

ホバークラフトの操縦性シミュレーションについて

正員 吉野 亥三郎* 正員 森谷 周行**
正員 八木 光* 山下 進***

A Simulation Study on the Maneuverability of a 105-Passenger Hovercraft

by Isao Yoshino *Member* Shuko Moriya *Member*
Hikaru Yagi *Member* Susumu Yamasita

Summary

Focussing on the sea-going maneuverability of a 105-passenger hovercraft, the authors made investigations through series of model tests and computer simulations. The wind forces acting on a scale model, which represents superstructure and cushion form, were measured in a wind tunnel test. Oblique towing tests with self-lifting model were carried out for the hydrodynamic characteristics between cushion skirt and water plane. Regarding the characteristics of control surfaces, the force measurement tests with ducted propeller and rudder in wind tunnel were carried out. Based on these results of model tests, the authors developed a simulation program which employs proper mathematical models for each force components, namely cushion skirt, wind, propellers, rudders and thruster. The output of simulation showed fairly good agreement with the results of actual sea trial. Especially in the case of course keeping in beam wind, the reverse of check-helm direction around Froude number of 1.0 experienced in actual operations were confirmed through computer simulation. Lastly the results of extensive investigations on the sea-going maneuverability of the hovercraft are explained.

1. 緒 言

ホバークラフトは操縦性に関し一般船舶と異なった次のような特徴を持つ。ホバークラフトは空気圧により浮上し水面上を航走するため、一般船舶に比べ抵抗、特に水から加わる抵抗が小さい。このことが高速走航を可能にする要因であるが、この水による抵抗が小さいことは前進方向だけでなく全ての方向に関しても同様であり、そのため横方向に関しても滑り易いという特性を持つ。また、全抵抗は一般船舶に比べ小さく空力抵抗は一般船舶と同等であるため、全抵抗に対し空力抵抗の占める割合が相対的に大

きく、実海面においては風の影響を受け易くなる。通常ホバークラフトの推進器は空中プロペラであり、この場合さらに風の影響を受けることになる。さらに、水上においては造波が発生し、造波抵抗が作用するだけでなく造波によりスカートに作用する力は船速や斜航角の変化に対し複雑な挙動を示す。

このように滑り易いこと、風の影響を受け易いこと及びスカートに作用する力が船速や斜航角の変化に対し複雑な挙動を示すことが、ホバークラフトの特徴であり、操縦性に関し一般船舶と異なる操縦性を持つ主な原因である。さらにホバークラフトの操縦を困難にする要因にもなっており、その操縦は熟練操船者の技量に負うところが大きい。

ホバークラフトの操縦性は高速時の安定性との関係から重要であるが、従来の研究は陸上ないし水上での研究が主体である^{1)~10)}。前述の通り水上では造波の影響があり、ホバークラフトの操縦性は陸上での操縦性と異なる特性を示す。ところが、水上でのホバークラフトの操縦性に関しては研究例がほとんどないのが実状である。実船試験結果の紹介¹¹⁾やシミュレーション計算結果の報告¹²⁾は単独

* 三井造船(株)船舶・海洋事業部技術開発部

** (株)三井造船昭島研究所制御エンジニアリング事業部

*** 三井造船(株)船舶・海洋事業部船舶・海洋基本設計部

原稿受理 平成5年7月9日

秋季講演会において講演 平成5年11月9, 10日

になされているが、実船試験結果とシミュレーション計算結果の比較は著者の知る限り発表例を見ない。また、スカートに作用する操縦流体力特性に関しても同様である。ホーバークラフトは高速艇の中で長い歴史を持っているが、その操縦性能に関する知見は経験的に得られたものが主体であり、理論的には明らかにされていない。

このような観点から著者らはホーバークラフトの操縦性について、理論計算及び模型試験の両面から幅広い研究を行ってきた。本研究では水面上を航走するホーバークラフトの操縦性について、105人乗りホーバークラフトMV-PP 10^{(13),(14)}を対象にまず、風洞試験及び水槽試験の概要を紹介する。次に、これらの模型試験結果を用いたシミュレーション計算の有効性を検証するために、実船試験結果との比較を行い、一般船舶と異なるその保針性能及び旋回性能を示す。さらに、旋回における風の影響、各操縦装置の旋回能力の船速影響、旋回力の影響及び高速旋回時の安定性能に関してシミュレーション結果から検討を加える。

2. MV-PP 10 の概要

Table 1 に MV-PP 10 の主要目表を示す。一般配置は Fig. 1 に示すごとくほぼ中央に客室を設け、その客室脇の舷側に浮上機関及びファンを、船尾側に推進機関及びダクトプロペラを配置した。本艇は機関にディーゼルエンジンを使用したため、従来のガスタービンを使用したホーバークラフトと比べて艇重が増加した。艇重の増加はクッション圧の増大をまねき、特に低速域にて造波抵抗の増大をもたらすので、本艇では低速域の推力増大をねらってダクトプロペラを採用した。また、プロペラは可変ピッチであり、出力の増減は回転数一定でピッチを変えることにより行う。

フレキシブルスカートは艇の外周に配置され、船底部にクッション空気を保持する役割を果たしている。フレキシブルスカートは従来のホーバークラフトで数多くの実績のあ

Table 1 Principal particulars of the MV-PP10

ITEM		MV-PP10
Overall length	(m)	23.1
Overall breadth	(m)	11.0
Overall height	(m)	6.5
Skirt depth	(m)	1.2
Weight, max	(t)	abt. 40
Main engine output	(PS)	520 x 4
Lift fan diameter	(m)	0.95 x 2
Propeller diameter	(m)	2.59 x 2

るバッグ・フィンガー方式で、ナイロン織布をゴムでコーティングした複合材を採用している。また、横方向及び縦方向の復原性能を高めるため、クッション室を3つ(前部、後部左舷、後部右舷)に仕切る T 字型の安定バッグを採用した。

艇の操縦装置としては両舷のプロペラ及び各プロペラ後方に配置した3枚の方向舵、船首部には浮上空気の一部を放出するエアジェット式のサイドスラスタがある。

3. 風洞試験及び水槽試験の概要

3.1 風洞試験の概要

ホーバークラフトは通常の排水量型船と異なり、水面上を浮上して航行する乗り物であるため、推進及び操縦に際して風の影響を受け易い。したがって、その抵抗推進性能及び操縦性能の検討においては艇体及び推進装置・操縦装置の空力特性を知ることが重要である。この空力特性を調べるために縮尺模型による風洞試験を三井造船の構造物用低速風洞にて実施した。実施した風洞試験は艇体空力特性試験及びダクトプロペラ・舵特性試験である。

艇体空力特性試験の供試艇体模型は縮尺 1/30 のウレタン製であり、試験は風洞形態を開放とし、6分力天秤のストラット先端に艇体模型を取り付けて行なわれた。模型の下には若干の隙間を置いて地面板を組み、地面板が受ける力は天秤にはかからないようにした。試験状態での艇体模型の写真を Fig. 2 に示す。

