

超高速船の基本特性に関する研究

竹子 春弥*、平田 信行*、南 佳成*、角川 明*、
堀 利文*、菅井 信夫*、塚田 吉昭*、柳原 健*、
不破 健*、長屋 茂樹**、山口 眞裕***

An Investigation into the Fundamental Characteristics of High Speed Vessels

by

Haruya TAKESHI, Nobuyuki HIRATA, Yoshimasa MINAMI,
Akira KAKUGAWA, Toshifumi HORI, Nobuo SUGAI,
Yoshiaki TSUKADA, Tsuyoshi YANAGIHARA, Takeshi FUWA,
Shigeki NAGAYA and Masahiro YAMAGUCHI

Abstract

This report is a summary of the SRI research project entitled "An Investigation into the Fundamental Characteristics of High Speed Vessels" and a comprehensive report with supplement of experimental data and plots of operating high speed ships' data. More detailed contents are already published as the original papers and reports on each theme.

One of the objectives of the present investigation was to provide fundamental data and tools for the assessment and design of super high-speed vessels considering market needs of high-speed ship. Another objective was to develop the method of towing tank test for high-speed craft and to collect the experimental data of high-speed ships.

An already developed simulation program of a wing in surface effect ships' (WISES) motion was extended to consider the effect of lateral motion. It was found that the simulation model used in the present program was useful as a tool for assessing the safety of the WISES. A CFD code for solving unsteady flows was also developed for WISES and SES.

The experiments on a high-speed ship or a wing model were carried out in the Mitaka No.2 ship model experimental tank at the SRI.

The results of the present investigation are summarized as follows: a useful tool for evaluating the fundamental characteristics of a super-high speed ship was developed: valuable experimental data were also obtained.

* 推進性能部

** 科学技術特別研究員

*** 水海技術部

原稿受付 平成12年12月11日

審査済 平成14年1月16日

目次

1. はじめに
2. 超高速船の安全性の研究
 2. 1 はじめに
 2. 2 海面効果翼船の運動モデル
 2. 3 外乱に対するシミュレーション計算
 2. 4 まとめ
3. 超高速船等の性能調査
4. 高速船まわりの流場の研究
 4. 1 5孔ピート管の性能特性
 4. 2 静圧孔付き5孔ピート管の特性
 4. 3 半滑走型高速船の後方流場
 4. 4 翼付き高速船の船尾付近の流場計測
 4. 5 まとめ
5. 高速船の制御に関する研究
 5. 1 パラメータ変更による基礎実験
 5. 2 制御面としての水中翼の基本特性
 5. 3 下向き揚力体としての単独翼の特性
 5. 4 まとめ
6. CFDを用いた高速船の流体力学的性能の推定
 6. 1 はじめに
 6. 2 複雑形状を有する高速船まわりの流れ解析
 6. 3 SESの運動計算
 6. 4 まとめ
7. 内航高速船の船型改良の研究
8. むすび
 8. 1 総合成果
 8. 2 今後の課題

参考文献

- 本研究の成果発表論文
- 本文中で参照した論文

1. はじめに

社会経済的環境や海上輸送ニーズの変化に伴いテクノスパーライナーから内航フェリーに至るまで種々の高速船が開発されている。そして、さらに将来の超「超高速船」の研究の必要性が指摘されている。しかし、超高速船はもとより、高速船もその歴史が浅く、社会経済的な位置づけも未確定で、船型開発の基礎となるデータも不十分である。今後の発展のためには、各種の基礎的な検討資料がさらに必要となる。また、高速船や新形式船に特有な特性や要素も多く、この面での研究実績の積み重ねも不可欠である。本報告は、このような立場から高速船に関連する諸問題を検討し、流体現象と制御性能について将来

の研究開発の基礎づくりを行う目的で平成8年度から平成10年度にかけて行われた指定研究「超高速船の基本特性に関する研究」の研究成果について紹介するものである。

平成3年から平成7年度に行われた特別研究「海面効果翼船の性能および安全評価に関する研究」の継続的研究として、海面効果翼船の安全性に関連する事項の検討を進めた。また、安全性評価をより高度にするために時間ベースの船体運動シミュレーションコードを、6自由度運動モデルに拡張し安全評価ツールとして完成させ、横風や波浪外乱に対する検討を行った。

また、今後の超高速船に必要と思われる要素、問題点を整理するために、現在開発されている高速船及び比較対象として貨物船等の運航状況の調査を行い、データを取りまとめた。

数値計算を用いて高速船の流体力学的な性能を推定するために、実用的な複雑形状の高速船まわりの自由表面流れも計算できるマルチブロック法に基づく汎用NSコードを開発した。また、超高速船の耐航性能推定ツールの整備を目的に、波浪中におけるSESの運動を解析するCFDに基づく計算法を開発した。

実験計測技術に関しては、高速船の基礎試験データ及び実験制御技術の整備を目的として、高速船の航走姿勢パラメータ変更を容易に行えるような実験システムの構築と実験を行った。また、制御面としての第1段階としての水中翼単体の平水中及び波浪中の流体力計測を行い基本特性の調査を行った。さらに、高速船の流場解析による評価方法を調査検討するために、船尾流場データを計測するとともに後方伴流解析を行った。

一方、近年カーフェリーなどの内航船も高速化の傾向を強めている。この内航高速船の高速化に対応するため、高速排水量型の船型試験データの蓄積とそれに併せて船型改良を行うことを目的として、改善方法の工夫検討と模型試験の追加を行った。

以上に述べた研究成果について総合的にとりまとめて以下に紹介する。

2. 超高速船の安全性の研究

2.1 はじめに

超高速船の総合的な安全評価を行うためには、様々な状況、海象条件下での運動特性を把握し、安全性に影響及ぼす状況及び運航上の問題点を抽出する必要がある。海面効果翼船(WISES)の場合、海面すれすれを航行するために翼端における海面との間隔(クリアランス)が小さくなる。海面と翼端の間隔が小さくなると、横方向の風や波浪によってロール運動が生じて接水する可能性も考えら、横方向の運動特性についても検討しておく必要がある。しかし、WISESの安全性に

直接関わる縦運動を中心に研究が進められ、横方向動に関する運動特性の実験及び研究はほとんど行われていなかった¹⁸⁾。

そこで、様々な条件下での風、波浪に対する応答特性を調べるために、新たに WISES の6自由度運動シミュレーションプログラムを開発した。本シミュレーションモデルを用いて、横方向の外乱も含めて WISES の固有の特性並びに航行上の問題点について検討を行った⁶⁾。

2. 2 海面効果翼船の運動モデル

本研究では、WISES の運動特性を検討するために、船体固定座標系 G-XYZ における6自由度のオイラーの運動方程式を支配方程式とし、海面効果の影響は流体力を高度の関数として表現することにより考慮した¹⁹⁾。なお、WISES の軌跡は地球固定座標系 O-X_cY_cZ_cを用いて記述し、これらの座標系を図2.1に示す。

$$\begin{aligned} m(\dot{U} + QW - RV) &= X_a + X_c \\ m(\dot{V} + RU - PW) &= Y_a + Y_c \\ m(\dot{W} + PV - QU) &= Z_a + Z_c \\ I_{XX}\dot{P} - I_{XZ}\dot{R} - QR(I_{YY} - I_{ZZ}) - I_{XZ}PQ &= L_a + L_c \\ I_{YY}\dot{Q} - I_{XZ}(P^2 - R^2) + PR(I_{XX} - I_{ZZ}) &= M_a + M_c \\ I_{ZZ}\dot{R} - I_{XZ}\dot{P} - PQ(I_{XX} - I_{YY}) + I_{XZ}QR &= N_a + N_c \end{aligned} \quad (2.1)$$

ここで、 m は船体質量、 I_{xx} 、 I_{yy} 、 I_{zz} は慣性能率、 I_{xz} は慣性乗積を表す。 U 、 V 、 W は船体軸 X、Y、Z 方向のそれぞれの速度で、 P 、 Q 、 R は船体軸 X、Y、Z 軸周りのそれぞれの角速度である。また、船体に生じる空気力を X_a 、 Y_a 、 Z_a 、空力モーメントを L_a 、 M_a 、 N_a とし、制御面によって生じる制御力を X_c 、 Y_c 、 Z_c とし、制御力モーメントを L_c 、 M_c 、 N_c とする。上付「 \cdot 」は

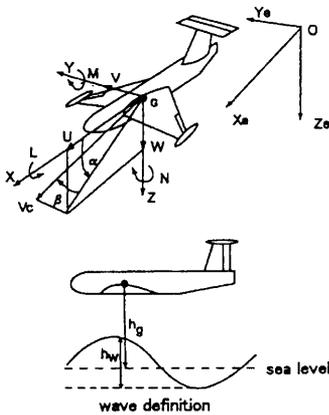


図2.1 座標系

その変数の時間微分を表す。座標系において、海面から重心までの重心高度を h_g で表し、波浪は規則的なうねりを想定し、波長 λ_w 、波高 h_w 及び WISES の進行方向と波との出会い角 χ_w で規定される二次元正弦波とした。

WISES の流体力は模型の流体力計測実験により求めた。式(2.1)の流体力は実験データをもとに直接状態変数をパラメータ

とした関数近似で表す方法も考えられるが、流体力と状態変数の関係を完全に把握することが難しく、その関係を明らかにするためには多大な実験工数が必要になる。そこで、本運動モデルを簡便で取り扱いやすくするため、流体力は釣り合い状態からの微小変化を仮定して摂動展開する線形表現を用いた。しかし、WISES では高度に応じて空力特性が大きく変化し、一般に強い非線形性を示す。本運動モデルの適用範囲を広げるために、高度の変数を有限の微小空間に分割して考え、区間内において流体力はその高度における流体力微係数を用いて線形表現する。このように、WISES の流体力は航行高度変化に応じて摂動展開中心を変更していく区間線形表現を用いている⁶⁾。また、高度が大きく変化した場合でも線形表現を繰り返して行い、非線形性が強い WISES の運動を大局的に表現することができる。

例えば、高度が h_{g0} の場合、

$$\begin{aligned} X_a &= X_0(h_{g0}, \alpha_0, \dots) \\ &+ \frac{\partial X}{\partial h_g} \Big|_{h_g=h_{g0}, \alpha=\alpha_0, \dots} (h_g - h_{g0}) \\ &+ \frac{\partial X}{\partial \alpha} \Big|_{h_g=h_{g0}, \alpha=\alpha_0, \dots} (\alpha - \alpha_0) + \dots \end{aligned} \quad (2.2)$$

次に、高度が h_{g1} に変化した場合

$$\begin{aligned} X_a &= X_1(h_{g1}, \alpha_1, \dots) \\ &+ \frac{\partial X}{\partial h_g} \Big|_{h_g=h_{g1}, \alpha=\alpha_1, \dots} (h_g - h_{g1}) \\ &+ \frac{\partial X}{\partial \alpha} \Big|_{h_g=h_{g1}, \alpha=\alpha_1, \dots} (\alpha - \alpha_1) + \dots \end{aligned} \quad (2.3)$$

また、模型の流体力計測実験のデータも線形微係数を求めるだけでよく、近似精度は高度の微小区間の間隔を小さくしていくことで向上する。

この区間線形の考え方に従い、運動モデルに用いた区間線形化された流体力および流体力モーメント X_a 、 Y_a 、 Z_a 、 L_a 、 M_a 、 N_a を以下に示す。

$$\begin{aligned} X_a &= \frac{1}{2} \rho S_w V_c^2 \{ C_{X0}(\frac{h_g}{c}) \\ &+ \frac{\partial}{\partial \alpha} C_X(\frac{h_g}{c}) \alpha + \frac{\partial}{\partial q} C_X(\frac{h_g}{c}) q + \frac{\partial}{\partial \beta} C_X(\frac{h_g}{c}) \beta + \frac{\partial}{\partial \phi} C_X(\frac{h_g}{c}) \phi \} \\ Y_a &= \frac{1}{2} \rho S_w V_c^2 \{ C_{Y0}(\frac{h_g}{c}) \\ &+ \frac{\partial}{\partial \beta} C_Y(\frac{h_g}{c}) \beta + \frac{\partial}{\partial \phi} C_Y(\frac{h_g}{c}) \phi + \frac{\partial}{\partial p} C_Y(\frac{h_g}{c}) p + \frac{\partial}{\partial r} C_Y(\frac{h_g}{c}) r \} \\ Z_a &= \frac{1}{2} \rho S_w V_c^2 \{ C_{Z0}(\frac{h_g}{c}) \\ &+ \frac{\partial}{\partial \alpha} C_Z(\frac{h_g}{c}) \alpha + \frac{\partial}{\partial q} C_Z(\frac{h_g}{c}) q + \frac{\partial}{\partial \beta} C_Z(\frac{h_g}{c}) \beta + \frac{\partial}{\partial \phi} C_Z(\frac{h_g}{c}) \phi \} \\ L_a &= \frac{1}{2} \rho S_w V_c^2 c_w \{ C_{L0}(\frac{h_g}{c}) \\ &+ \frac{\partial}{\partial \beta} C_L(\frac{h_g}{c}) \beta + \frac{\partial}{\partial \phi} C_L(\frac{h_g}{c}) \phi + \frac{\partial}{\partial p} C_L(\frac{h_g}{c}) p + \frac{\partial}{\partial r} C_L(\frac{h_g}{c}) r \} \\ M_a &= \frac{1}{2} \rho S_w V_c^2 c_w \{ C_{M0}(\frac{h_g}{c}) \\ &+ \frac{\partial}{\partial \alpha} C_M(\frac{h_g}{c}) \alpha + \frac{\partial}{\partial q} C_M(\frac{h_g}{c}) q + \frac{\partial}{\partial \beta} C_M(\frac{h_g}{c}) \beta + \frac{\partial}{\partial \phi} C_M(\frac{h_g}{c}) \phi \} \\ N_a &= \frac{1}{2} \rho S_w V_c^2 c_w \{ C_{N0}(\frac{h_g}{c}) \\ &+ \frac{\partial}{\partial \beta} C_N(\frac{h_g}{c}) \beta + \frac{\partial}{\partial \phi} C_N(\frac{h_g}{c}) \phi + \frac{\partial}{\partial p} C_N(\frac{h_g}{c}) p + \frac{\partial}{\partial r} C_N(\frac{h_g}{c}) r \} \end{aligned} \quad (2.4)$$

