せて示した。実船馬力は燃料消費量から求められた値であることを考慮すると、表中の2方法による推定馬力は実船値に対しそれぞれ93%、95%であり、いずれもかなりの推定精度であったと言えよう。簡易な前者の方法と多くの影響要素を考慮した後者の方法との差が2%と少なかったこと、後者の方が精度は高かったもののまだ5%の誤差があったことなどが判明した。

5. あとがき

半滑走型単胴船の水槽試験に係る種々の問題の内、次の事項について調査し、幾分かの見解を得るとともに、今後の課題についても留意することとなった。

- (1) 曳航棒を使用して抵抗を計測する場合は、航走中の曳航棒の傾斜角が大きければ抵抗値に誤差が現れるので、出来るだけ水平にすることが望ましい。
- (2) 抵抗計測ではシャフトライン上の l_{CB} の位置を曳航点とする。
- (3) 形状影響係数を求める場合は、乱流促進を施すことが望ましい。ただし、乱流促進装置の固有抵抗とスプレーへの影響を検討する必要がある。
- (4) オープンモデルとクローズドモデルを比較した結果、クローズドモデルの使用が好ましいことが判明した。
- (5) 水槽試験結果の解析や実船馬力の推定では、航走時の浸水面積と水線長さを用いることが望ましいが、これらをその都度求めることは困難である。本調査では透明模型を用いたが、通常の模型船においてもこれらを簡単に求める技術の開発が待たれる。
- (6) 副部の取り外し可能な模型船を用意し、副部の有り、無しの場合の船体抵抗から間接的ながらも副部抵抗を求め、合理的な実船への外挿法を検討する必要がある。
- (7) 供試模型船の空気抵抗を計測し、実船換算した結果、全抵抗の3%であった。一般に空気抵抗に関する資料が乏しいので、風洞試験等による資料を蓄積し、抵抗成分の精度を高めなければならない。

(8) $L_{PP} = 1\text{ m}, 2\text{ m}, 4\text{ m}$ の GEOSIM を用いて、同一の水槽、時期のもとに尺度影響を調査した。その結果、形状影響係数、剰余抵抗係数、副部抵抗係数、航走姿勢、スプレーのいずれにも尺度影響がみられた(本文参照)。

(9) 実船の有効馬力を次の方法で推定した。一つは、静止時の S、L を用いて2次元解析法を副部付き模型船の試験結果に適用したもの(前者)、もう一つは、航走中の S、L を用いて推定した裸殻船体抵抗に、別途計算した副部抵抗、風圧抵抗を加えたもの(後者)である。前者は最も簡易な方法にもかかわらず、後者の102.6%であった。

(10) 高速船の水槽試験に当たっては、浅水影響、制限水路影響や曳引車による空気、水面への攪乱及びそれらによる模型船への影響があり、これらは水槽それぞれに異なるため、独自に調査する必要がある。

(11) プロペラ単独性能について、軸平行流中、斜流中、非キャビテーション状態、キャビテーション状態(斜流中非定常キャビテーション)の各項目中、非キャビテーション状態のもとで斜流角を 0° から 10° にすると η_0 は増加した。次に斜流角が 10° のもとでキャビテーションの発生状態にすると、実船プロペラ作動状態 $J \approx 1.0$ 付近では η_0 に変化はなかったが、 $J < 0.9$ のスラスト低下の領域に入れば η_0 が低下する。

(12) 自航試験は抵抗試験に比べて実施例が少ないが、本調査でははじめに自航試験の可能な模型船の大きさを検討してから自航試験を実施した。自航試験では、トルク、スラストの0点の取り方を工夫し、荷重量変更試験によって実施することが望ましい。解析法では、抵抗、スラスト、プロペラ前進速度などの方向に十分留意しなければならない。

(13) 実船の制動馬力を次のように推定した。一つは、斜流角 $\theta_s = 0^\circ$ で非キャビテーション状態のプロペラ単独性能と9)中の前者の方法によるEHPの組合せ、もう一つは、斜流中 $\theta_s = 10^\circ$ でキャビテーション発生状態のプロペラ単独性能と9)中の後者の方法によるEHPの組合せである。推定した制動馬力の両者の差は意外にも小さく、本船の場合は最も簡易な方法によっても約2%の差に留まることがわかった。また、実船試運転成績に比べると、それぞれ93%と95%であり、両方法とも小さく推定されたので、これらの実用的馬力推定方法は改善する必要性のあることが今後の課題として残された。