また、ダクトプロペラ・舵特性試験の供試模型は縮尺 1/6 のアルミ合金製 3 翼プロペラ模型と木製のダクト及び舵の模型からなる。試験装置は閉鎖型風洞において、プロペラの推力、トルクを計測するプロペラ系とダクト及び舵の推力及び横力等を計測するダクト・舵系に分離独立させて構成した。プロペラ系はトルクメーターを介して直流モーターでプロペラを駆動する方式として一体で架台上に構成した。ダクト・舵系はダクト及び舵を 6 分力天秤のストラット先端に取り付けて計測する方式とした。試験時のダクトプロペラ及び舵の写真を Fig. 3 に示す。

3.2 斜航試験

ホーバークラフトの操縦運動における流体力特性の基礎

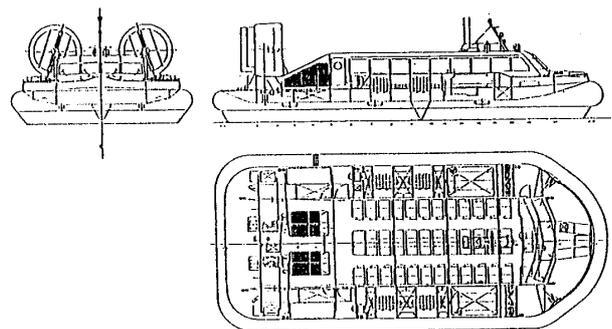


Fig. 1 General arrangement of the MV-PP10

データを得る目的で一連の斜航試験を実施した。

供試模型船は縮尺1/10.5、木製船体にナイロン布製スカート装備し電動ファンにより浮上する。

斜航試験は、水槽の計測台車に搭載した6分力計に浮上状態の模型船を拘束し(ヒープ、ピッチはフリー)、所定の斜航角を与えつつ曳航した(Fig. 4)。模型船上部形状に対する風圧力については、別途台車に固定した地面上に模型船を載せて曳航した計測を行って補正し、艇体斜航流体力特性を抽出した。

斜航試験の計測結果の例として斜航角に対する回頭モーメント特性を、換算クッション長を用いたフルード数(船速/ $\sqrt{9.8 \times \text{クッション面積} / \text{クッション幅}}$)をパラメータとし、Fig. 5に示す。回頭モーメント特性は、船速(フルード数)が大きくなるにつれて、進路安定性に関わる直進付近の勾配が、斜航角を減ずる方向に大きくなる。しかし高速時、この回頭モーメントは斜航角が10度付近で頭打ちになり、その後減少する。

本報の模型試験における観察の結果、水面航走中に船首が起こす波の頂は両船側に沿って後に伸びるが、クッション圧で押し下げられた艇体下の水面を底として船首を挟む樋状になっている部分が見られた。船速が高くなるにつれて波長が長くなり、この樋状の水面が艇体を囲む割合が多

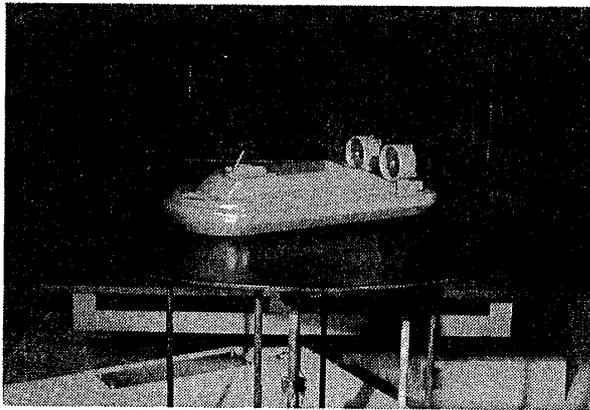


Fig. 2 Model for aerodynamic characteristic test

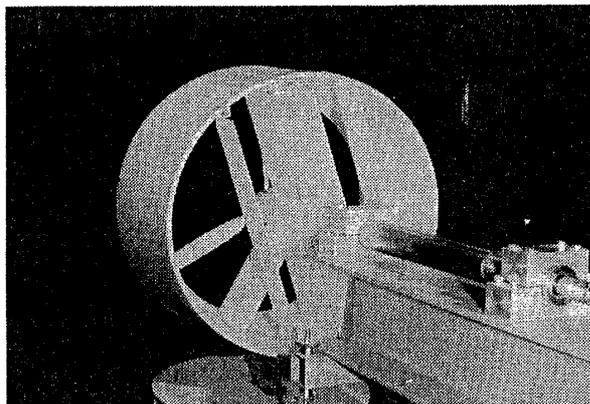


Fig. 3 Model for rudder force measurement test

くなる。斜航角が樋の縁の盛り上がった部分の角度に一致すると、スカート船側部の抵抗あるいはクッション全体の浮上空気が噴出する分布の片寄りが艇体流体力を変化させ、その割合が高速時ほど多いとも推測される。

何れにしろこのような複雑な艇体流体力特性は、現時点でホーバークラフト艇体自身の運動特性が単純なモデル化では表し切れないことを示している。

4. 操縦性シミュレーションに用いた定式化

ホーバークラフトの操縦運動シミュレーションを行うに当たって、実船計測結果ならびに模型による風洞試験および斜航試験の結果に立脚し、以下の定式化を行った。

4.1 運動方程式

ホーバークラフトの運動を、艇体の重心位置に固定された座標系に基いて記述する。本報では基本的な操縦運動に関して水平面内3自由度を取り扱う。Fig. 6に座標系ならびに運動、力、モーメントおよび操縦量の定義を示すが、

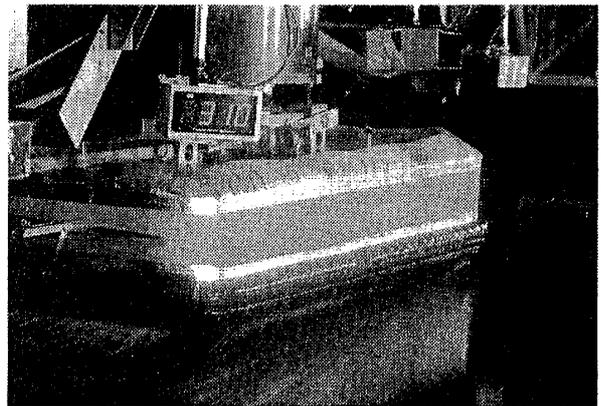


Fig. 4 Self-lifting model in oblique towing tank test

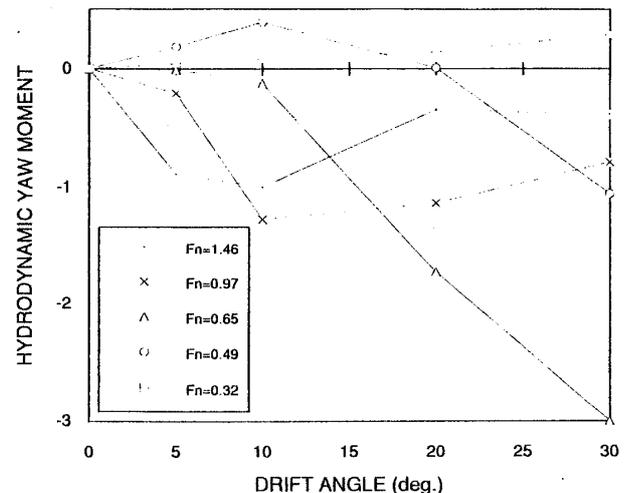


Fig. 5 Hydrodynamic yaw moment obtained by oblique towing tank test, non-dimensionalized by the moment at Froude no. of 1.46 and drift angle of 10 degrees