WISES の制御面としてはエレベータ、ラダー、エルロンがあり、その操作によって生じる制御力および制御力によるモーメント X_c 、 Y_c 、 Z_c 、 L_c 、 M_c 、 N_c は流体力の表現と同様に区間ごとに展開して1次近似で表現される。エレベータ、ラダー、エルロンの操作量は、それぞれ δ_e 、 δ_r 、 δ_a で表す。

$$\begin{aligned} X_c &= \frac{1}{2}\rho S_w V_c^2 \left\{ \frac{\partial}{\partial \delta_e} C_X \left(\frac{h_g}{c} \right) \delta_e + \frac{\partial}{\partial \delta_r} C_X \left(\frac{h_g}{c} \right) \delta_r + \frac{\partial}{\partial \delta_a} C_X \left(\frac{h_g}{c} \right) \delta_a \right\} \\ Y_c &= \frac{1}{2}\rho S_w V_c^2 \left\{ \frac{\partial}{\partial \delta_e} C_Y \left(\frac{h_g}{c} \right) \delta_e + \frac{\partial}{\partial \delta_r} C_Y \left(\frac{h_g}{c} \right) \delta_r + \frac{\partial}{\partial \delta_a} C_Y \left(\frac{h_g}{c} \right) \delta_a \right\} \\ Z_c &= \frac{1}{2}\rho S_w V_c^2 \left\{ \frac{\partial}{\partial \delta_e} C_Z \left(\frac{h_g}{c} \right) \delta_e + \frac{\partial}{\partial \delta_r} C_Z \left(\frac{h_g}{c} \right) \delta_r + \frac{\partial}{\partial \delta_a} C_Z \left(\frac{h_g}{c} \right) \delta_a \right\} \\ L_c &= \frac{1}{2}\rho S_w V_c^2 c_{ul} \left\{ \frac{\partial}{\partial \delta_e} C_L \left(\frac{h_g}{c} \right) \delta_e + \frac{\partial}{\partial \delta_r} C_L \left(\frac{h_g}{c} \right) \delta_r + \frac{\partial}{\partial \delta_a} C_L \left(\frac{h_g}{c} \right) \delta_a \right\} \\ M_c &= \frac{1}{2}\rho S_w V_c^2 c_{ul} \left\{ \frac{\partial}{\partial \delta_e} C_M \left(\frac{h_g}{c} \right) \delta_e + \frac{\partial}{\partial \delta_r} C_M \left(\frac{h_g}{c} \right) \delta_r + \frac{\partial}{\partial \delta_a} C_M \left(\frac{h_g}{c} \right) \delta_a \right\} \\ N_c &= \frac{1}{2}\rho S_w V_c^2 c_{ul} \left\{ \frac{\partial}{\partial \delta_e} C_N \left(\frac{h_g}{c} \right) \delta_e + \frac{\partial}{\partial \delta_r} C_N \left(\frac{h_g}{c} \right) \delta_r + \frac{\partial}{\partial \delta_a} C_N \left(\frac{h_g}{c} \right) \delta_a \right\} \end{aligned} \quad (2.5)$$

運動モデルに用いた流体力の静的微係数は船舶技術研究所の変動風水洞で行った流体力計測により求めた。また、縦方向の動的微係数は三鷹第2試験水槽で行った強制動揺試験結果から求め²⁰⁾、横方向の動的微係数は高度変化の影響が少ないと考えて航空機に用いる推定式により求めた¹⁹⁾。

WISES の外乱の影響には、風及び波浪が挙げられる。風は、応答特性の違いから一様風と突風の2種類について検討する。風の影響は、支配方程式の流体力の表現において相対速度変化として考慮した。すなわち、WISES の重心位置における船体固定座標系での突風成分を u_g 、 v_g 、 w_g 、平衡状態での速度を U_0 、 V_0 、 W_0 とすると、突風による見かけ上の相対速度 U' 、 V' 、 W' 、相対迎角変化量及び相対横流れ角変化量 α 、 β は以下のように表される。

$$\begin{aligned} U' &= U_0 + u + u_g & V' &= V_0 + v + v_g \\ W' &= W_0 + w + w_g \\ \alpha_0 + \alpha' &= \tan^{-1}(W'/U') \\ \beta_0 + \beta' &= \tan^{-1}(V'/V'_c) \end{aligned} \quad (2.6)$$

但し、

$$V'^2_c = U'^2 + V'^2 + W'^2 \quad (2.7)$$

この相対速度 V'_c 、相対迎角変化量及び相対横流れ変化量 α' 、 β' を(2.4)、(2.5)式の V_c 、 α 、 β と置き換え、突風及び一様風によって WISES に作用する空気力、空力モーメントの変化を表現する。

波浪による影響は、海面と重心位置での相対高度変化及び波傾斜が考えられる。相対高度変化は、流体力の中で用いられる微係数が重心高度 h_g の関数であるために船の重心高度 h_g から波高さ h_w を差し引いた海面からの相対高度 h'_g を用いて、重心高度 h_g を相対高度 h'_g と置き換えることにより表現した。

$$h'_g = h_g - h_w \quad (2.8)$$

波傾斜の影響は、WISES の翼は空中にあるために波の orbital-motion から直接影響を受けず、波面の変化に対する相対的な姿勢変化として考えられる。追い波や向い波のような縦方向の波は WISES の進行方向の慣性力が大きく、波との出会い周波数が高いために波の傾斜角による揚力変化はあまり見られず、縦方向の波では波の傾斜角の影響が小さいことが分った。一方、横波の場合には左右の翼で海面からの相対高度が変わり、左右の翼の揚力差から大きなロールモーメントが生じる。横方向の慣性能率 I_{zz} は縦方向の慣性能率 I_{xx} に比べて小さいため、ロールモーメントの変化により大きな横運動を生じることが考えられる。これより、本研究では横方向の波に対してのみ波傾斜の影響を考慮する。実際に航行するような海域で遭遇する波の波長は船の大きさに比べて長いいため、横波における波傾斜の変化を相対ロール角変化 ϕ' として近似できると仮定した。波傾斜の影響は、波傾斜を ϕ_w とすると

$$\phi' = \phi + \phi_w \quad (2.9)$$

として表現する。

2.3 外乱に対するシミュレーション計算

具体的な WISES の安全性評価用のデータを収集するために、実際の運航状況を想定した外乱条件に対応したシミュレーションを行い、WISES の応答特性を検討する。

WISES に対する外乱は、風、波浪が考えられ、風に関しては一様風、突風の2種類とした。対象モデルは、特別研究「海面効果翼船の性能および安全評価に関する研究」において船舶技術研究所で試設計を行った100人乗りの逆デルタ翼を持つトリピッシュ型 WISES とした²¹⁾。その主要目を表2.1に示す。初期の平衡条件は、安全性と経済性のバランスから重心高度を翼弦長 c で無次元化した無次元重心高度 h_g/c を0.4とし、ピッチ、ロール、ヨウの姿勢角は0度で船体重量と揚力が釣り合うように航行速度を決めた。

WISES は高度によって運動特性が大きく変化するため、安定した航行には制御系も運航上重要な要素になり、運動モデルにもフィードバック制御系を組み込んでいる。全状態量(速度、高度、姿勢角、姿勢角速度)をフィードバックして目標航路と実際の航路との偏差が0になるように、制御面(エレベータ、ラダー、エルロン)を操作している。この制御ゲインは、2次評価関数を最小化する最適レギュレータ理論によりチューニングを行った²²⁾。WISES の支配方程式の時間積分には、4次のルンゲ・クッタ法を用いた。

表 2.1 主要目

| | | | |
|---------------------|-------|-----------|-------|
| 質量 | m | 3 2 6 4 0 | kg |
| 乗員 | | 1 0 0 | 名 |
| 平均翼弦長 | c | 8. 8 | m |
| 機体長さ | L | 3 0. 0 | m |
| 主翼面積 | S_w | 1 1 1. 4 | m^2 |
| 主翼アスペクト比 | AR | 2. 0 | |
| 尾翼面積 | S_r | 5 3. 0 | m^2 |
| 重心高度 | h_g | 3. 5 2 | m |
| 航行速度($h_g/c=0.4$) | V_c | 9 9. 5 | m/s |

2. 3. 1 一様風に対する応答

はじめに、WISES の定常外乱に対する応答特性を検討するために、高度、風向、風速をパラメータとした一様風に対するシミュレーション計算を行った。航行高度は、安全性や経済性の観点から無次元重心高度 $h_g/c=0.4$ が想定されるが、高度の影響を調べるために $h_g/c=0.2, 0.4, 0.6$ の3種類の高度について調べた。風速に関しては、風速の影響の差を見るために穏やかな海域と通常航行する海域として $1.0m/s$ (Beaufort 階級 1 相当) と $5.0m/s$ (Beaufort 階級 3 相当) の2種類の速度に関してシミュレーションを行った。シミュレーション条件を表 2.2 にまとめる。風向の定義は、図 2.2 に示すように航空機に用いる座標系に従う¹⁹⁾。一様風に対する応答結果を、最終的に釣り合った高度、航行速度、姿勢角に整理し図 2.3 に示す。この結果から風速が $1.0m/s$ の場合には、風向を変えても初期の高度で釣り合うことが分かった。航空機が一様風を受けた場合に異なる高度へ移行することを考えると、この現象は WISES 固有の傾向であ

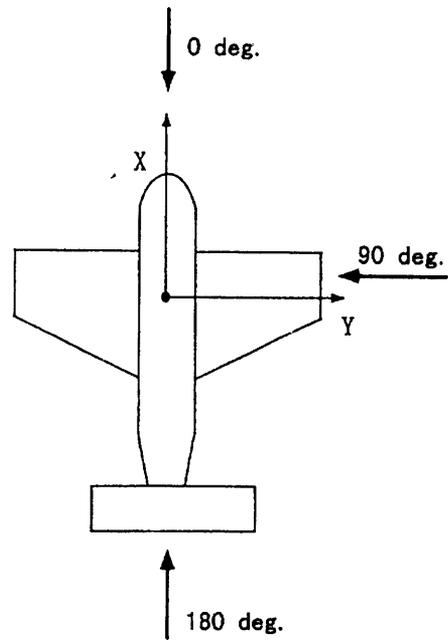


図 2.2 風向の定義

ると言える。運動シミュレーション結果から、WISES が一様風を受けて高度変化が生じ、海面効果によってまた揚力及びピッチモーメントが変化する。この高度変化に対する揚力やピッチモーメントの変動が、見かけ上復原力及び復原モーメントとして作用する。その結果、一様風による揚力変化が復原力及び復原モーメントより小さい場合は初期の釣り合い高度に戻っていると考えられる。一方、風速が $5m/s$ の場合は、風向で $0\sim 60$ 度、 $135\sim 180$ 度で初期の高度と異なる高度へ移行しており、海面効果による復原力及び復原モーメントより一様風による揚力変化が大きくなっていると考えられる。WISES の一様風による応答特性から一様風の大きさによる高度安定性があり、安全側に海面効果が働いていることが分る。

一様風は、風速の小さい場合には航空機のような高度変化を生じないために WISES の安全性に大きな影響を及ぼさないと考えられる。しかし、風速の大きさと高度維持可能な領域の関係は船の大きさや航行速度などの要素も含まれるために定量的な評価は困難であり、今後さらにシミュレーション結果の蓄積や様々な船型や航行条件に対して検討していく必要があると考えている。

表 2.2 一様風のシミュレーション条件

| | |
|-----------------|--------------------------|
| 無次元重心高度 h_g/c | 0.2, 0.4, 0.6 |
| 水平方向における風向 | $0\sim 180$ 度 間隔 15 度 |
| 風速 | $1.0 m/s, 5.0 m/s$ |
| 航行速度 | $99.55 m/s$ |

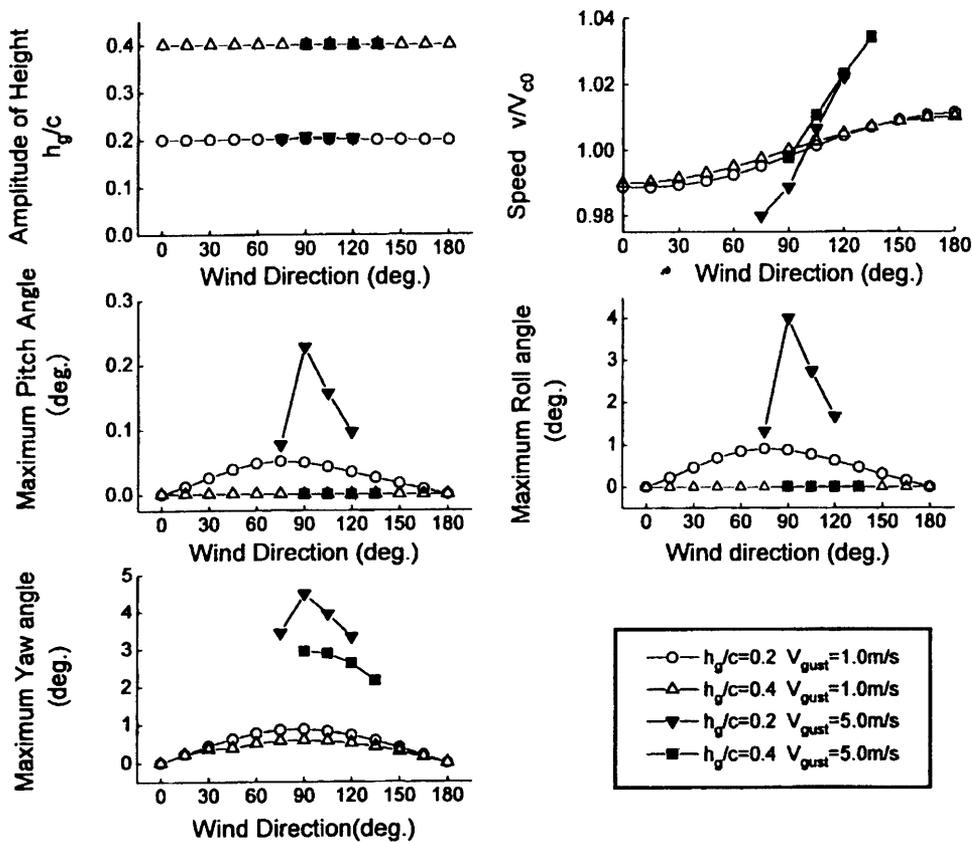


図 2.3 一様風における WISES のシミュレーション計算結果

2. 3. 2 突風に対する応答

WISES の突風に対するシミュレーションを行い、WISES の外乱に対する応答特性を検討した。シミュレーション条件は表 2.3 に示す。今回、縦運動、横運動の違いを明らかにするために、突風の風向きをパラメータとした。風速は、WISES の航行で想定している海象条件としてビューフォート階級 3 の平均風速 (5.0 m/s) の 2 倍の大きさと設定し、10.0m/s とした。突風応答の結果は、最大加速度、クリアランス (高度余裕)、姿勢角を評価指標として整理し、図 2.4 にまとめて示す。ここで、クリアランスとは胴体、翼端等の船体部分のうち海面からの高度が最小の値である。

表 2.3 突風のシミュレーション条件

| | |
|-----------------|------------------------|
| 無次元重心高度 h_g/c | $h_g/c=0.2,0.1,0.6$ |
| 水平方向における風向 | 0~180deg. 間隔 15deg. |
| 風速 | 10.0m/s |
| 航空機の航行速度 | 99.55m/s |
| WISES の航行速度 | 89.55m/s |

クリアランスが負の方向に行くほど地面に近いことを意味する。海面効果による WISES 固有の運動特性か否かを検討するために同サイズの航空機のシミュレーション結果も加えた。これらの結果から各評価項目の値は高度によって変化しているが、最大加速度、ロール角、ヨー角の定性的な傾向は航空機と同様であることが分かった。しかし、安全性に密接に関係するクリアランスは高度によって大きく変化している。突風応答のシミュレーションから、クリアランスは $h_g/c=0.2$ のときに縦方向 (向い風、追い風) の突風で小さくなっている。しかし、 $h_g/c=0.6$ では横方向からの突風ではすべて接水している。これより、安全性に関わるクリアランスは高度が高くなると縦方向の外乱より横方向の外乱に対して問題になることが分る。この現象を解釈するために、横風で海面効果内の高度 $h_g/c=0.3, 0.4, 0.5$ におけるシミュレーションの時系列データを図 2.5 に示す。減衰特性および過渡応答を検討するために初期応答部分に着目すると、横風でもピッチ角の応答が生じ、ピッチとロールの連成運動をしている。さらに、高度が高くなる