最後に、本調査研究は、下記の所外共同研究及びそれらに関連した自主研究を実施した時に直面した課題に対し調査した結果を集めたものであり、従って必ずしも脈絡のよいまとまりにはならなかったが、今後何かの参考になれば幸甚である。

日本造船技術センターとの“小型旅客船の高性能化に関する調査研究”、

高速艇研究特別委員会主催の“GEOSIM MODELによる共同抵抗試験”、

船舶整備公団との“高速旅客船の性能改善に関する調査研究”。

本調査研究の実施に当たり上記各機関の関係者、委員会の各委員ならびに推進性能部職員の大勢の方々に多大の御指導と御協力を賜りました。ここに厚くお礼を申し上げます。

参考文献

- (1) 日本旅客船協会、“高速船就航状況”、旅客船 No. 176、平成3年5月。
- (2) “Report of the High-Speed Marine Vehicle Committee”, 18th ITTC 1987, Kobe.
- (3) 小松正彦、山口眞裕、“高速艇の推進性能”、日本造船学会、高速艇と性能シンポジウム、1989年6月。
- (4) “Report of the Powering Performance Committee”, 18th ITTC 1987, Kobe .
- (5) 中武一明、片岡克己、“ITTC1978馬力推定法の高速艇への適用について”、西部造船会々報、第49号、平成2年3月。
- (6) Burkhard Müller-Graf, “Semidisplacement Round Bilge Vessels”, Status of Hydrodynamic Technology as related to Model Tests of High-Speed Marine Vehicles, DTNSRDC-81/026, 1981.
- (7) 村上俊一、“特殊船の水槽試験”、日本造船学会、船型開発と試験水槽シンポジウム、昭和58年2月。
- (8) “Report of the High-Speed Marine Vehicles Committee,” 19th ITTC 1990, Madrid.
- (9) “小型旅客船の高性能化に関する調査研究報告書”、日本造船技術センター、平成元年3月。
- (10) 田古里哲夫、“各種形状をもつ乱流促進法の効果ならびにその固有抵抗について”、造船協会論文集、第110号、昭和36年12月。
- (11) Tanibayashi H., “A Note on Powering Performance of High Speed Boats”, 西部造船会々報、第79号、平成2年3月。
- (12) “日聖丸実船試験成績と模型試験成績との比較研究……第1研究部会”、日本造船研究協会報告第1号、昭和29年8月。
- (13) 辻豊治、菅 信、“漁船模型の風洞試験”、第7回船研研究発表会講演概要、1966、11、及び、辻豊治、菅 信、岩井聰、久々宮 久、“巨大船の風圧力及び斜航時の水圧力について”、第9回、1967、11、及び、辻豊治、佐藤辰二、“貨物専用船の風圧力について”、第11回、1969、11。
- (14) 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実験”、船舶技術研究所報告、第7巻第5号、昭和45年9月。
- (15) 原口富博、吉野良枝、“船に働く風圧力について”、第46回船研研究発表会講演集、1985、11。
- (16) Tanaka H., et al, “Cooperative Resistance Tests with Geosim Models of a High -Speed Craft”, 日本造船学会論文集 第169号 平成3年6月。
- (17) 柳原健、藤沢純一、平田信行、堀利文、“高速走行の曳引車による水面攪乱に関する一考察”、第56回船研研究発表会講演集、1990、11。
- (18) 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、1989
- (19) Tamura K., “Resistance Tests in Shallow Water on a Variety of Ship Models”、西部造船会々報、第78号、平成元年8月。
- (20) Tamura K., “Study on the Blockage Correction” , Journal of S.N.A. of Japan, Vol. 131, 1972.
- (21) 柳原 健、日夏宗彦、長谷川純、“高速走行の曳引車による水面攪乱の計測と数値シミュレーション”、第58回船研研究発表会講演集、1991、11。
- (22) 谷口 中、渡辺恭二、“推進器の斜流特性に関する実験”、西部造船会々報第8号、昭和29年8月。
- (23) “船用プロペラ特性の計算プログラム(その2)”、船舶技術研究所講習会テキスト昭和49年10月。
- (24) “Report of the High-Speed Marine Vehicle Committee”, 17th ITTC 1984, Göteborg.
- (25) 大隅三彦、木原和之、“小型高速船の推進性能の推定法”、西部造船会々報第75号、昭和63年3月。
- (26) 塚田吉昭他5名、“内航高速旅客船の馬力推定に関する若干の考察”、第54回船研研究発表会講演集、1989、11。