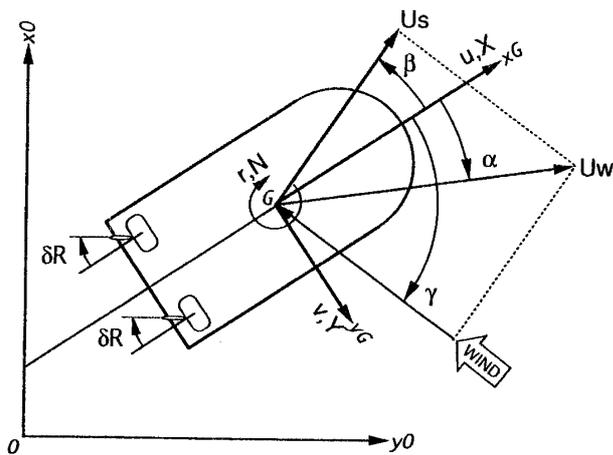


Fig. 6 Coordinate system

前方、右方を X, Y 軸の正方向とし艇体重心に固定された右手系である。運動方程式はドット(\cdot)を時間微分操作としたとき、以下のように表わされる。

$$\begin{bmatrix} m & 0 & 0 \\ 0 & m & 0 \\ 0 & 0 & I_{zz} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{u} - vr \\ \dot{v} + ur \\ \dot{r} \end{bmatrix} = \mathbf{F} \quad (1)$$

ここで、

m, I_{zz} : 艇体質量, z 軸回り慣性モーメント

u, v, r : 艇体速度 X, Y 軸成分, 回頭角速度

\mathbf{F} : 艇体に作用する力のベクトル

である。

艇体に作用する力、モーメント (以降、力で総称する) に関しては、いわゆる MMG モデルの記述法に倣い分類した。ホーバークラフトが水上航走時に外部から受ける力を、スカートによる力、クッション空気/スカート外部形状の造波による力、浮上用空気吸込の運動量変化による力そして水面上艇体の受ける風圧力からなると考え、波浪から艇体が受ける力については本報では取り扱わない。

前節に述べた斜航試験結果は、地面板走行の結果で補正したことにより、スカート自身およびクッション造波による力がまとめられたスカート力とし、風圧力および浮上空気の運動量変化による力は、風洞試験結果および計算により別途取り扱うものとした。すなわち艇体に作用する力を、スカート力、艇体に働く風圧力、浮上空気の運動量変化による力、推進用空中プロペラが発生する力、プロペラ後方に置かれた操船用舵が発生する力、および浮上空気の一部を分流するスラスターの発生する力に分離し、各々添字 $SKT, WND, MVA, PRP, RUD, THR$ で表わす。

$$\mathbf{F} = \begin{bmatrix} X_{SKT} \\ Y_{SKT} \\ N_{SKT} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} X_{WND} \\ Y_{WND} \\ N_{WND} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} X_{MVA} \\ Y_{MVA} \\ N_{MVA} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} X_{PRP} \\ Y_{PRP} \\ \Sigma(F_{iLi}) \end{bmatrix}$$

$$+ \begin{bmatrix} X_{RUD} \\ Y_{RUD} \\ \Sigma(F_{iLi}) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} X_{THR} \\ Y_{THR} \\ \Sigma(F_{iLi}) \end{bmatrix} \quad (2)$$

ここで $\Sigma(F_{iLi})$ は各外力成分を重心からのレバーを乗じて加える意味である。

4.2 艇体に働く流体力

スカート力に関しては実船の速力試験および斜航試験結果を基に推定した。艇体の回頭に関する流体力については、斜航ダンピング特性からスカート配置を考慮して推定した。

以上の流体力特性は、対水速度 (U_s)、斜航角 (β) および旋回角速度 (r) をパラメータとして計算機内にデータベース化し、シミュレーション実行時に参照することとした。

$$X, Y, N_{SKT} = X, Y, N_{SKT}[U_s, \beta, r] \quad (3)$$

ここで $[]$ は中の値を参照に用いる事を表わす。

風圧力については、前節で述べた風洞試験結果をデータベース化し、シミュレーション実行時に相対風速 (U_w)、相対風向 (α) をパラメータとして、参照することとした。

$$X, Y, N_{WND} = X, Y, N_{WND}[U_w, \alpha] \quad (4)$$

さらに風洞試験の供試模型は浮上状態ではないため、浮上用空気吸い込みによる運動量変化分の力を別途評価し加えた。回頭モーメントについては、本船では空気取り入れ口が重心回りに対称に配置されていることから零とした。

$$X_{MVA} = -\rho_{AIR} Q_{LFT} U_w \cos \alpha \quad (5)$$

$$Y_{MVA} = -\rho_{AIR} Q_{LFT} U_w \sin \alpha \quad (6)$$

ここで、 ρ_{AIR}, Q_{LFT} は空気密度、浮上ファン流量を表わす。

4.3 操縦装置が発生する力

推進用空気プロペラについては、実船のボラードブル試験結果を基に、対気速度 (U_w) とプロペラピッチ (θ_{PRP})、前進スラスト (T_{PRP}) およびダクト出口における流量 (Q_{PRP}) の関係をハミルトン社のダクトプロペラチャートにより推定した。プロペラ横力は、プロペラ後流が艇体後方に向かうと仮定し風速の艇体横方向成分の運動量変化に対応するものとした。

$$X_{PRP} = \sum_{i=1}^2 \{ T_{PRP}[U_w, \theta_{PRP(i)}] \} \quad (7)$$

$$Y_{PRP} = \sum_{i=1}^2 \{ -\rho_{AIR} Q_{PRP}[U_w, \theta_{PRP(i)}] U_w \sin \alpha \} \quad (8)$$

ここで (i) は左右各軸に対応する成分を示す。

舵が発生する力については、風洞試験で行った舵力計測結果をプロペラ前進率 (J_{PRP}) および舵角 (δ_{RUD}) をパラメータとして、舵抗力係数 (C_D)、舵揚力係数 (C_L) の形に整理して用いた。

$$X_{RUD} = \sum_{i=1}^2 \left\{ \frac{1}{2} \rho_{AIR} (Q_{PRP}/A_{DCT})^2 \times A_{RUD} C_D [J_{PRP(i)}, \delta_{RUD(i)}] \right\} \quad (9)$$

$$Y_{RUD} = \sum_{i=1}^2 \left\{ \frac{1}{2} \rho_{AIR} (Q_{PRP}/A_{DCT})^2 \right. \\ \left. \times A_{RUD} C_L [J_{PRP(i)}, \delta_{RUD(i)}] \right\} \quad (10)$$

ここで、 A_{DCT} 、 A_{RUD} はダクト出口、舵板の面積である。スラスターが発生する力については、スラスター吐出風量の運動量変化に対応する力として評価した。

$$X_{THR} = \rho_{AIR} Q_{THR} (Q_{THR} \cos \delta_{THR} / A_{THR} - U_w \cos \alpha) \quad (11)$$

$$Y_{THR} = \rho_{AIR} Q_{THR} (Q_{THR} \sin \delta_{THR} / A_{THR} - U_w \sin \alpha) \quad (12)$$

ここで Q_{THR} 、 A_{THR} 、 δ_{THR} は各々スラスターの流量、ノズル面積、ノズル角を表す。PP 10 の場合、サイドスラスターは船首中央部に 1 基配置され、ノズル角は 90 度または -90 度となるようフットペダルで操縦される。