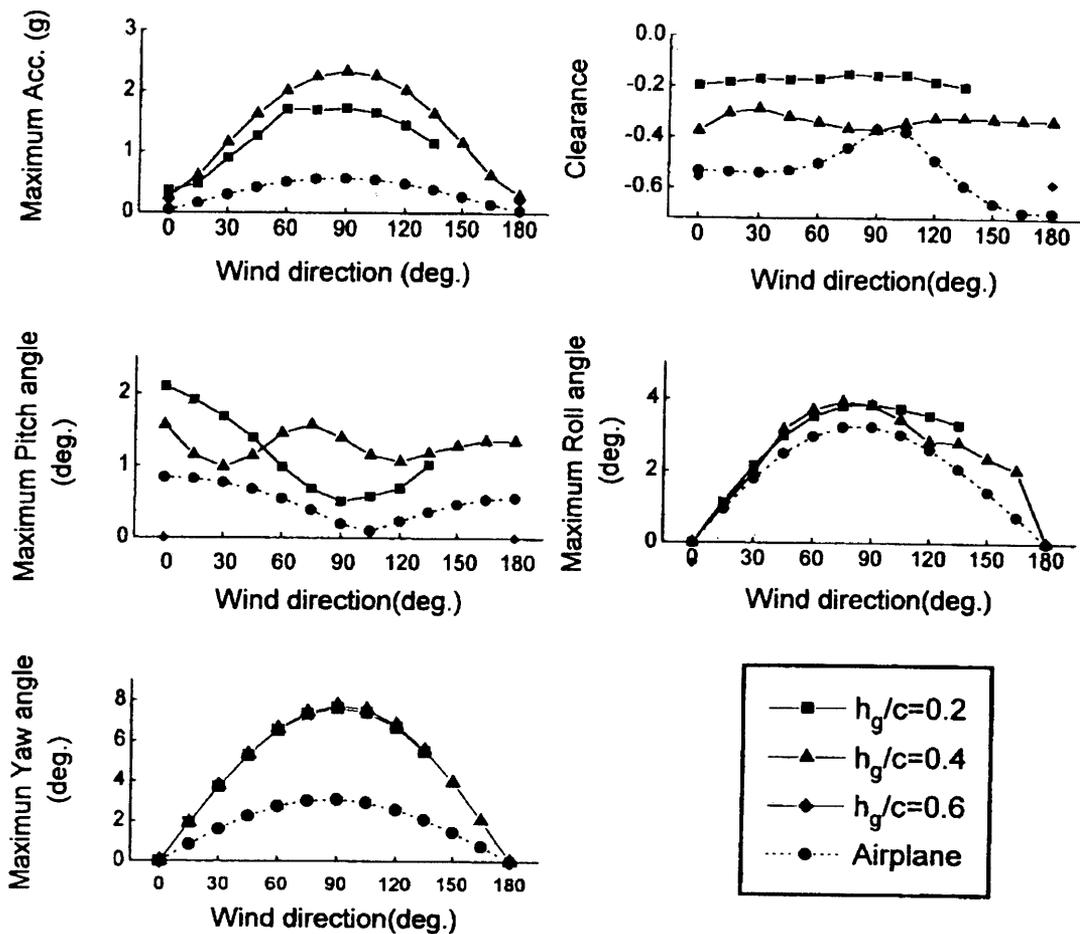


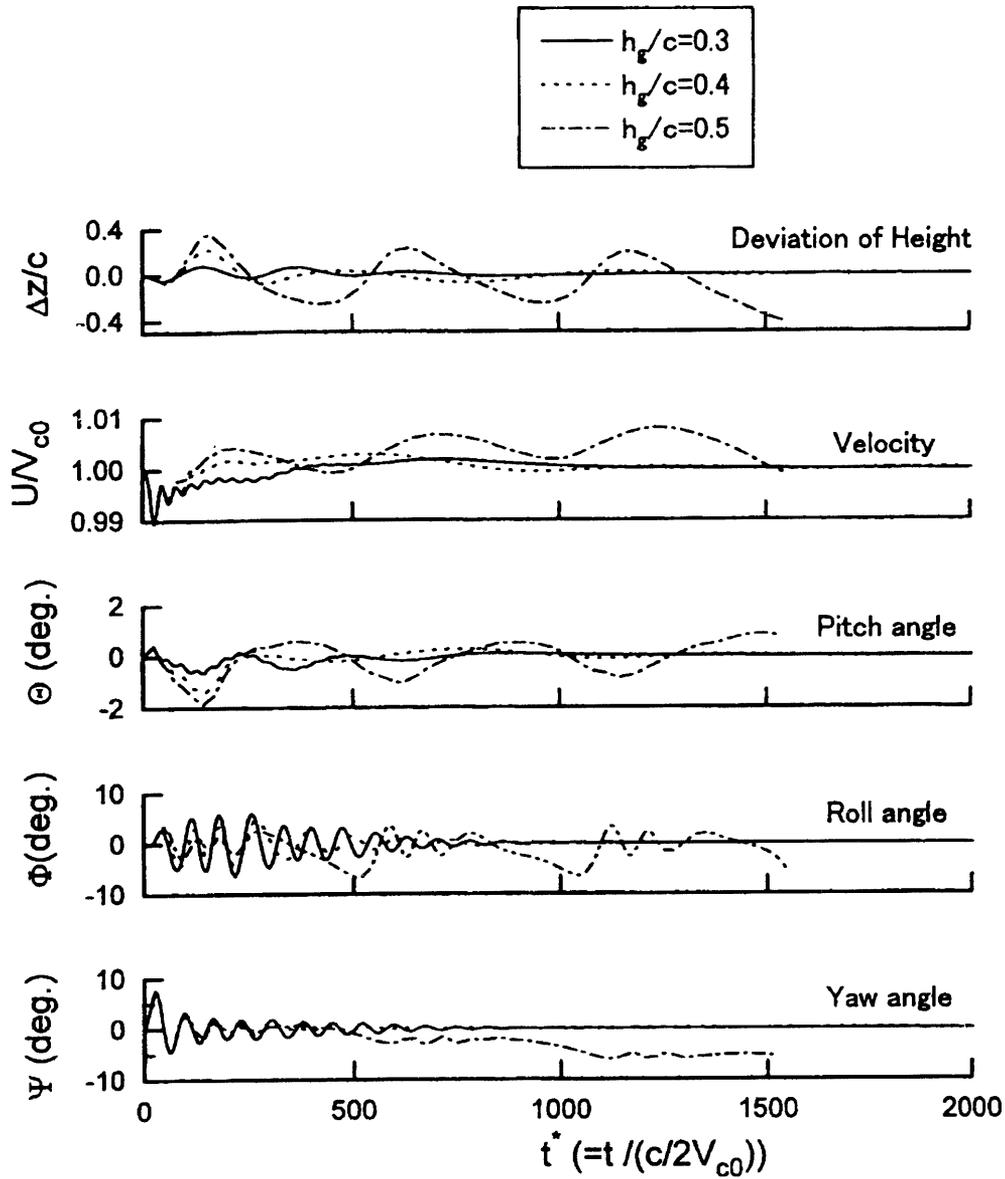
図 2.4 突風における WISES のシミュレーション計算結果

につれてロール運動の減衰特性が悪化している。ロール運動は、左右の翼の高度差から海面効果によって生じる揚力に差が生じ、ロールモーメントを誘起するが、高度が高くなるにつれて海面効果の影響が小さくなるためにロールモーメントも小さくなる。一方、縦方向の運動特性の検討結果からピッチ運動は高度が低いときは海面効果による大きな復原モーメントが作用し、ピッチ運動が抑えられることが分っている⁶⁾。この傾向から、高度が低い場合はロール運動がピッチ運動との連成運動を誘起するが、ピッチ方向の復原モーメントが大きいため連成運動が抑えられている。しかし、高度が高くなると海面効果によって生じるロールモーメントは小さくなるが、ピッチ方向の復原モーメントも小さくなり、連成運動を抑えるこ

とができなくなる。この結果として、ピッチ運動が大きくなり、高度変化が大きくなったと考えられる。

以上のことから、高度変化に伴うピッチとロールの連成運動の変化が高度余裕に大きく影響を与えていたことが分った。また、加速度に関しても横方向の突風で最大になっており、各航行高度による加速度の大きさの変化は、縦方向の突風より横方向の突風が大きいことが分った。

これより、横風状態における WISES は航行高度によっては特性変化が大きくなり、運航上も危険な状態になりやすいと言える。



Lateral gust ($V_g=10.0\text{m/s}$, duration time=1.0)

図 2.5 突風による WISES の運動変化の時系列データ

2.3.3 波浪に対する応答

WISES は、海面効果を利用するために海面上の低空を航行している。このため、WISES が波浪中を航行する場合は海面との相対重心高度の変化に伴い、運動特性も大きく変化し接水の危険性も高くなることが考えられる。

WISES の波浪中での安全性を検討するために、波浪中のシミュレーションを行った。波浪条件として、うねりを想定した二次元規則波について検討を行った。WISES の外乱に対する応答特性とし

て、突風がインパルス応答特性であるのに対して波浪は周波数応答特性となっている。また、運動モデルを高度一定と仮定した線形モデルから求めた特性根による根配置から縦運動、横運動に関してそれぞれ周期が異なる固有振動数が存在している。固有振動数から求めた同調する波長は、向い波で $\lambda/c=25,75$ 、横波では $\lambda/c=0.05,0.11$ である。シミュレーション計算に用いた条件を表 2.4 に示す。計算は、波浪中の基本的な運動特性の把握を考慮して航行高度になると想定される $h_g/c=0.4$ の一

高度とし、波向きは代表的な向い波、追い波、横波の3種類について行った。シミュレーションの結果をクリアランス、重心高度の変化、最大姿勢角に整理して図 2.6 に示す。縦波に関しては縦運動の固有周波数との同調点の一つである約 $\lambda/c=75$ 付近でクリアランスが若干大きくなって

いる。WISES は重心高度により空力特性が非線形に変化するために応答にも非線形性が生じると考えられるが、縦波の応答では波高を変化させても同調点が変わり、高度変化が急激に変化するようなことはなく運航上無視できる程度の非線形性である。一方、横波の場合は縦波と定性的な傾向が異なっており、短波長になるにつれてロール変化が急激に大きくなり、高度変化も増大している。これは、海面効果によるロール方向のモーメントが波傾斜の増加とともに大きくなり、突風応答と同様に海面効果によりロール運動がピッチ運動の連成運動を引き起こすためである。シミュレーション結果からも、縦波では接水する例がなかったが、横波では波高が大きくなると接水する例が現れている。

表 2.4 波浪中のシミュレーション条件

| | |
|-----------------|-------------|
| 無次元重心高度 h_g/c | 0.4 |
| 波向き | 向波、追波、横波 |
| 波高 (m) | 1.0、2.0、3.0 |
| 波長 λ/c | 1~1000 |
| 航行速度 | 99.55m/s |

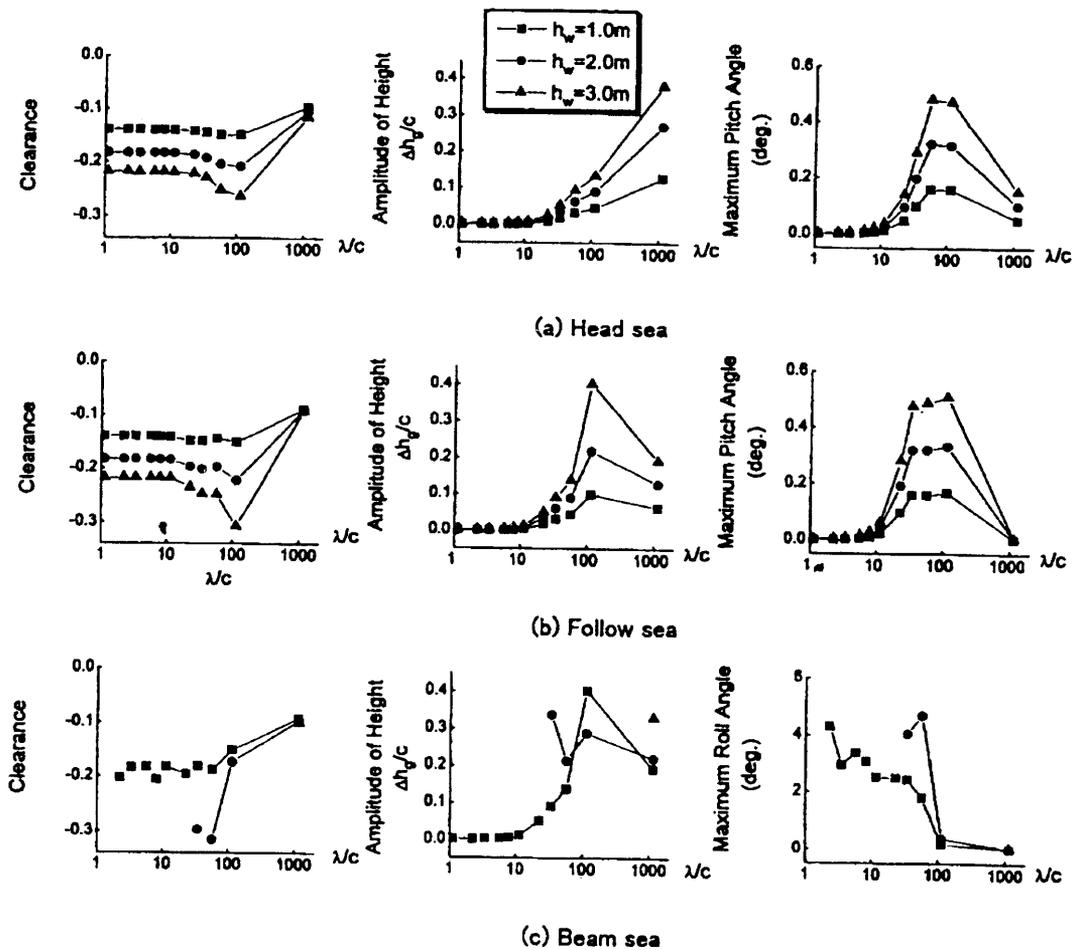


図 2.6 波浪中における WISES のシミュレーション計算結果

本研究では、波の出会い角については3方向しか検討していないが、WISESは線形モデルから求めた運動の固有周期と同調するような波向や波長については同調をさけるようにして運航するべきである。さらに、縦方向の波に対する応答と横方向の波に対する応答を比較すると、同調する波長を除けば明らかに同じ波浪条件（波高、波長）では横波の場合の方がロール運動及びピッチ運動との連成運動が大きく接水しやすいことが分かる。このため、波浪条件（特に波向き）を考慮して航路および航行高度の変更などの対応を考える必要がある。

2.4 まとめ

本研究では、超高速船の一つであるWISESの安全性を検討するために、突風や波浪がある外乱下で安全性に影響を及ぼすWISESの運動特性について明らかにしてきた。本研究を行って得られた知見を以下に示す。

1. WISESの総合的な運動特性を明らかにするために、縦運動だけでなく横運動も含めて計算できる6自由度の運動シミュレーションモデルに拡張した。
2. 一様風による応答のシミュレーション結果から、風速が小さい場合には海面効果による高度安定性により風向に関係なく一定高度で安定に航行できることが分かった。これより、一様風によって安全性に影響を及ぼす可能性は小さいことが分かった。ただし、風速が大きくなると高度安定性より外乱の影響が大きくなり、高度が大きく変化して平衡状態が変わり、初期の高度とは異なった高度に変化する。運航上の安全性を確保するためにも高度一定で航行できる風速の範囲を定量的に把握する必要がある。
3. 突風に対するシミュレーションから、航行高度によっては縦方向の突風と比べて横方向の突風で海面とのクリアランスが小さくなる。この原因は、横運動が海面効果によって縦運動との連成運動を誘起し、その結果として高度変化が大きくなるためである。これより、安全性を考える場合は縦方向の突風のみでなく、横方向の突風も検討しておくことが重要である。
4. 浪中の応答では、縦方向の波では海面効果による影響はあまり現れず、海面とのクリアランスも海面効果の影響による非線形的な変化は生じなかった。波長に関して縦方向の運動の固有周波数と同調する波長ではクリアランスが悪くなるが、海面効果固有の傾向は見られなかった。一方、横方向の波では海面効果によって生じるロール方向のモーメントが大きく、特に波長が短くなるとロールモーメントが大きく

なり接水しやすい。また、横波ではピッチ運動とロール運動との連成運動も生じているのでクリアランスが小さくなり、縦方向の波では見られなかった接水する例もあった。これより、横波は向い波、追い波と比べて危険性が高くなることが分かった。WISESが波浪中を航行する場合は横方向の波を避けるような運航及び航路を考える必要がある。

WISESの安全性には、縦方向の運動特性及び縦方向の外乱に対する応答が重要であると考えられていたが、航行条件によって横方向の外乱に対する応答が縦方向の応答より危険性が高い場合があるということが分かった。

今後は、本シミュレーションプログラムを用い、WISESの実機の運航を想定した様々な状況における安全評価を行う必要がある。

3. 超高速船等の性能調査

最近の高速船等の就航状況は、その船型の基本原理や波浪中安全性、運航性能及びその実績によって仕分けされているが、その統計データも統計分析するほど多くはない。今後、新形式の高速船を開発研究する場合、どんな速度域、載貨重量に対する船型が不足しているか、またそれを解決する船型としてどんな船型要素が適切かを概括的に検討するために資料調査を行った。

船の科学(1987-1998)、運輸省海上交通局国内旅客課編「旅客/自動車航走貨物航路事業現況表(H5-H8)」および中型造船工業会「軽量化中型高速カーフェリーの調査研究(1996)」から、国内航路に就航している高速船を抽出した。検討対象となる高速船は速力25ノット以上とし、カーフェリー11隻および小型旅客船64隻、合計75隻である。それらと比較のため海外の高速カーフェリー10隻の主要目、航路状況等のデータを作成した。そのデータに含まれる85隻の高速船について、船種、船型、トン数、船体長さや速度の関係を整理した。また、高速船と主要目等を比較する従来型船舶の母集団として同期間に国内造船所で建造された旅客船、貨物船1,413隻のデータも収集した。内訳は、中低速カーフェリー133隻、旅客船66隻、撒積を含む貨物船336隻、コンテナ船123隻、タンカー470隻、専用貨物船285隻である。データベースの主な項目は、船体および機関主要目と船名、竣工日、航路、および性能(速度など)である。

国内の海上旅客輸送は、200海里から500海里的航路に就航している比較的大型(2千から2万総トン)のカーフェリーと、100海里未満の近距離に就航して

いる小型高速客船に分離される傾向が、調査対象約10年間での特徴である。また40ノット以上の双胴船・SESなどが多く就航している欧州と比較して、排水量型単胴船が日本近海では圧倒的であった。これは主に波の荒い日本近海ではSESなどの新船型の就航実績が少ないためと思われる。しかし最近5年間、瀬戸内海に就航する全長20～40mの小型高速客船は双胴船が大部分を占め、単胴型はほとんど建造されていない。一方、日本海などの外洋では、水中翼船(JetFoil)が就航客船の中心である。

また、国内航路での高速カーフェリーは欧州に比べると未だ数少なく(約10隻)、30ノット級は「すずらん」クラス(17,000GT)と「ゆにこん」(1,500GT)の3隻のみが平成8年から9年にかけて就航している。

最近10年間に国内航路へ就航した旅客船87隻の中で、高速旅客船(25ノット以上)は64隻と大半を占めているが、超高速船(40ノット級)は佐渡、関西空港、長崎、鹿児島周辺航路に集中している(20/28隻)。船体形状も双胴船か水中翼船で長さ30m、170総トン付近に集中している。しかし青函航路では、水中翼式小型超高速船から単胴型高速フェリー(1,500GT)に変更されたことから従来と異なった高速船における耐航性能等の改善が推察されるが、同航路のデータは未検討である。

以下今回収集したデータの特徴を図によって例示する。まず、小型高速旅客船とカーフェリーの速度 V と垂線間長 L_{pp} の関係を図3.1に示す。高速船と中低速船を比較するため貨物船など1,413隻の従来型船舶も同図に加えた。以下の図も同様である。単胴型高速カーフェリー(○印)の中で、30ノットの「すずらん」クラス(187m)は単胴型カーフェリー群の延長上にあるが、35ノットの「ゆにこん」(90m)はその系列とは離れて、海外高速カーフェリー群(△印)、双胴型高速カーフェリー群(●印)と同じグループに位置している。なお双胴型高速カーフェリー群には、三胴型ウェーブピアサー型が含まれる。国内で建造され就航している小型高速旅客船群(□、■、◇印)は、 $L_{pp}=20$ mから40mに集中し、従来型貨物船母集団とは明らかに異なるグループを形成している。

小型高速旅客船とカーフェリーの速度 V と総トン数GTの関係を図3.2に示す。単胴型高速カーフェリーの「すずらん」クラス(17,000GT)は、速度と長さの関係(図3.1)と同様に単胴型カーフェリー群の延長上にあるが、「ゆにこん」(1,500GT)だけはその系統から離れて、双胴型高速カーフェリー群などのグループに位置している。単胴型カーフェリー群は、図では区別していないがタンカーなど低速貨物船の系列から分離したコンテナ船などの系列と重なっている。小型高速旅客船群は、400GT以下に集中し、30ノット級は単胴型(□印)、30から40ノットは双胴型(■印)、

40ノット以上は水中翼型(◇印)によりグループを形成している。国内航路では大型(1,000GT以上)の高速旅客船が、就航可能な航路と旅客数のためなのかほとんど建造されていない。

小型高速旅客船とカーフェリーの速度 V と船長幅比 $L/B (=L_{pp}/B)$ の関係を図3.3に示す。単胴型高速カーフェリー(○印)の「すずらん」クラスが $L/B=7.5$ 、「ゆにこん」が $L/B=6.0$ なのに対し、双胴型高速カーフェリー群は30ノット級でありながら $L/B=4.3$ から $L/B=5.0$ と小さい。海外高速カーフェリー群は、双胴間隔の広い型($L/B=3$)と狭い型($L/B=5.0$)に分かれている。単胴型カーフェリー群(○印)は、貨物船群(・印)($L/B=6$ 近傍に集中)と異なり、船長幅比が広い範囲($L/B=3$ から $L/B=7.5$ 「すずらん」)に分散している。小型高速旅客船群(□、■、◇印)は、単胴型、双胴型が $L/B=3$ から $L/B=3.5$ なのに対し、水中翼型は $L/B=2.6$ と2グループに分かれている。

小型高速旅客船とカーフェリーの速度と馬力(馬力・船長比、 PS/L_{pp})の関係を図3.4に示す。単胴型高速カーフェリー(○印)の「すずらん」クラスが $PS/L_{pp}=350$ ps/mであるのに対し、「ゆにこん」が $PS/L_{pp}=100$ ps/mと馬力効率が良いのが目立っている。国内のウェーブピアサー型高速カーフェリー(30ノット、●印)が $PS/L_{pp}=200$ ps/mに対し、海外のウェーブピアサー型(35ノット、△印)が $PS/L_{pp}=400$ ps/mと大きい。国内船主が速度よりも馬力効率を重視していることが伺える。小型高速旅客船群(□、■、◇印、1000GT以下、25ノット以上)は、単胴型カーフェリーや従来型貨物船群(・印)とは異なる馬力効率の良いグループを形成し、海外高速カーフェリー(△印)から高速旅客船を含む系列の中で最も馬力効率の良い方に位置している。

以上まとめると、大型高速船(10,000GTクラス、例:すずらん)は、排水量型(単胴型高速カーフェリー)グループの延長で性能向上を目指している。それらと小型高速船の中間に位置する1,500GTクラスでは、ウォータージェット推進の新形式船として「ゆにこん」が建造されたが、就航実績が積み上げられるまでは試験的な意味合いが強い。

高速船データベースから最近の就航高速船の定性的傾向はほぼわかるが、データ等が多様である一方、数量及び最新資料の入手が不十分なため、今後はデータベースの分析方法が課題となる。

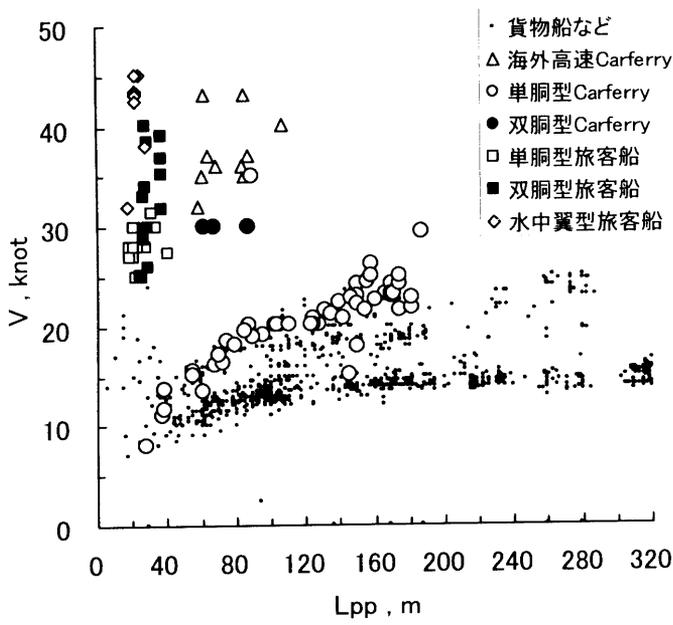


図 3.1 速度と船体長さの関係

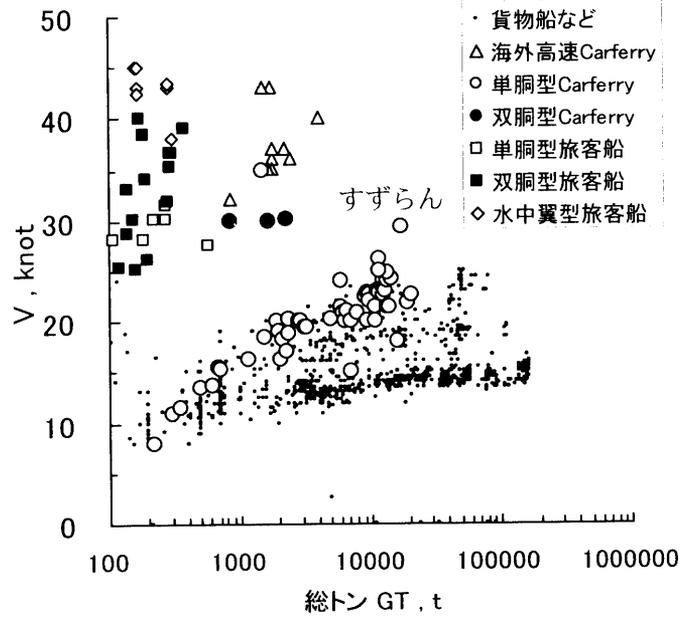


図 3.2 速度と総トン数の関係

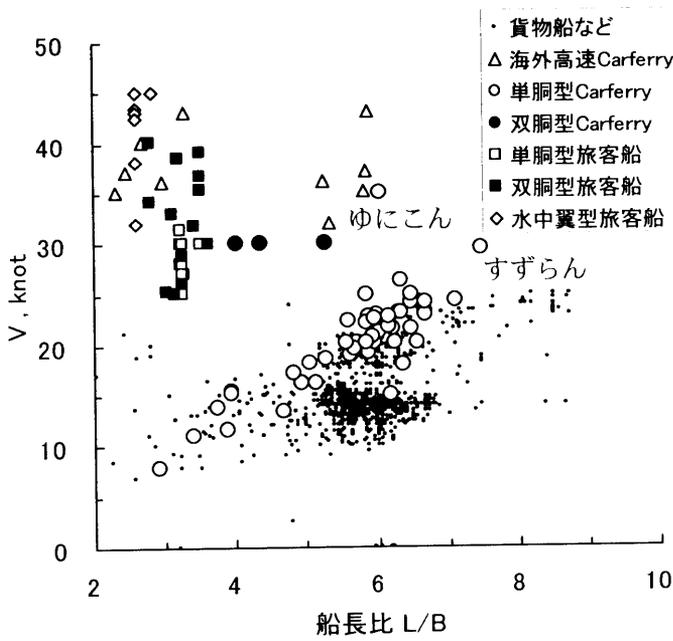


図 3.3 速度と船長幅比

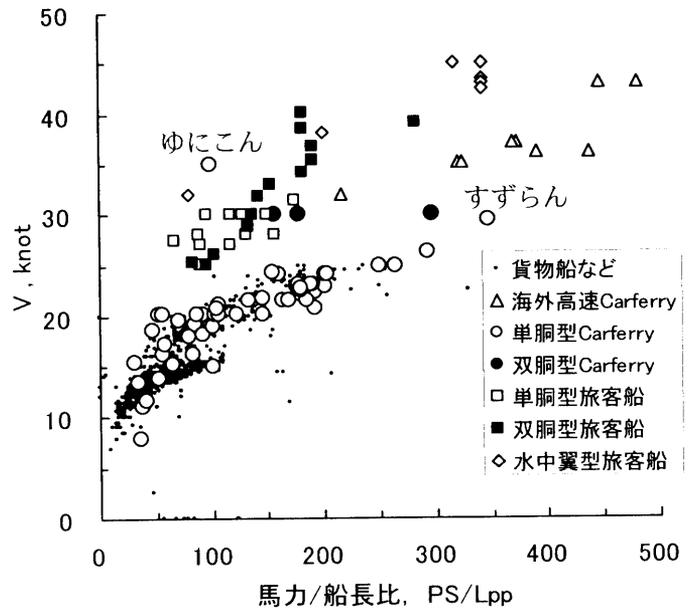


図 3.4 速度と馬力/船長比の関係

4. 高速船まわりの流場の研究

高速船は、高速流体現象を反映して主船体に制御面としての翼を含め、ステップやチェーン等付加物を含めた複合流場を形成する。これらの高速流場に関する公表された流場データは非常に少ないため、調査検討の立場を含め、高速船の流場データの蓄積等を目的とした実験を行った。すなわち、5孔ピトー管の曳航水槽での高速検定を行い、特性を確認した後、裸殻半滑走型高速船の後方流場計測、サーボ式波高計による水位計測を行い、流体力と流場の運動量変化との関係を調査した。