5. 実船試験結果と計算値の比較

5.1 保針時当て舵量との比較

MV-PP 10 は横風下または斜め風下での保針において、船速により舵切りの方向が異なるという特性を持つ。例えば、右舷側から風を受ける場合、ラストハンプ以下の低速時は舵を左舷側に切り、ラストハンプ以上の高速時は舵を右舷側に切る。この保針時の当て舵特性は従来のホーバークラフト PP 5、PP 15 に関しても同様である。本節ではこのホーバークラフト独特の特性について、実船試験結果を紹介しシミュレーション計算結果との比較を行う。さらに、シミュレーション計算結果から当て舵の方向が船速により異なる原因について検討を加える。

この保針時の当て舵特性に関して Fig. 7 に横風及び斜め風下での保針時当て舵量の実船計測結果を示す。右舷側からの風を想定し舵角+は左舷側、-は右舷側への転舵を意味する。Fig. 7 ではフルード数約 0.65 のラストハンプ付近を境に当て舵量の符号が変化している。当て舵量の符号変化に関し、横風及び斜め風中では風速に依存せず同一の

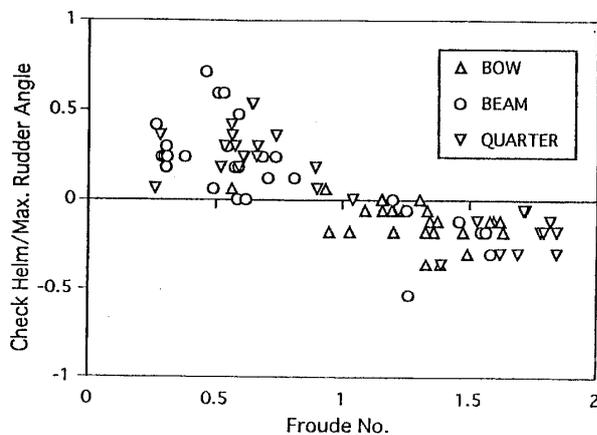


Fig. 7 Check helm for course keeping obtained by sea trials in wind at wind speed of 4-12 m/s

傾向を示す。尚、Fig. 7 の当て舵量は速力試験時に参考用に目視計測した結果であるため、定量的には注意する必要がある。しかし、船速に対する当て舵の方向変化に関しては明白な事実である。そこで、当て舵の計測結果とシミュレーション計算結果との定量的な比較は避け、当て舵の船速に対する定性的傾向との比較を試みる。

舵のみによる保針のシミュレーション計算結果を Fig. 8 に示す。風速 5 m/s の横風及び斜め風下での保針時当て舵量計算結果を示している。いずれの風向においてもラストハンプ付近において当て舵量の符号が変化し、Fig. 7 に示した実船試験結果の傾向と一致する。本シミュレーション計算結果は、実船の保針において当て舵の方向が船速により異なる傾向をよく説明している。

さらに、この当て舵の方向が船速により異なる原因について、前述の風速 5 m/s 横風状態でのシミュレーション計算結果から検討を加える。保針時定常状態での横力及び回頭モーメントの各力及びモーメントの成分を Fig. 9, 10 に示す。これらの図において風の影響項は風圧力成分、浮上用空気及びプロペラ流入空気の横方向運動量変化成分の合計である。横力及び回頭モーメント共にフルード数約 1.1 のときの舵力、舵モーメントでそれぞれ無次元化されている。スカート力及び風の影響による力は、横力に関してフルード数による符号の変化はないが、回頭モーメントに関してはフルード数 0.6~1.1 の間でそれぞれ符号が同じ方向に変化する傾向が見られる。したがって、これらの外力モーメントと釣り合う舵モーメントはラストハンプ付近で符号が変化する。つまり、本艇において保針のための当て舵の方向が船速により異なる原因として、スカートモーメント及び風の影響によるモーメントの符号がラストハンプ前後で変化することが考えられる。

5.2 旋回試験結果との比較

本節では実船の舵による旋回試験結果とシミュレーション計算結果を比較する。

Fig. 11, 12 に舵角 15 度での旋回試験結果及び計算結果

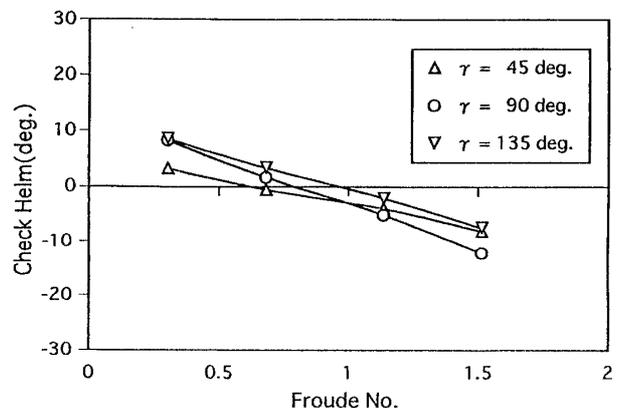


Fig. 8 Simulated check helm for course keeping in wind at wind speed of 5 m/s

を示す。Fig. 11 はアドバンス, Fig. 12 はタクティカルダイアを示している。実船試験は風速 2 m/s 及び 4~8 m/s の風速下で実施し, 計算は無風状態で行った。ホーパークラフトは強風下の旋回の際特に低速時に斜航角が大きくなり, アドバンスやタクティカルダイアを回頭角を基準に定める通常の方法と航跡から最大移動距離として定める方法では値が異なる。前者で定めた値は後者で定めた値の半分程度になる場合がある。通常の方法でアドバンス等を求めると過小評価する恐れがあるため, 本論文では回頭角を考慮せず単に航跡から最大移動距離として値を求めた。

Fig. 11, 12 において船速に対する定性的傾向を見ると, 実船試験結果にはフルード数の増加に対しアドバンス及びタクティカルダイアが増加し一般の高速艇と同じ傾向を示している。計算結果においてもフルード数の増加に伴いアドバンス等が増加する傾向が見られる。この船速影響の原因については 6.3 節で記す。また, 風速 2 m/s での実船試

験結果と無風状態での計算結果を定量的に比べると計算結果の方が大きめではあるが, 概ね実船試験結果と一致する。尚, これらの船速域において旋回中の平均回頭角速度は実船試験結果及び計算結果共に毎秒 2~4 度とよい一致を示した。

さらに, 計算状態を下記実船試験状態に合わせ風を考慮した計算を行い, その航跡と実船試験結果との比較を Fig. 13 に示す。尚, 以下の記述では旋回開始時の風向を初期風向と称す。実船試験は他船の航行の多い海域で実施したため 180 度回頭までしか行わなかった。