高速流場での運動量解析には静圧による運動量変化も吟味する必要があると考え、静圧孔付き5孔管を製作し、計測を試みた。さらに、高速船の船尾トランサム付近での流場に翼を付加した場合の水位計測等を行った。

4.1 5孔ピトー管の性能特性

流体実験の中で、流場の速度と圧力を測定する場合多くの方法があり多種多様なプローブが存在する。水槽試験における3次元流れの速度および方向を測定する場合、簡便性で従来から球形5孔ピトー管が広く用いられている。ここでは高速船の流場を測定するため、高速域での球形5孔ピトー管の特性について確認調査したので報告する。

通常の模型船実験では比較的速度が低いため、レイノルズ影響の少ないポテンシャル流れが仮定できる範囲で計測に便利な検定速度を選択している。しかし、高速域ではピトー管の特性が計測装置等により実用上低速領域と異なる可能性が考えられ、高速での検定特性を確かめる必要がある。特性を確認するために検定速度として低速 $V=1\text{m/s}$ と高速 $V=5.990\text{m/s}$ の2点、流れ方向の角度は上下左右それぞれ低速、高速とも20度の範囲で検定を行った。ピトー管は剛性の高い専用検定台に取り付け、流れによる撓みが検定値に影響しないように配慮した。なお、ピトー管の先端部球の直径は8mm、Apex angle=25度、圧力計は定格圧力20kPaの差圧型を使用した。

ピトー管の直進状態における速度特性を調べると、図4.1-1、図4.1-2に示すように解析に使用する係数 $F_v=(P_T-P_B)/(2P_C-P_T-P_B)$ 、 $F_H=(P_S P_P)/(2P_C-P_S-P_P)$ および圧力係数 $G_v=(P_C-P_T P_B)/(0.5\rho V^2)$ 、 $G_H=(P_C-P_S P_P)/(0.5\rho V^2)$ は $V=2\text{m/s}$ 以下ではばつきはあるが $V=1\text{m/s}$ 程度までは計測に使用可能である。ここで V はピトー管の曳航速度、 P_T 、 P_B 、 P_C 、 P_S 、 P_P は5孔ピトー管の各圧力、 ρ は水の密度である。解析に使う係数の例として図4.2の $V=1\text{m/s}$ 及び図4.3に $V=5.990\text{m/s}$ 時の圧力係数を示す。結

果によると低速と高速で解析時に用いる係数が僅かに異なるため、従来から使用している球形5孔ピトー管であっても今回のような高速艇に使用する場合

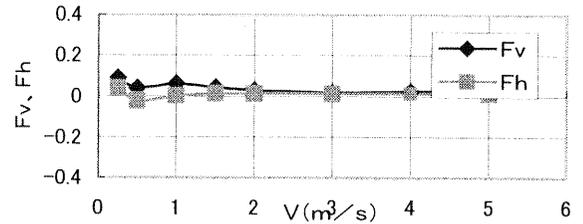


図 4.1-1 球形5孔ピトー管速度影響 (角度特性)

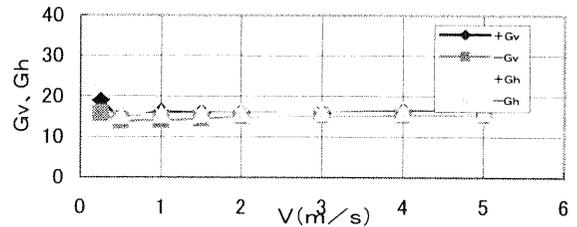


図 4.1-2 球形5孔ピトー管速度影響 (速度特性)

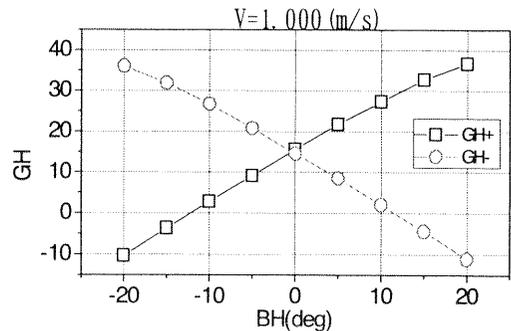


図 4.2 球形5孔ピトー管圧力係数 (低速)

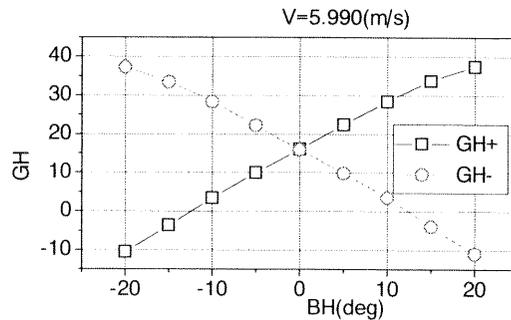


図 4.3 球形5孔ピトー管圧力係数 (高速)

には実験する速度領域での特性を把握しておくことが高精度の計測を行う上で重要となる。

4.2 静圧孔付き5孔ピトー管の特性

従来の流場計測では5孔ピトー管を使用し各圧力を演算することで流向、流速を算出していた。高速艇の後方ではトランスラムで船体から水面は離れ、その後方に大きな波を造る。このときの船尾後方での運動量変化を検討する目的で、波高とその位置における水面下の静圧との関連性等を調査するために、図4.4のような静圧孔付き5孔ピトー管を新たに考案し、流速、流向と同時にその近傍の静圧(準静圧)の測定を試みた。ピトー管の先端形状は後方の静圧孔位置での流れを乱さないように標準ピトー管と同等の半球型とし直径を6mmとした。また、静圧孔の位置も先端からの影響による圧力低下と取り付けステムの影響が相殺する位置(JISで制定)として先端から36mmとした。検定時は静圧孔の直上に水位計を設置し曳引車の走行による水面変化の計測と共に静圧との関連を調べた。実験計測は三鷹第2船舶試験水槽で行った。

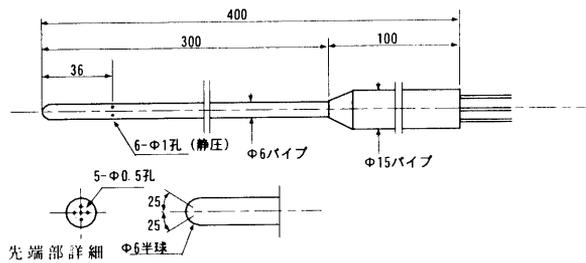


図4.4 静圧孔付き5孔ピトー管

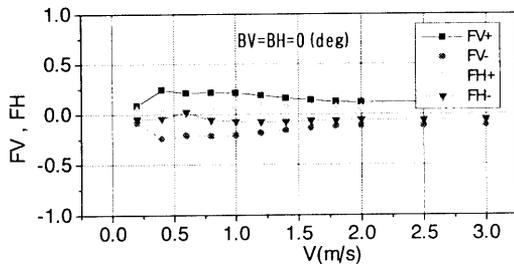


図4.5 静圧孔付き5孔ピトー管の速度特性

図4.5に示す角度特性係数 F_V 、 F_H に関する速度影響は2m/s以下では多少ばらつきはあるものの、通常の球型5孔ピトー管と同様に2m/s以上で圧力は安定している。図4.6に示すように他の係数からも低速での使用は可能と判断した。同ピトー管も高速艇の流場計測に使用するため高速領域での検定を $V=5.990\text{m/s}$ で行った。図4.7に示すように、先端が半球型をしていても5孔ピトー管としての特性は高速と低速ではほぼ同等の値を示し、今回の高速艇の計

測に十分使用できることを確認した。

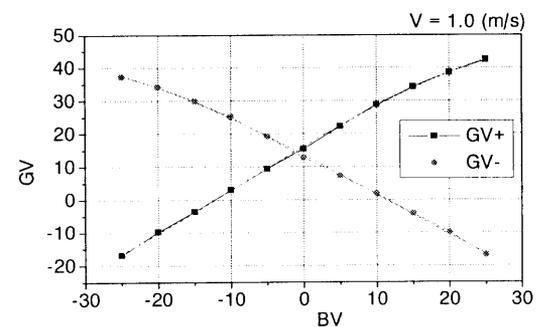
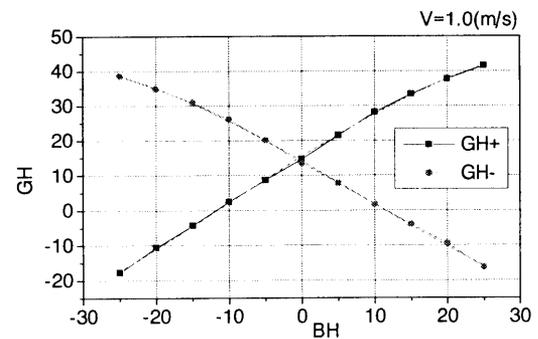
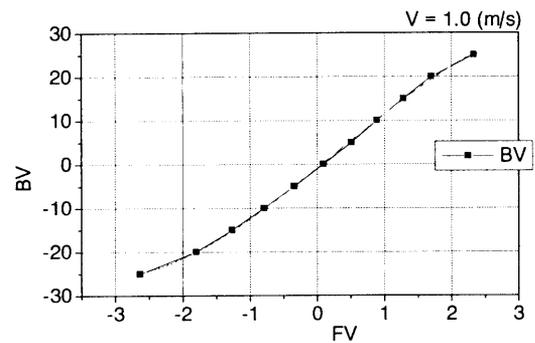
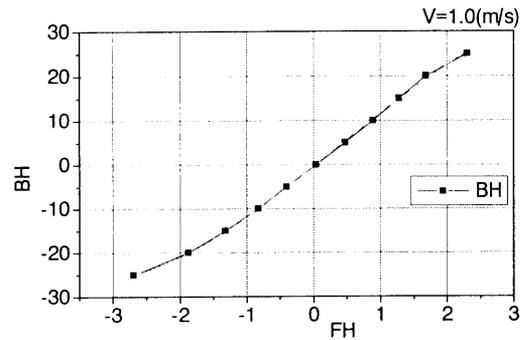


図4.6 静圧孔付き5孔ピトー管
低速特性 (V=1.0m/s)

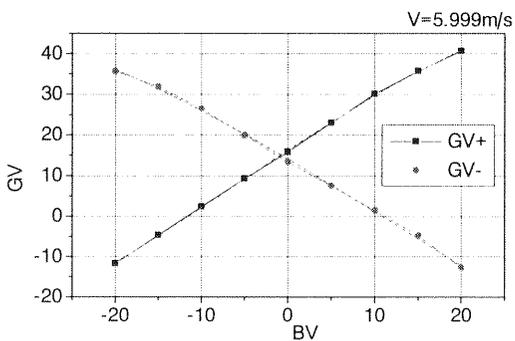
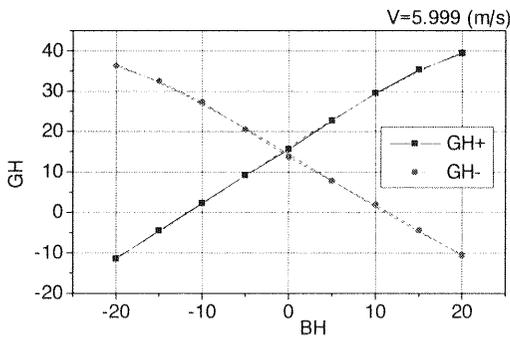
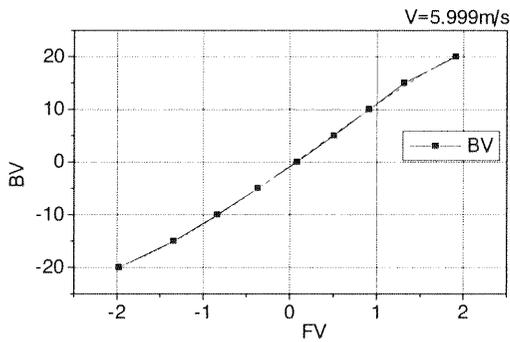
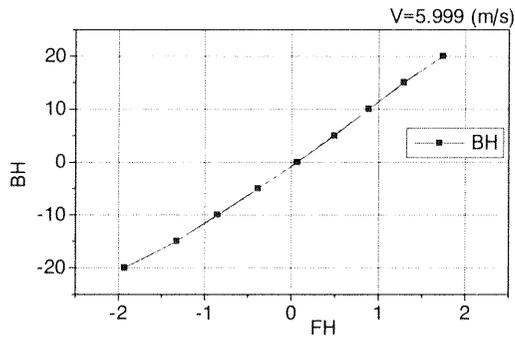


図 4.7 静圧孔付き 5 孔ピトー管
高速特性 (V=5.999m/s)

新たに設けた静圧孔による水頭の値は図 4.8 に示すように 1.5m/s 以下では水面の変化とほぼ一致しているが 2m/s を越えると差が生じ、速度が増加するに従い水面変化より大きな値を示す。図 4.9 に高速における角度検定時の静圧孔圧力を示す。ピトー管は直進状態の場合、走行風圧により静圧孔直上の水面の変化は 10mm 上昇するが、静圧孔による計測では水頭は 50mm の上昇となった。高速でのピトー管の撓み等の問題が予想されるが、5 孔各圧力の比較をするとほぼ直進状態であるので、静圧が上昇する原因の確認までにはいたっていない。また、角度特性の検定時では静圧孔が斜流中にあるため角度に応じて負圧となる。一般に流向角が小さければ問題は無いが、船尾で静圧孔の結果を使用するためにはピトー管を流れの方向へ能動的に向ける機構を設ける必要がある。さらに、検定速度も細かく行い、解析に使用しなければならない。

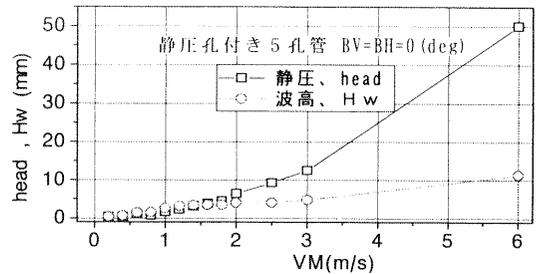


図 4.8 静圧孔ヘッドとその直上波高値

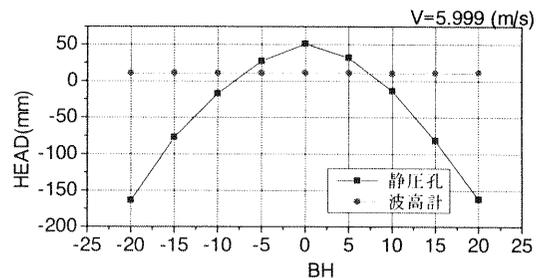


図 4.9 静圧ヘッドの角度特性

4.3 半滑走型高速船の後方流場

高速船や新形式船には通常排水量型船舶と比べ特有な要素が多い。比較的低速で航行する排水量型船舶は船体重量のほとんどを浮力によって支持され、喫水やトリム変化は少ない。船体形状も水線面形状的に船尾で細くなり、バトックライン形状的にも 3 次元的曲線的に変化し、剥離による抵抗増加を抑制している。一方、高速船では高速になった時に生じる船尾の負圧を避け、流れを船尾で後方に流し剥離を防ぐように切り落としたような船尾のトランサムスターンとし滑走性能を高めている。

しかし、このような高速船型に関しては高速艇の基

本と考えられる半滑走型船型に対しても全抵抗および姿勢変化のデータがほとんどで^{2,3)}、流場を計測した資料は水位計測のデータ^{2,4)}を除き非常に少ない。そこで、今後の理論計算等の検証に使用する基礎データとして、半滑走型高速船模型の後方流場^{2,5)}の計測を行った。すべての実験は全長2mの半滑走型模型を使用した。主要目を表4.1に、船体の概略正面線図と風洞試験の概観を図4.10-1、4.10-2に示す。なお、乱流促進は行っていない。

表 4.1 供試模型船の主要目

| | | |
|-------|----------------------------|--------|
| 垂線間長 | Lpp(m) | 2.000 |
| 幅 | B (m) | 0.4483 |
| 喫水 | d (m) | 0.075 |
| 排水量 | ∇ (m ³) | 0.0292 |
| 浸水表面積 | S (m ²) | 0.7523 |

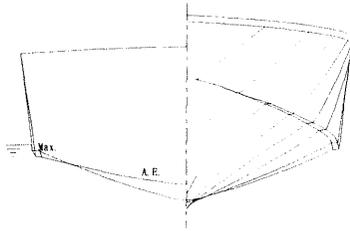


図 4.10-1 船体概略図

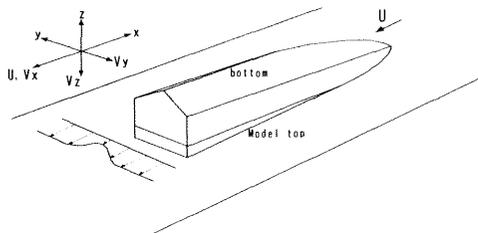


図 4.10-2 風洞試験概観図

4.3.1 風洞での流場の計測

高速船の船尾はトランサムスターン形状がほとんどであり、高速船は速度が高くなると水圧による動的圧力が作用し、船体は大きく姿勢を変化させる。このときのトランサム付近での流れ場の基礎解析のために、自由表面影響の無い状態でのトランサムエッジ付近の流れを風洞において調査した。

模型は、風洞の床に船体を裏返して設置し、出来る限り流れを乱さないように細いワイヤーで模型船を固定した。風洞床には境界層が生ずるが、あらか

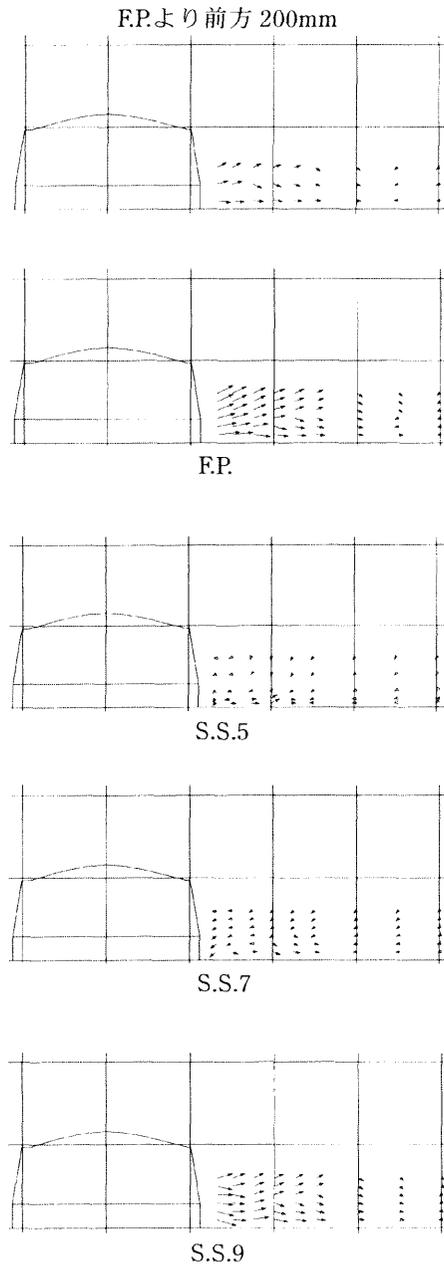
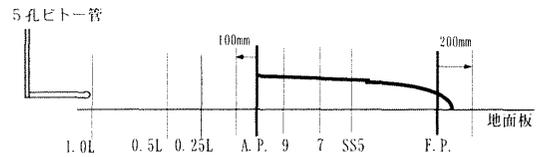


図 4.11a 後方 YZ 横断面内流向分布 (左舷)

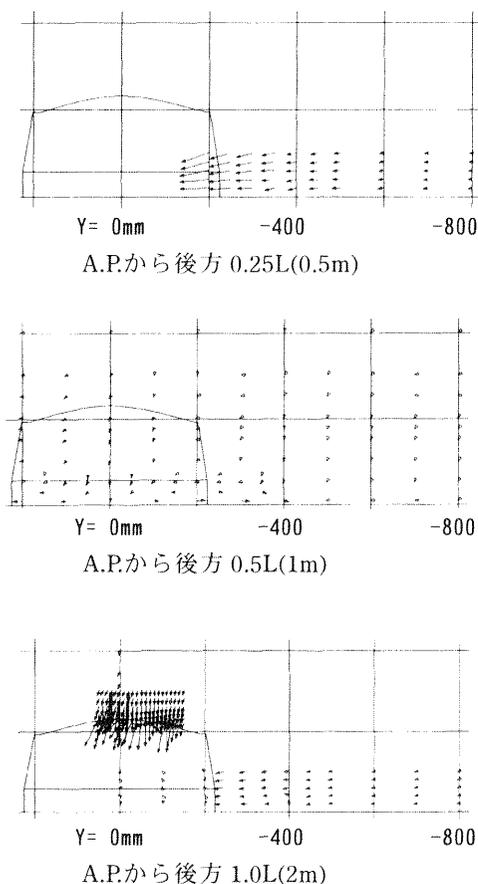


図 4.11b 後方 YZ 横断面内流向分布 (左舷)

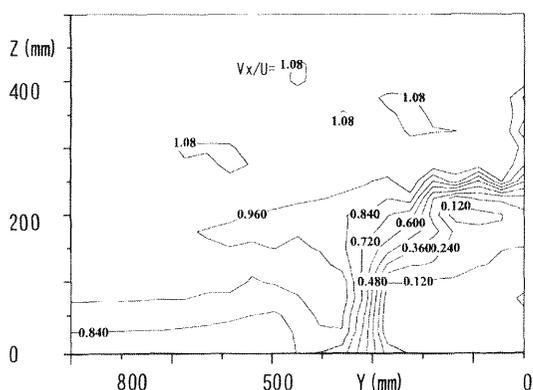


図 4.12 A.P.後方 0.05L 右舷の流速分布(V_x/U)

じめ風洞の特性を計測し、その分、模型に台を取り付け、境界層の影響をできるだけ受けないようにした。船体の傾斜は航海速度時の姿勢である 1.488 度とし、風洞であらかじめ検定した小型 5 孔ピトー管を用いて流場の計測を行った。

図 4.11a,b に後方 YZ 横断面内の風向ベクトル図を示す。今回は船尾後方における流場を把握するた

めに X 位置で A.P.より後方 100mm と 1m の 2 点を重点的に計測した。例として図 4.12 に A.P.後方 100mm での流速分布を示す。

4. 3. 2 曳航水槽での流場計測

(1) 実験状態

三鷹第 2 船舶試験水槽において、模型の姿勢は固定せず抵抗動力計で曳航する方法で実験を行った。曳航点はシャフトラインと浮心位置 l_{CB} の交点とし、曳航ロッドの角度を定常航走時のシャフトライン方向に一致するよう航走毎に調整をした。

後方流場の計測は直径 8mm の 5 孔ピトー管 (Apex Angle=25deg.) を用い $\pm 20\text{kPa}$ の容量を持つ小型差圧計で測定した。計測位置および範囲は模型船の A.P.から後方 2.0m、右舷を正とし横方向 $Y=-250 \sim 1300\text{mm}$ 、静止時の水面を基準に深度 $Z=-300\text{mm}$ までの範囲とし、曳航速度 $V_E=4.380\text{m/s}$ ($Fn=0.989$ 、 $Rn=1.003 \times 10^7$) で行った。また、サーボ式波高計を使用して A.P.後方 $X=70\text{mm} \sim 2400\text{mm}$ の範囲の波高計測も行った。

(2) 計測結果および考察

水位変化に重ねて主流方向流速成分 V_x/V_E の分布を図 4.13 に、断面内流向 V_{YZ}/V_E の分布を図 4.14 に示す。 V_x/V_E の分布は水面に近いところで模型船の形状に近い分布を示し、それ以外では一様流に近い値を示している。断面内速度分布は水面付近の広範囲にわたり変化している。計測した位置での波高は船尾波交差点の後方であり中央部はへこみ、 $Y=200\text{mm}$ で盛り上がっている。 V_{YZ}/V_E の値もこの付近で外側上方へ向いた流れが見受けられる。これは、高速のため船尾からの縦波成分が大きいことに起因していると考えられる。

計測結果から運動量変化による抵抗成分の分離を試みた。図 4.15 に伴流計測による運動量損失の割合 $\rho V_x (U-V_x)$; (Δ 印) と 5 孔ピトー管の中心孔水頭 H による総圧損失 $\rho g (H_0-H)$; (\circ 印) を深度方向に積分し Y 方向分布の形で示す。この図より船体後方中央の $Y=\pm 225\text{mm}$ の範囲の領域が主として粘性抵抗成分と考え、その範囲外は造波および船首からのスプレーによる成分と仮定し、運動量解析を行った。図 4.16 に抵抗係数を示す。ここでフルード数には代表長さとして L_{pp} を、抵抗係数の計算には静止時の浸水表面積 S を、平板摩擦抵抗係数には Schoenherr line を使用している。 C_{vcw} 、 C_{tm} 、 C_{vw} はそれぞれ、全抵抗に対応する $(R_{VC}+R_W)$ 、 R_T 、 (R_V+R_W) を $1/2 \rho V_E^2 S$ で除した値である。ここで、 $R_{VC} = \rho g \int (H_0-H) dydz$ は中心孔水頭による粘性抵抗成分、 $R_W = 1/2 \rho g \int \zeta^2 dy$ は水位計測による造波抵抗成分、 R_T は抵抗試験による全抵抗、

$R_V = \int \int \rho V_x (U - V_x) dy dz$ は深度 0.3m の値を基準速度 U と仮定して伴流から算出した粘性抵抗成分である。総圧損失による抵抗成分 R_{VC} への断面内速度 V_{YZ} の影響及び運動量変化による抵抗成分 R_V の計算における静圧変化成分が無いと仮定すると $C_{vcw} > C_{tm} > C_{vw}$ の関係が予想される。図 4.16 に示す

C_{tm} は C_{vcw} と C_{vw} の平均値に近く、運動量解析が高速船にも有用と考えられる。

また、図 4.17 に船尾後方の波高計測結果を、図 4.18 に A.P. 後方 0.25L(500mm)、0.7L(1400mm)での YZ 断面内の流速分布を示す。

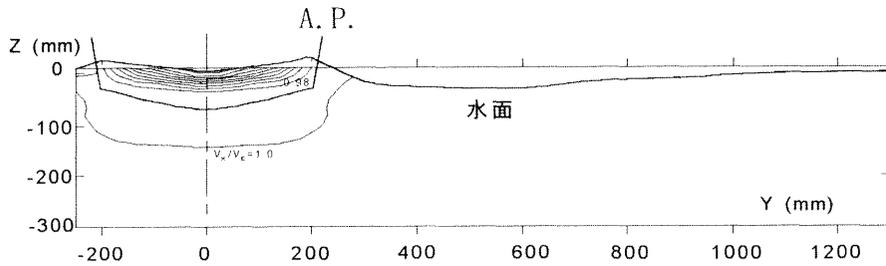


図4.13 主流方向流速成分 V_x/U

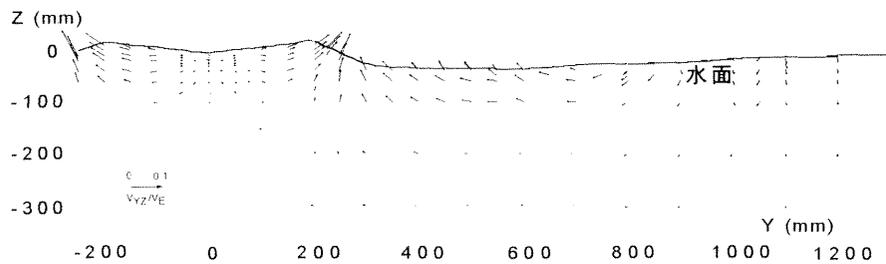


図4.14 断面内流向分布 V_{yz}/U

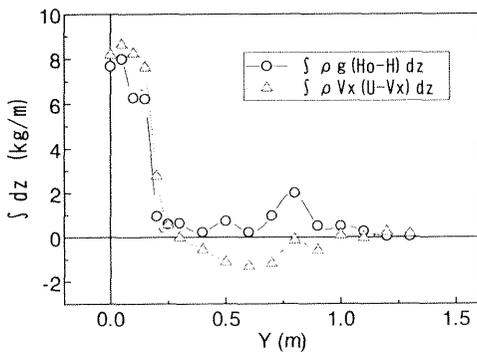


図 4.15 運動量損失の船幅方向分布

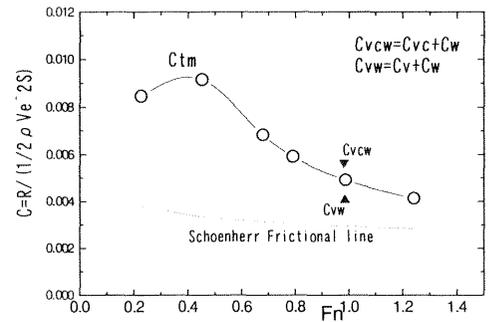


図 4.16 全抵抗係数

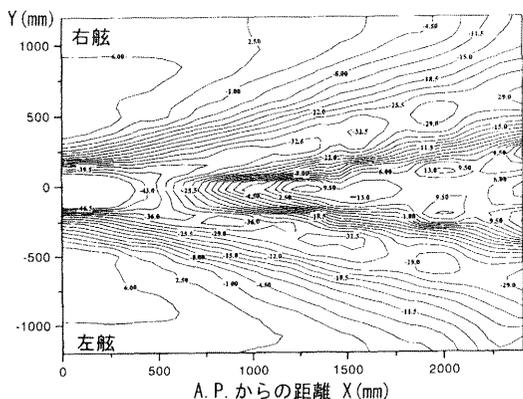
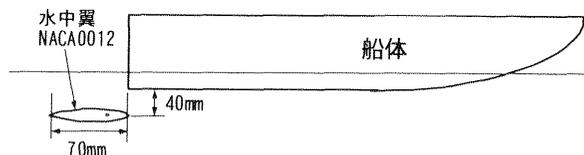