初期フルード数: 約 1.1

舵角 : 15 度

初期風向 : 向い

風速 : 2 m/s

風速及び初期風向を考慮したこの計算結果は, Fig. 11, 12 に示した無風時の計算結果に比べ実船試験結果とよく一致する。

以上保針及び舵による旋回について実船試験結果とシミュレーション計算結果との比較を行い, 本計算は保針時当舵の方向が船速により異なる傾向やアドバンス及びタク

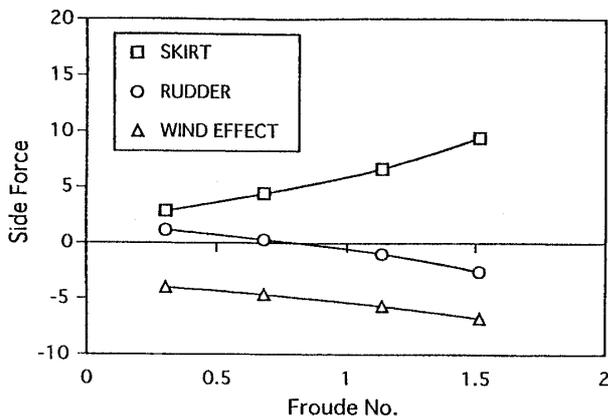


Fig. 9 Simulated side force for course keeping in beam wind at wind speed of 5 m/s, non-dimensionalized by the force of rudder at Froude no. of about 1.1

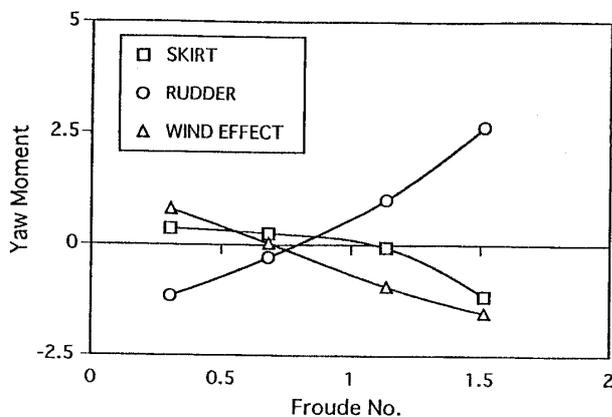


Fig. 10 Simulated yaw moment for course keeping in beam wind at wind speed of 5 m/s, non-dimensionalized by the moment of rudder at Froude no. of about 1.1

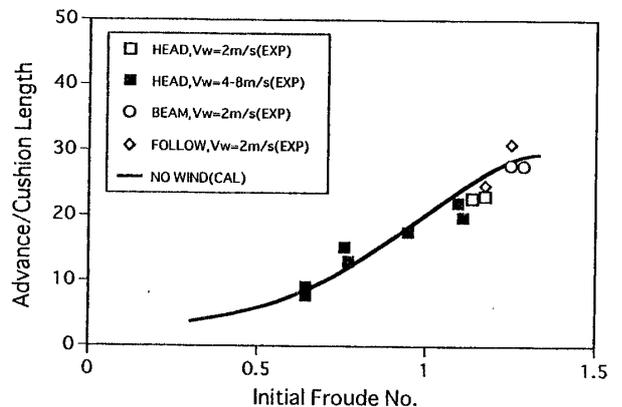


Fig. 11 Comparison with turning advance between sea trials and calculations

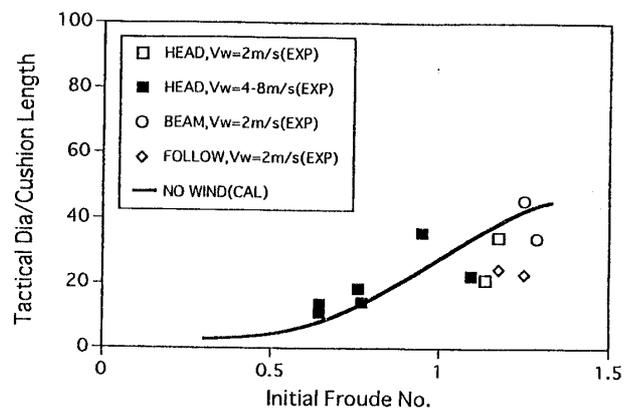


Fig. 12 Comparison with tactical diameter between sea trials and calculations

ティカルダイアの船速影響をよく説明していることを示した。また、アドバンス及びタクティカルダイアの計算結果は定量的に実船試験結果と概ね一致することを示した。これらのことから本計算法の有効性が検証されたと考えられる。

6. 旋回性能の検討

本章ではホーバークラフトの旋回性能に関し5章と同様MV-PP 10を対象に、実船試験で定量的に確認できなかった特性についてシミュレーション計算を用いて明らかにする。さらに、ホーバークラフトの操船に関し経験的に把握されている特性について数値的に検討する。

6.1 風向の影響

1章で記したようにホーバークラフトは風の影響を受け易い。MV-PP 10の海上運転の際、向い風状態では旋回し易く、追い風状態では逆に旋回しにくかった。特に高速時強風下追い風状態では15度程度の舵角ではほとんど旋回しない場合もあった。また、旋回性能に及ぼす風向の影響について、実船試験では風状態の変化や計測結果のばらつきも大きいため、その影響を定量的に明らかにすることはできなかった。そこで、本節ではシミュレーション計算により、旋回性能に及ぼす風向の影響について検討する。

5m/sの風速下において、舵による旋回のシミュレーション計算を行い、旋回開始後120秒間の旋回航跡及び旋回中の船速をFig. 14, 15に示す。初期フルード数は約1.1、舵角は15度で旋回を行った。尚、この計算においては各初期風向毎に初期フルード数約1.1となるプロペラピッチを定め、旋回中も各プロペラピッチ一定とした。Fig. 14の航

跡及び Fig. 15 の船速共に初期風向の影響が顕著に現れている。初期風向が向い風のとき、旋回当初は向い風による船速低下が大きく曲率半径は小さくなるが、旋回の進行で追い風状態になると逆に船速は増加し曲率半径は大きくなる。初期風向が追い風のときはこの逆の傾向となる。この傾向は自明のことであろうが、本節の冒頭で紹介した実船の傾向と一致する。また、初期風向が右横風のときは風下側に流される影響と追い風による船速増加の影響で最もタクティカルダイアが大きくなる。これらの計算結果の傾向は文献¹²⁾に報告されたシミュレーション計算結果の傾向と一致する。

このように旋回航跡が風向により変化する原因として、風により風下側に流されること及び風向による船速変化が

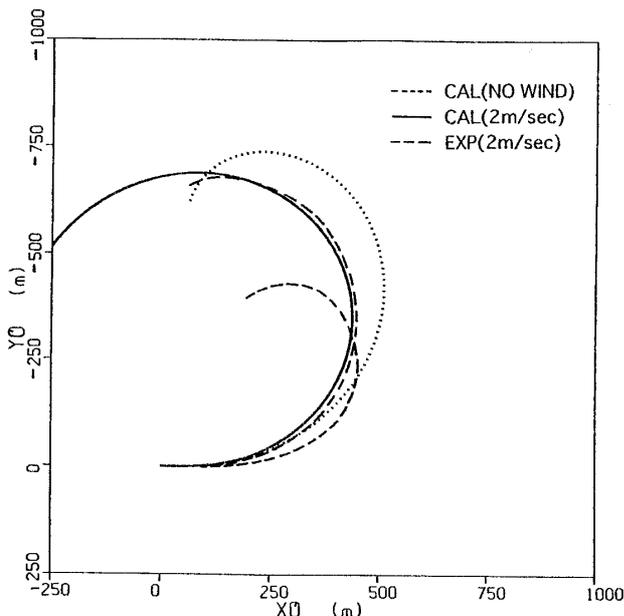


Fig. 13 Comparison with turning trajectory between sea trials and calculation in head wind at wind speed of 2 m/s

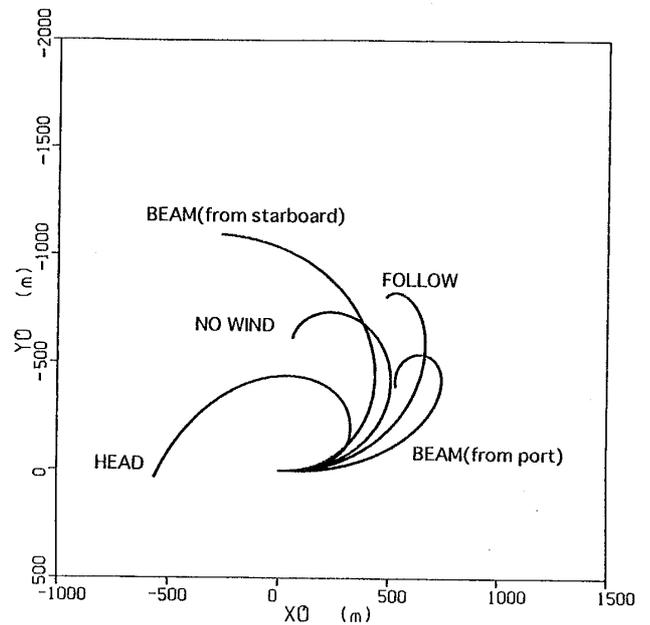


Fig. 14 Simulated turning trajectory in wind at initial Froude no. of about 1.1 and rudder angle of 15 degrees

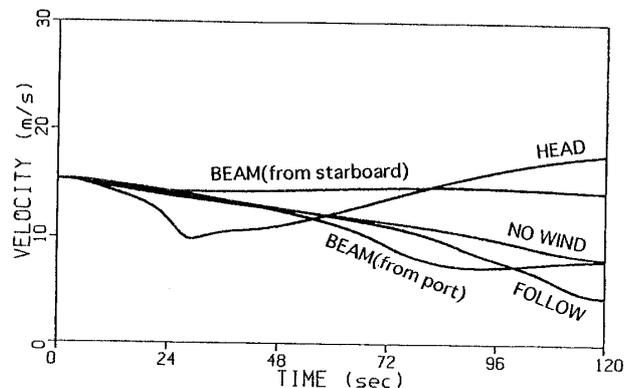


Fig. 15 Simulated craft velocity in turning in wind at initial Froude no. of about 1.1 and rudder angle of 15 degrees

考えられる。その他の原因としては、風圧力が艇体に及ぼす回頭モーメント及びプロペラ流入空気の横方向成分による回頭モーメントが挙げられる。しかし、これらのモーメントは通常互いに反対方向に作用するため支配的要因ではないと考えられる。

6.2 各操縦装置の旋回能力の違い

本艇の海上運転での旋回の際、舵よりもプロペラピッチ差を利用した方が旋回し易いとの知見が操船者から得られた。また、文献¹¹⁾ではスラスターの方が舵より旋回能力の高いことが指摘されている。操縦装置により旋回能力に差ができるかについては設計者にとって興味深い問題である。本艇は操縦装置として舵、両舷のプロペラ及びサイドスラスターの3種類の操縦装置を有する。この3種類の操縦装置の違いとして、同一方向の回頭モーメントを与えた場合、プロペラでは横力を発生せず、船尾に配置された舵と船首に配置されたサイドスラスターでは横力の発生する方向が異なることが挙げられる。そこで、各操縦装置単独で旋回を行った場合、旋回能力にどのような差異が生じるかについて本節で検討する。

ホーバークラフトの旋回においては、5章で示したように船速の影響が大きいので、同一の初期船速で旋回した場合旋回中の船速に差異が現れる。そこで、船速の影響を除外するため、同一船速での定常旋回状態において計算を行った。尚、本計算のフルード数約1.5の場合にはサイドスラスターやプロペラピッチ差による旋回力は実機の限界を越えた作動条件を与え計算を行った。

無風状態、同一船速で回頭角速度一定の旋回をする場合、各操縦装置で必要とする回頭モーメントの差異を Fig. 16 に示す。回頭角速度は 1.5 deg/sec 一定とし、回頭モーメントはフルード数約 1.1 のとき舵の発生する回頭モーメントで無次元化した。フルード数約 0.65 及び約 1.5 においては、旋回に要する回頭モーメントに各操縦装置による差異

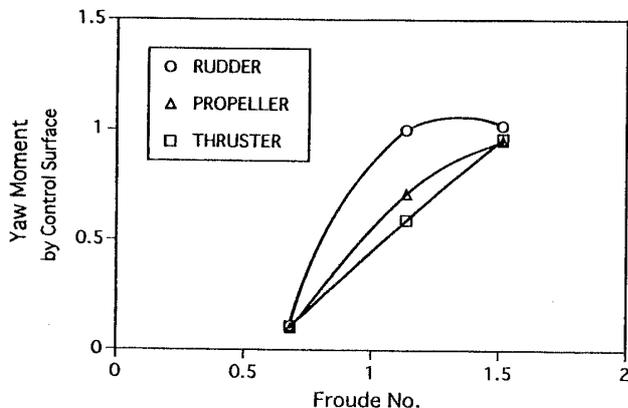


Fig. 16 Required yaw moment by control surface for constant yaw rate of 1.5 degrees/second under no wind, non-dimensionalized by the moment of rudder at Froude no. of about 1.1

はほとんど見られないが、フルード数1付近では操縦装置により旋回に要する回頭モーメントに差異が生じる。この船速域では回頭モーメントは小さい方からサイドスラスター、プロペラピッチ差、舵の順番である。本艇においては同一の回頭モーメントを与えた場合、この順番で旋回能力が高くなることになる。

次に、このように各操縦装置の旋回能力に船速影響が見られる原因について検討する。前述の通り各操縦装置では発生する横力に違いがあるため、旋回中の斜航角に若干の差異が生じる。この斜航角の差異により外力の回頭モーメントに違いが生じる。Fig. 17, 18 に相対風の影響による回頭モーメント及びスカートモーメントを示す。ここで、相対風の影響項は風圧成分及びプロペラ流入エアの横方向運動量変化による成分から成る。この相対風の影響による2つのモーメントは斜航角により差異が生じるが、その差異は互いに相殺し合い、結局 Fig. 17 に示すように操縦装置にほとんど回頭モーメントの相違は見られない。一方、ス

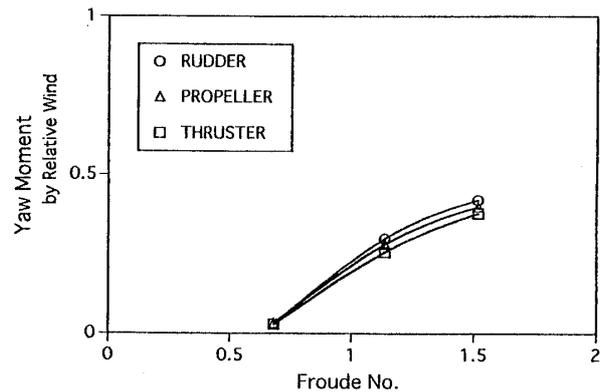


Fig. 17 Yaw moment by relative wind in constant yaw rate of 1.5 degrees/second under no wind, non-dimensionalized by the moment of rudder at Froude no. of about 1.1