図 4.17 船尾後方の波高パターン



水中翼角度の (+-) 方向の定義

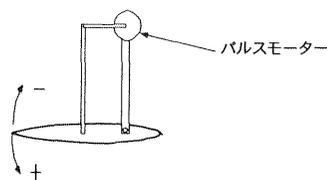


図 4.19-1 水中翼位置概略図

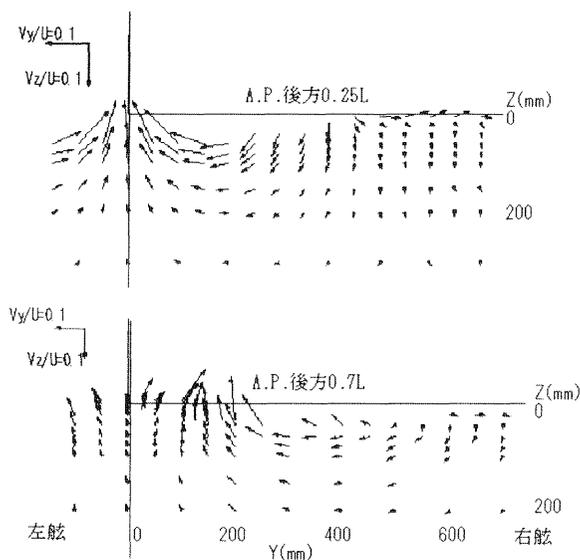


図 4.18 YZ 断面内流向分布

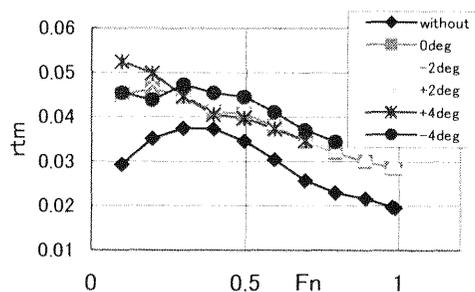


図 4.19-2 水中翼付き高速船模型の

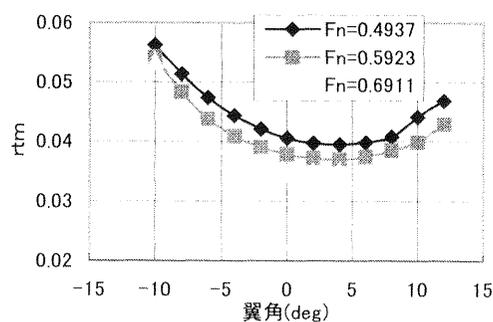


図 4.19-3 水中翼付き高速船模型の抵抗試験結果 (翼角の影響)

4.4 翼付き高速船の船尾付近の流場計測

高速船の翼等制御面の評価手段について検討するために、翼(NACA0012)付き高速船の船尾流場の調査を試行した。船尾に水中翼を取り付け船尾付近の水位と流場の計測を通常の抵抗試験と同じ方法で曳航して行った(図 4.19-1)。船体姿勢は水中翼の角度に応じて上下動と縦方向の動きは変化可能とした。まず水中翼付きでの計測対象とする滑走姿勢を探す目的で、水中翼の角度をパラメータとして角度変更しながら抵抗試験を行った。図 4.19-2 に示す抵抗係数は水中翼の付加抵抗分の増加は大きい、翼角度の変更に伴い船体姿勢も変化するため、 ± 4 度の角度範囲ではその差は少ない。さらに抵抗係数の極小値を調べると図 4.19-3 に示すように翼角が 0 度から 8 度の範囲で値の小さい領域が存在することが分つ

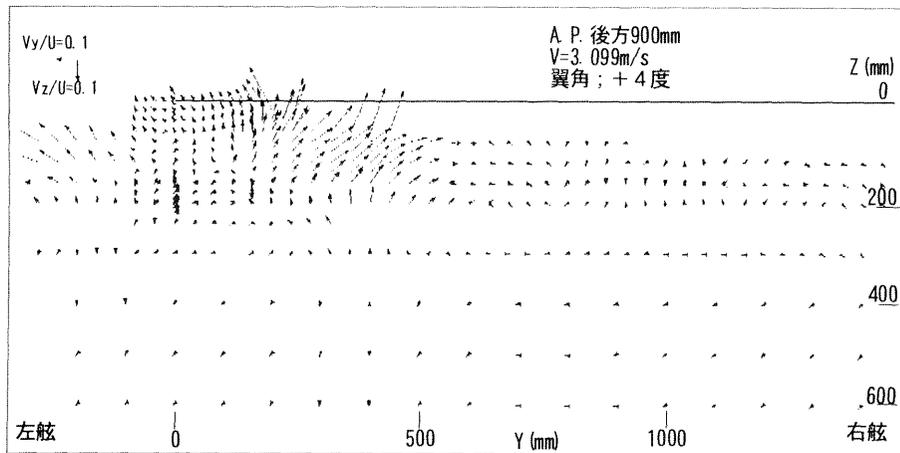


図4.20 水中翼付き高速船模型後方のYZ断面内流向分布

4.5 まとめ

流場データの少ない半滑走型船の後方流場計測を行い、船尾縦波の断面内流速等を示し、近似的な方法により抵抗分離を試みた。このような遠方場における抵抗分離をもっと正確に行い、抵抗試験と組み合わせることにより航走姿勢や浸水表面積の変化が著しい高速船の抵抗性能評価に役立てることができると考えている。また理論計算の検証実験として出来る限り高精度の計測が必要であり、今回行った多くの計測データは貴重である。

しかし高速で行われる実験では走行風圧による曳航台車直下の水面変化、さらに水槽固有のゆったりした水面変化である静振、走行による振動等が大きくなり計測信号に重畳する。このことは模型船が相対的に小さいことから大きな誤差要因となる。さらに、今回の結果から高速船の流場計測では伴流域が自由表面近くに集中分布している。この領域を精度良く測定するには自由表面近くでのピトー管等センサーの特性変化に留意する必要がある。

高速では航走波の基本波長が長くなり減衰も遅くなるので、後方流場での運動量による流場解析には静圧の影響を検討する必要があると考えたが、静圧計測の評価検討までには至らなかった。

5. 高速船の制御に関する研究

5.1 パラメータ変更による基礎実験

排水量型の船舶では、その重量は浮力で支えられているが、高速船では速度の上昇に伴い動的揚力が発生し、その割合が増加する。そのため船体は次第に浮上し半滑走状態となり船体の接水面が減少する²⁶⁾。これに伴い滑走面の圧力分布、浮力、重量および重心位置のバランスにより航走姿勢は決まる。

また、船体周りの流体现象もスプレーの飛散や船尾波の増加など一般船型と比較してかなり複雑となる。このような現象や姿勢変化により高速船の船体抵抗は変化し、ラストハンプを越すと抵抗係数が減少する形で示される。通常、船体は最適滑走角度で航走しているわけではなく、滑走姿勢を何らかの方法で最適角度付近に保つよう改善することが船体抵抗を減少させる1つの方法である²⁷⁾。

そこで、船体姿勢を制御する方法として、ウエイト移動による重心位置の変更²⁸⁾(機械的方法)と、船尾に取り付けた平板(トリムタブ)の角度を変化させる方法(流体力を利用した方法)の2種類で実験を行い、航走中に姿勢を変更する方法の検討を行った。

5.1.1 実験概要

姿勢変更試験に用いた模型は第4.3節の図4.10に示す長さ2mの単胴型小型高速旅客船模型で縮尺は1/11.6である。試験は満載、裸殻状態の抵抗試験であり、舵、シャフトブラケットおよびスプレーレール等の付加物は、取り付けていない。また、乱流促進も行っていない。計測中はプロペラシャフトラインと曳航方向を常に一致させて模型を曳航し、検力計でその水平成分を計測した。同時に船首と船尾の浮沈量と船体姿勢(トリム角)の変化量も計測した。今回行った速度範囲は、実船の設計仕様からは完全滑走状態には至っていない半滑走状態であるため、船体重量を支える力は動的揚力のみならず静的な浮力もかなり寄与している。これらの試験も三鷹第2船舶試験水槽で行われた。

5.1.2 ウエイト移動による姿勢パラメータ変更試験

ウエイト移動による姿勢変更試験はウエイトを模

型船に搭載したパルスモーター式のリニアラックにより前後に移動し、重心位置を変えることでトリム角の変更を行った。写真 5.1 と図 5.1 にウエイト移動装置の概略を示す。

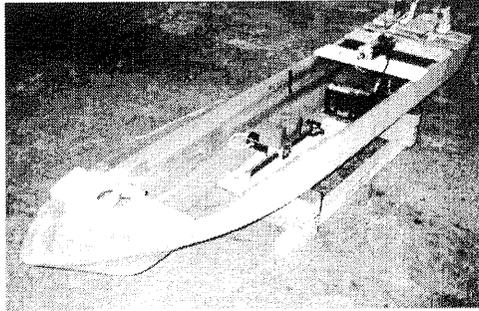


写真 5.1 供試模型

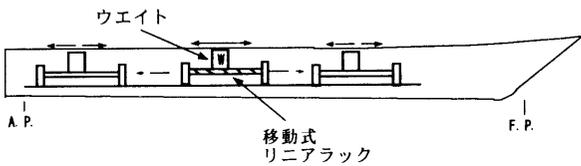


図 5.1 ウエイト移動方式概略図

移動ウエイトの量は少しでも短い移動距離で効果を上げるため、模型の喫水調整用に使用した量のほぼ全量を用い台座を含め 8.2kg である。この重量は模型排水量の約 28% にあたる。ウエイトは電動で模型船のセンターラインに沿って前後方向に 300mm の移動ができる。この場合、静的に約 0.5 度のトリム変更が可能であるが、さらに広範囲に変化させた実験を行うために模型の船首方向および船尾方向にリニアラックを台座ごと移し替え、静止時のトリム角を船首上げ方向を正として約 -1.0 度 ~ +1.2 度の範囲で調整できるようにした。その結果、速度にもよるが航走姿勢は -1 度 ~ +3.6 度の間で変化している。ただし曳航金具があり途中計測できない範囲がある。

満載状態で通常重心位置の抵抗試験結果を図 5.2-1~5.2-3 に示す。排水量フルード数 $F_{n\Delta} = V/(\sqrt{g\Delta}^{1/3})$ が 1.0 付近で全抵抗係数 (rtm) はラストハンプをとる。この速度を越えた付近から船首の浮上と船尾の沈下は急激に増加し、 $F_{n\Delta}$ が 2 付近で一旦落ち着き、その後両方とも上昇し始める。同様に図 5.2-3 に示すトリム角 (Trim angle) も、図 5.2-2 の船体浮沈量に対応して変化し、 $F_{n\Delta}$ が 1.75 付近でトリム角は 1.8 度近くまで増加する。さらに高速になり $F_{n\Delta} = 2.0$ 付近になると船首の上昇は穏やかになり、船尾は $F_{n\Delta} = 1.6$ で沈下から上昇傾向に転ずる。それに伴ってトリム角の減少が生じ、その後、船首、船尾共に速度の増加に従い穏やかに浮上することか

ら半滑走状態に入ったと思われる。またトリム角も次第に増加する。

ウエイト移動方式を用いた重心位置変更試験の結果を、トリム角に対する抵抗係数 (rtm) で図 5.3 に示す。速度は $F_{n\Delta} = 1.019, 1.275, 1.529, 1.784, 2.558$ の 5 点で行った。それぞれの速度で通常重心位置の前後に重心を移動し、姿勢を変化させた時の抵抗係数の変化を示している。これによると穏やかなカーブではあるが、抵抗係数が最小となる姿勢が各速度で存在している。その位置は高速になるに従いトリム角が大となる方向へ移動している。通常の重心位置の航走状態における抵抗係数は $F_{n\Delta} = 1.5$ 付近を除き、最小値を示す姿勢とは一致していない。

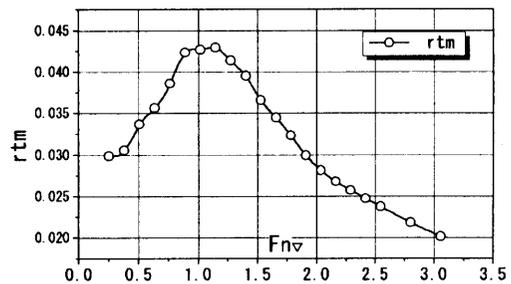


図 5.2-1 排水量フルード数に対する全抵抗係数

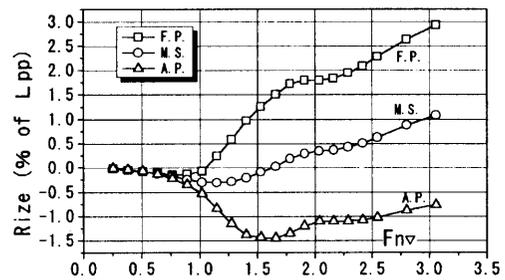


図 5.2-2 船体浮沈量 (通常重心位置)

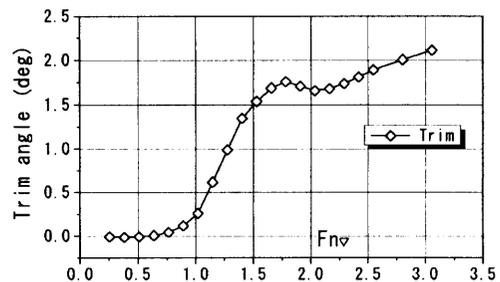


図 5.2-3 姿勢変化量 (通常重心位置)

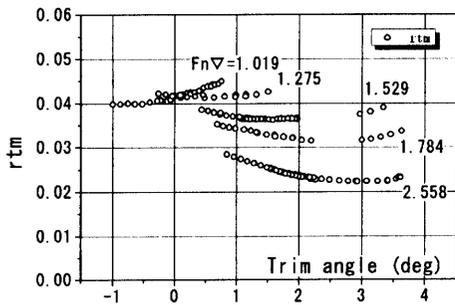


図 5.3 トリム角に対する全抵抗係数の変化

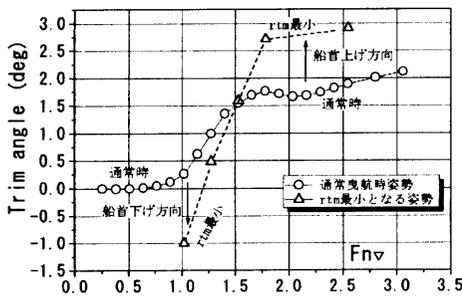


図 5.4 抵抗係数が最小となる姿勢

図 5.4 に速度変化に対するトリム角の変化を通常時と重心位置変更試験時における抵抗係数の極小値の両方を示した。その結果、航走時の最適トリム角は $F_n \nabla = 1.5$ を境に低速側では船首を下げる方向であり、さらに高速側では船首を上げる方向であることを示している。抵抗係数の最小点を見つける目的で、全重量の約 28% に相当するウエイト量を船長の約 1/2 の長さに渡り移動し調査したが、結果的には実験に用いた模型では、航走姿勢からさらに前後どちらかにトリム角を 1 度程度変更することで、抵抗係数が最小の姿勢にできることがわかる。

トリム角を 1 度変更するための値を試算すると、移動するウエイトは実験時の半分以下で実現でき、実船ではバラストタンクを設置するなどの工夫で多少なりとも抵抗を小さくする方向に近づけることも考えられる。

5. 1. 3 トリムタブによる姿勢パラメータ変更試験

トリムタブによる姿勢変更試験を、写真 5.2 と図 5.5 に示す。トランサムに取り付けたトリムタブを、直線運動をするパルスシリンダーを船体に搭載し、リンク機構を介して角度の変更を行った。そのトリムタブにより、船尾に上向きの力を与えることで縦方向の姿勢を変化させる方法を用いた。