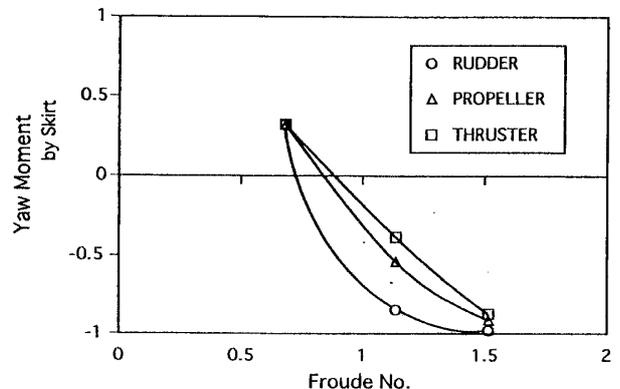


Fig. 18 Yaw moment by skirt in constant yaw rate of 1.5 degrees/second under no wind, non-dimensionalized by the moment of rudder at Froude no. of about 1.1

カートモーメントは Fig. 5 に示した通りフルード数約 1 のとき本計算での斜航角範囲 5~10 度において、斜航角の変化に対しモーメントは大きく変化するので、Fig. 18 のようにこの船速域で各操縦装置間にモーメントの相違が生じる。このようなスカートモーメントの特性が主要因となり、各操縦装置の旋回能力に船速影響が生じると考えられる。

本艇は航走時に旋回や大角度の変針を行う場合、通常フルード数 1 付近で行う。シミュレーション計算ではこの船速域において舵よりもプロペラピッチ差の方が旋回能力は高く、本節の冒頭で紹介した操船者の知見と一致する。

6.3 旋回力及び船速の影響

本節では操縦装置の発生する旋回力がアドバンス及びタクティカルダイアに及ぼす影響について検討する。

Fig. 19, 20 に無風時舵角一定での旋回及びサイドスラストを併用した舵角 15 度の旋回におけるアドバンス、タクティカルダイアを示す。舵のみによる旋回では、舵角 15 度以下において初期船速の増加に対しアドバンス等は急激に増加するが、サイドスラストを併用した場合及び舵角 30 度の場合、船速に対する増加傾向は緩やかである。高速時の旋回において、サイドスラスタを舵と併用したり、舵角を大きくする等の操船により旋回力を大きくすればアドバンス等をより小さくすることに効果的であると考えられる。

このように船速の増加に対しアドバンス等が増加する傾向は高速艇に共通の傾向であるが、ホーバークラフトの場合、他の高速艇以上に船速影響が大きい。その原因としては、スカートモーメントの船速影響が考えられる。Fig. 5 に示したようにラストハンプ以下の低速時には、斜航角に依存するスカートモーメントは旋回を助ける方向に作用する。一方、ラストハンプ以上の高速時にはその逆方向に作用する。本節の計算においてこの船速域で斜航角は 5 度程度であるが、斜航角 5 度近傍においては船速の増加と共に旋回を妨げるスカートモーメントは増大する。つまり、旋回時のスカートモーメントは、アドバンス等の船速影響を助長するように作用すると考えられる。

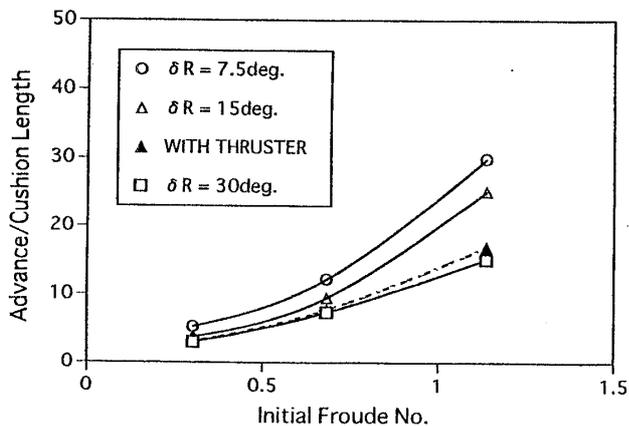


Fig. 19 Simulated turning advance under no wind

6.4 高速旋回時の斜航角急増現象について

ホーバークラフトは高速時にスカートが進行方向逆側に引張られ船首突込みをもたらすプロウイン現象を起こすことがある^{15),16)}。空気の動圧や水による摩擦抵抗等によるスカートが形状保持できず急激に引きずられ、船首突込みを引き起こすと考えられている。特に、旋回中斜航角が過大になったときにプロウイン現象が発生しやすくなる。英国 BHC ではホーバークラフト SR.N 5 の海上運転を基にして、斜航中のプロウイン現象を避けるため船速に応じて斜航角に制限を設けた。また、本艇では海上運転の際、高速旋回時に過大な旋回力を与えたとき、斜航角が急激に増大する現象が発生した。そこで、本節では船速・舵角一定による旋回のシミュレーション計算から高速旋回時の斜航角急増現象について検討を加える。

6.3 節では旋回力を高めるとアドバンス等を小さくする効果があることを示したが、旋回力がある限度を超えると、シミュレーション計算においても実船と同様に斜航角が急増する現象を示した。計算では高速旋回時に斜航角が 10 度を超えると、斜航角が急激に増大する。斜航角 10 度以内の旋回角速度は安定しているが、舵角を定常的に Fig. 21 に示す角度以上にすると斜航角は 10 度を超え増大する。海上試験においても初期フルード数約 1.5 からの舵による旋回の際、舵角 15 度以上で斜航角が急増する傾向が見られた。

この原因としてスカートモーメントが考えられる。斜航試験結果では、スカートモーメントは高速時に Fig. 5 に示すように斜航角 10 度にピークが現れた。本計算ではこの斜航試験結果を使用しているため、高速旋回時に斜航角が 10 度を超えると回頭モーメントの釣合がとれず斜航角が急増してしまう。斜航試験は斜航角の計測間隔が粗いため、10 度にピークがあるかについては検討の余地があるが、10 度から 20 度の間にピークがありそうである。スカートモーメントのピークが存在する限り斜航角がこのピークを超えると、つまり、過大な旋回力を与えると斜航角の増加が起こると考えられる。

斜航試験での回頭モーメントピーク時の斜航角は、フル

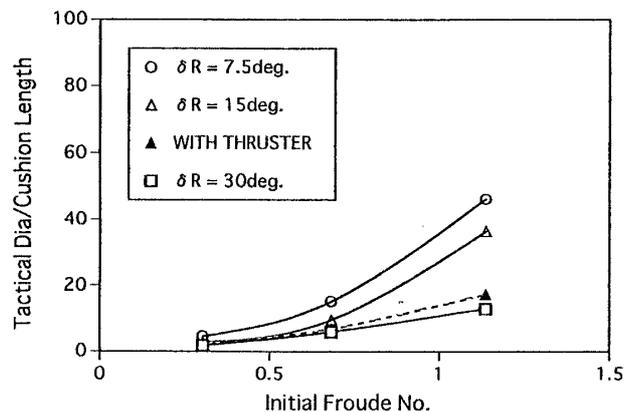


Fig. 20 Simulated tactical diameter under no wind

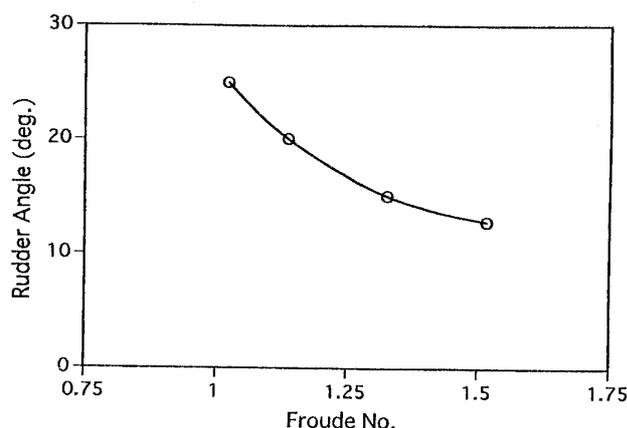


Fig. 21 Simulated rudder angle required for constant drift angle of 10 degrees in turning under no wind

ード数 1.5 以下の船速域において、BHC によるプロウインの限界斜航角の 1/4 以下である。Fig. 21 では舵角一定で検討したが、実際斜航角が急増する現象が発生しそうになったら、舵を戻す等の操作で対処可能である。このような操作が遅れ斜航角がプロウインの限界角を超えたときに、プロウインが発生する可能性が高まると考えるべきであろう。斜航中に発生するプロウインの解明にはヒールの影響やスカートに動的挙動を考慮する必要があり、本シミュレーションでは必ずしも十分な検討はできないが、プロウイン防止の観点からは高速旋回時には Fig. 21 で示した舵角を超えないようにする必要があると考えられる。

以上のシミュレーション計算による検討から、実際の操船においては、高速旋回時に斜航角を抑えるため、過大な旋回力を与えないようにするか、もしくは、減速してから旋回操作を行う必要があると考えられる。これらの操船は熟練操船者が経験的に得た知見でもあり、本計算により数値的確認がなされたと考えられる。また、実際の航行を考えた場合、Fig. 21 の結果は操船上貴重な知見であると考えられる。

7. 結 言

本論文では、MV-PP 10 の操縦性能について、実船試験結果を紹介すると共に、シミュレーション計算結果との比較を行い、計算法の妥当性について検討を行った。また、旋回のシミュレーション計算から風向の影響、各操縦装置の旋回能力における船速影響、旋回力・船速の影響及び高速旋回時の斜航角急増現象について検討を行った。本研究で得られた結論を要約すると以下の通りである。

- 1) 本艇の実船試験から次のことが明らかになった。
 - ・横風下または斜め風下での保針において、船速により舵切りの方向が異なるという特性を持つ。
 - ・旋回においては船速影響や風の影響が大きい。

- 2) シミュレーション計算結果は 1) に記した傾向をよく説明している。また、アドバンスやタクティカルダイヤは定量的に実船試験結果と概ね一致し、計算法の妥当性が確認された。

- 3) 水槽試験結果及びシミュレーション計算結果により下記のことが明らかになった。これらの知見は操船者が経験的に得た知見と一致し、本計算法により数値的確認がなされた。

- ・スカートに作用する回頭モーメントはフルード数 1 近傍で斜航角の変化に対しモーメントは大きく変化する。この特性が原因となり、フルード数 1 近傍では各操縦装置の旋回能力に差異が生じる。この船速域では舵よりスラスタやプロペラピッチ差の方が旋回能力が高い。
- ・スカートモーメントはフルード数 1 以上の高速域で斜航角 10 度付近にピークを持つ。実船では高速旋回時に過大な旋回力を与えると斜航角が急激に増大する現象が発生するが、この現象はこのスカートモーメントのピークに起因する。また、この現象を避けるための舵角制限値を示した。
- ・実際の操船においては高速旋回時に斜航角を抑えるように操船したり、減速してから旋回操作を行う必要がある。

今後の操縦性能シミュレーションの課題としては、角速度に依存するスカート力を厳密に扱うこと、ヒールの影響を考慮すること等が挙げられる。

本計算プログラムは今後のホーバークラフトの操縦装置の設計において有効なツールになると考えられる。さらに、本研究の成果が操船者の一助になれば幸甚である。

謝 辞

大分ホーバークラフト(株)及び三井造船(株)マリン事業部の関係各位には、実船試験の便宜を与えていただき、ご協力いただいた。(株)三井造船昭島研究所の関係各位には風洞試験及び水槽試験の際、ご尽力いただいた。青山学院大学村尾麟一先生には貴重なご助言をいただき、文献⁶⁾の入手にご協力いただいた。高品純志氏には定式化の際、有益なご討論・ご助言をいただいた。有田義裕氏にはシミュレーションプログラムの作成にご尽力いただいた。以上関係各位に対しここに記して謝意を表する。

参 考 文 献

- 1) 野尻武生, 村尾麟一, 森脇喜一: 南極用ホーバークラフト PP 05 A の操縦性に関する一考察, 第 22 回飛行機シンポジウム, (1984)
- 2) 村尾麟一, 野尻武生: ホーバークラフトの氷上斜航特性と旋回特性について, 第 23 回飛行機シンポジウム, (1985)
- 3) 村尾麟一, 村上純朗: 斜航する ACV のスカート抵

- 抗の計測, 第 27 回飛行機シンポジウム, (1989)
- 4) 村尾麟一, 杉浦仁志: 大迎角を持つプロペラの特性, 第 27 回飛行機シンポジウム, (1989)
 - 5) 村尾麟一: 氷上を航行する南極ホバークラフトの操縦シミュレーション, 第 27 回飛行機シンポジウム, (1989)
 - 6) 村上純朗: ACV 操縦シミュレーションモデルについて, 青山学院大学修論, (1991)
 - 7) 村尾麟一: 南極ホバークラフトの操縦シミュレーションモデル, 日本航空宇宙学会誌第 39 巻第 448 号, (1991)
 - 8) 村尾麟一: 無線操縦 ACV 模型による操縦特性の実験, 第 29 回飛行機シンポジウム, (1991)
 - 9) 川幡長勝, 三浦義浩: 垂直翼を持ったホバークラフトの横風および突風に対する影響, 第 29 回飛行機シンポジウム, (1991)
 - 10) David D. Moran: Overland dynamics of air cushion vehicle, AIAA/SNAME Advanced Marine vehicles Conference, (1978)
 - 11) R. W. Klein, G. Carpenter, R. Gran: Integrated control system design for the JEFF(B) Landing Craft Air Cushion Vehicle, (1982)
 - 12) Z. G. Wachnik, R.F. Messalle, J. A. Aein: Control simulation of air cushion vehicles, the 4th Ship Control System Symposium, (1975)
 - 13) 稲葉稔, 小沢宏臣, 小野志郎, 山下進, 吉野亥三郎: ディーゼル駆動式ホバークラフト MV-PP 10 について, 日本航空宇宙学会誌第 39 巻第 448 号, (1991)
 - 14) S. Ono, S. Yamasita, I. Yoshino, H. Ozawa, M. Inaba: Recent development of air cushion vehicles in Japan: HPMV'92, (1992)
 - 15) David Lavis: Air cushion craft, Naval Engineers Journal Vol. 97, No. 2, Chapter 7, (1985)
 - 16) Department of Industry (UK): Stability and control of hovercraft (Notes for commanders), (1980)