トリムタブは、その基本的特性を把握するために簡略化し、1 枚につきその形状は長さ（前後方向） $0.025L$ 、幅（横方向） $0.07L$ の平板翼とし、トランサムのデッドライズアングルに沿って左右に 1 枚ずつとした。トリムタブの底面は船底の延長線上から 2mm 程度上側に位置し、左右同一の角度で動くように連動させた。実験は長さ方向が静止時の喫水線と一致する角度を $\alpha = 0$ 度とし、デッドライズアングルに沿った角度で下げる方向に $\alpha = -10.5, 10.5, 15.7, 21.0$ 度の計 5 点の角度で計測を行った。

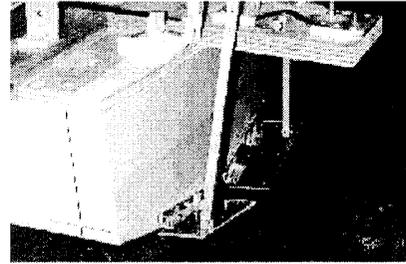


写真 5.2 トリムタブ

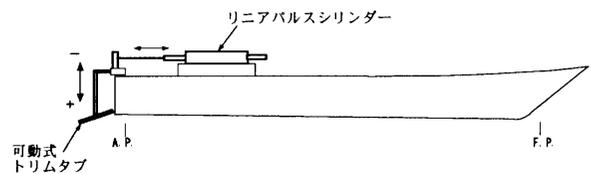


図 5.5 トリムタブ角度の変更方式概要

トリムタブの角度を変更し ($\alpha = -10.5, 0.0, 10.5, 15.7, 21.0 \text{ deg}$)、姿勢の制御を試みた。今回行ったトリムタブの取り付け位置では、トリムタブを上げる方向 $\alpha = -10.5$ 度になると完全に水面から離れる。 $\alpha = 0$ 度では $F_n \nabla < 0.5$ の低速時に水没しているが、速度の増加に従い次第に上面が見え始め、 $F_n \nabla = 1.0$ 付近から高速側では水面から完全に離れるため姿勢の制御には寄与しなくなる。さらにトリムタブに角度を付け $\alpha = 10.5, 15.7, 21$ 度では、今回実験を行った全速度領域でタブは水面から離れることはなかった。ただし、 $F_n \nabla < 0.5$ では角度によらず水没状態でありトリムタブ付近では流れが乱れている。また、 $\alpha = 10.5$ 度は $F_n \nabla > 2.0$ でトリムタブの後端のみわずかに接水している状態であった。

図 5.6 に速度に対する航走姿勢を示す。トリムタブの角度 α が -10.5 度と 0 度ではトリムタブ無しとあまり差がない。さらに角度 α を増すとその作用により船尾に上向きの力が加わり、低速から高速までの全速度領域でトリムタブ無しより大幅に船首が下がる。

図 5.7 に速度に対する全抵抗係数をトリムタブの角度をパラメータとして示す。その結果、低速側で

はトリムタブの角度を増すにつれ抵抗が増加する。これは水没したトリムタブが船尾付近の流れを乱し、姿勢を変化させる作用というより、タブ抵抗自身が増加したためと思われる。 $F_n \nabla = 1.0$ のラストハンプ付近から $F_n \nabla < 1.5$ の領域ではトリムタブによる姿勢制御の効果が現れ、タブ無しに比較して抵抗はわずかに低減する。 $F_n \nabla > 1.5$ の高速域ではトリムタブの角度が増すにつれ抵抗は増加している。これはトリムタブ付近からかなり大きな波が生じていることから、平板を使用したため下面の流れが滑らかでなく、かえって抵抗が増加していると考えられる。

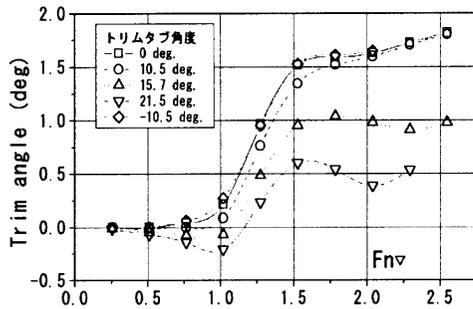


図 5.6 トリムタブの角度による姿勢

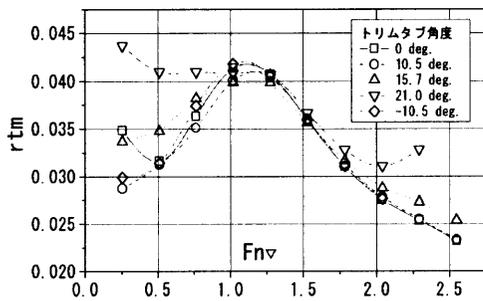


図 5.7 トリムタブの角度による全抵抗係数

5. 1. 4 まとめ

高速船の場合、速度等に対して航走姿勢が大きく変化し、性能も異なってくる。載貨状態、平均喫水等に対する出航時及び航走時の最適トリムの指針（方向性）を示すことは、今後の高速船の設計を考える上で重要となる。この検討のための第1段階として、初期トリムによる抵抗性能の変化・最適値探査を想定した姿勢パラメータ変更システムの検討構築を行い、長さ2mの単胴型高速模型船を用いて基礎実験を行った。

ウエイト移動方式とトリムタブの角度変更方式に

より高速船模型の姿勢を変化させ、2方式により抵抗低減の可能性を実験的方法で試みた。

ウエイト移動方式の結果から、この船型では抵抗係数が最小の船体姿勢が存在し、標準重心位置での航走トリム角を基準として低速側では船首を下げる方向、高速域では船首を上げることで抵抗低減効果があることがわかった。

平板簡易トリムタブ角の変更方式では、ラストハンプ付近で抵抗低減の効果があるが、その角度で固定したままでは高速域で逆に抵抗増加となってしまう。また、今回用いた方法では、船首を上げる方向には寄与しないため高速での抵抗低減は期待できない。

今回用いた模型船では、トリム変化に対する抵抗値の変化傾向が単調で制御システムの適用例としてはあまり適切ではなかったことなどのため、抵抗値そのものを目標値とした制御の実験には到らなかった。しかし、トリム角の自動制御の試行結果では目標値の±0.2度以内に収まり、パラメータ変更システムとしては有効性が確認できた。

ウエイト移動によるトリム変更の方法は、排水量の小さい高速船では実験技術面からも移動ウエイトを重く出来ずトリム姿勢変更は大きくできない。今後、実用上からもトリムタブ等の流体力学的変更やより効率的な姿勢変更方式や瞬時的に船体の姿勢を変化させ、本来の制御実験に結びつけることが課題となる。

5. 2 制御面としての水中翼の基本特性

高速船の耐航性や乗り心地に制御系は必要不可欠であり、制御性能は船固有の性能にも大きな影響をおよぼしている。例えば、全没型水中翼船は水中翼の揚力で船体を浮上させて航行するために耐航性に優れている。しかし、全没型水中翼船は自己安定性がないために制御系によって安定性を確保する必要がある。水中翼船は通常航行高度一定で制御されているが、荒天中で波高が高くなると水中翼の揚力変動が大きくなり、高度一定の制御ではブローチングやスラミングを発生し危険な状況になる。荒天中でのコンタリングモード（波に対する相対高度一定）の運航操作は操船者の判断で設定深度を手動で変更して制御している。このため、操船者の負担も大きいし、波面と船体が接触するなどの安全性にも影響する。

制御系のみで運航できない原因として、センシングの遅れ、波の予測、モデリングの精度、制御系の性能不足（追従性、ロバスト性）が考えられる。これらの問題を解決するためには、様々な海象条件での運動特性や様々な制御系についての検討を行う必要がある。これらを実験で検証するには膨大な工数

を要するので、研究の効率化を図るためにはシミュレーションを使って検討をすることが必要となる。縦運動のシミュレーションモデルを作成するためには、シミュレーションモデルの流体力微係数を求める必要がある。本研究では、全没水型水中翼船を対象モデルとしており、流体力微係数は船体を考慮せずに水中翼の流力特性から求める。

ここでは、流力微係数を求めるために行った水中翼単独の平水中、波浪中での流体力計測について以下に述べる。

5. 2. 1 水中翼実験の内容

模型は単独翼 NACA0012 (翼弦長 $c=180\text{mm}$) を用いて曳航速度、翼の揚力中心点から自由表面までの距離 (以下、没水深度とする)、翼迎角、波高、波長をパラメータとした。ただし、平均翼弦長を c とする。

表 5.1 平水中揚力計測実験条件

| | |
|--------------------|-----------------|
| 速度 V (m/s) | 0.664 (Fn=0.5) |
| | 1.329 (Fn=1.0) |
| | 1.993 (Fn=1.5) |
| | 2.657 (Fn=2.0) |
| | 3.322 (Fn=2.5) |
| 没水深度 h | 36mm (h/c=0.2) |
| | 90mm (h/c=0.5) |
| | 126mm (h/c=0.7) |
| | 180mm (h/c=1.0) |
| | 270mm (h/c=1.5) |
| 360mm (h/c=2.0) | |
| 翼迎 α (deg.) | 0,2,4,6 |

表 5.2 波浪中揚力計測実験条件

| | |
|--------------------|--------------------------|
| 速度 V (m/s) | 2.657 (Fn=2.0) |
| 没水深度 h | 36mm (h/c=0.2) |
| | 90mm (h/c=0.5) |
| | 126mm (h/c=0.7) |
| | 180mm (h/c=1.0) |
| | 270mm (h/c=1.5) |
| 360mm (h/c=2.0) | |
| 翼迎 α (deg.) | 4 |
| 波長 λ | 3.6m ($\lambda/c=20$) |
| | 7.2m ($\lambda/c=40$) |
| | 10.8m ($\lambda/c=60$) |
| | 14.4m ($\lambda/c=80$) |
| 波高 hw | 90mm (hw/c=0.5) |
| | 126mm (hw/c=0.7) |
| | 180mm (hw/c=1.0) |
| | 270mm (hw/c=1.5) |

| | |
|--|-------------------|
| | 360mm (hw/c= 2.0) |
|--|-------------------|

5. 2. 2 実験結果

平水中における翼の揚力特性への没水深度影響を図 5.8 に、波浪中での波高に対する翼の揚力特性変化を図 5.9 に示す。

平水中の揚力計測実験から、迎角によって揚力特性が大きく変化している。また、没水深度によっても揚力に対する迎角の影響は変化していることが分る。これより、過去の研究からも言われているように流力微係数は没水深度の関数となることが確認できた。さらに実験結果から、速度変化、高度変化に対する流力微係数にも没水深度の影響があることが分かった。従って、水中翼の流体力は流力微係数を用いて表現すると以下ようになる。今回、高次の項の影響は小さいとして省略してある。

$$C_L = C_{L_0} + C_{L_v}(h/c)v + C_{L_\alpha}(h/c)\alpha + C_{L_z}(h/c)z \tag{5.1}$$

ここで、 C_L は揚力係数、 C_{L_v} は速力に対する微係数、 C_{L_α} は迎角に対する微係数、 C_{L_z} は高度変化に対する微係数を表す。 v 、 α 、 z は平衡状態からの速度変化量、迎角変化量、高度変化量である。

また、波浪中の揚力変化を計測した実験結果から波長を変えても波高に対する揚力変化の傾向は変わらず、線形で十分近似できることが分かった。実験を実施した範囲では没水深度を変えても、同様の傾向があることが分った。

これより、波浪中による揚力変動は、以下のような線形近似を用いても十分表現できると考えられる。

$$\Delta C_L = C_{L_w} h_w \tag{5.2}$$

水中翼船のシミュレーションモデルの流体力は (5.1),(5.2) のような線形表現ができることが分った。今後水中翼船の運動シミュレーションモデル構築する上で有効な知見が得られた。

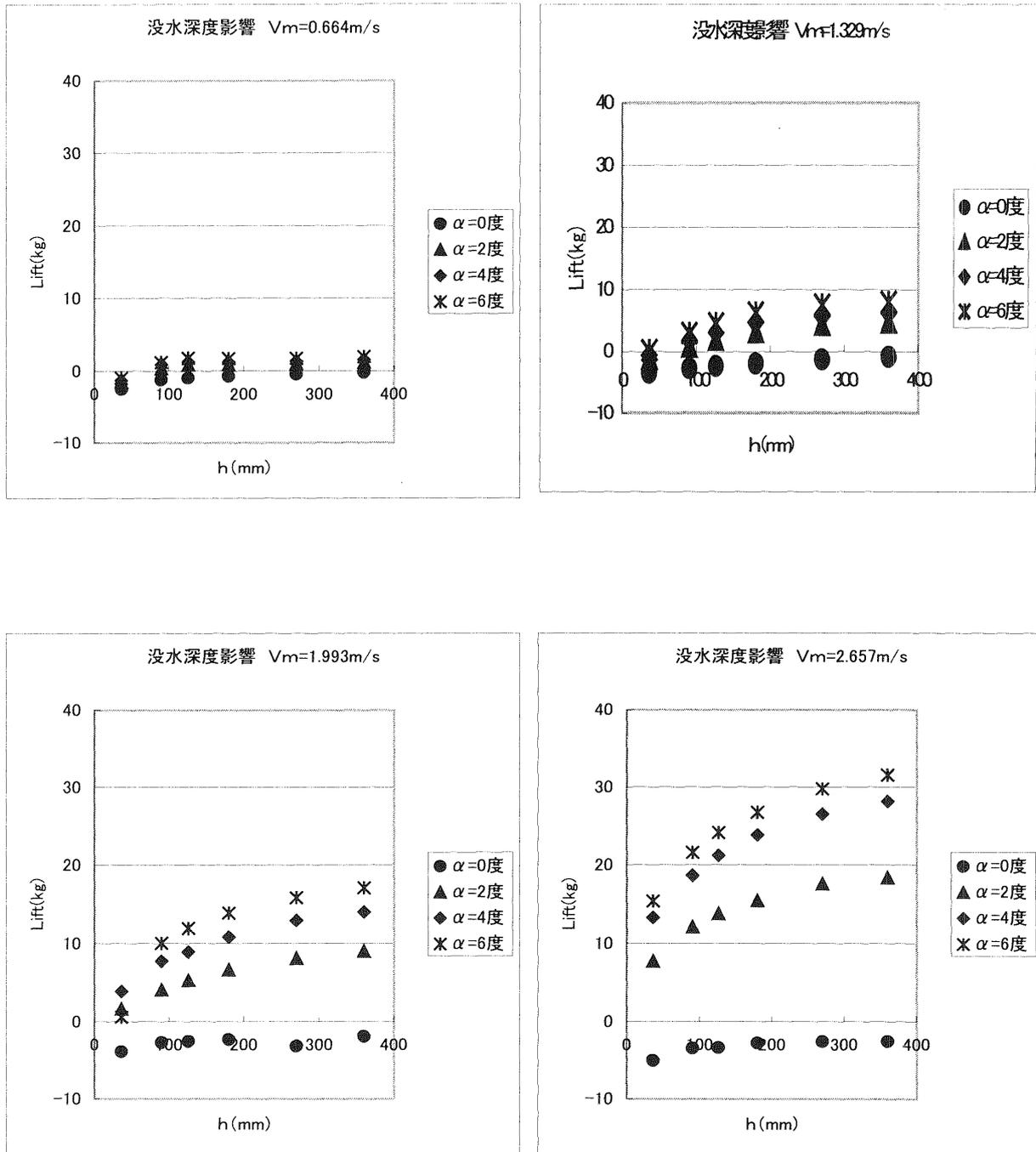


図 5.8 単独翼の没水深度による揚力変化(NACA0012)

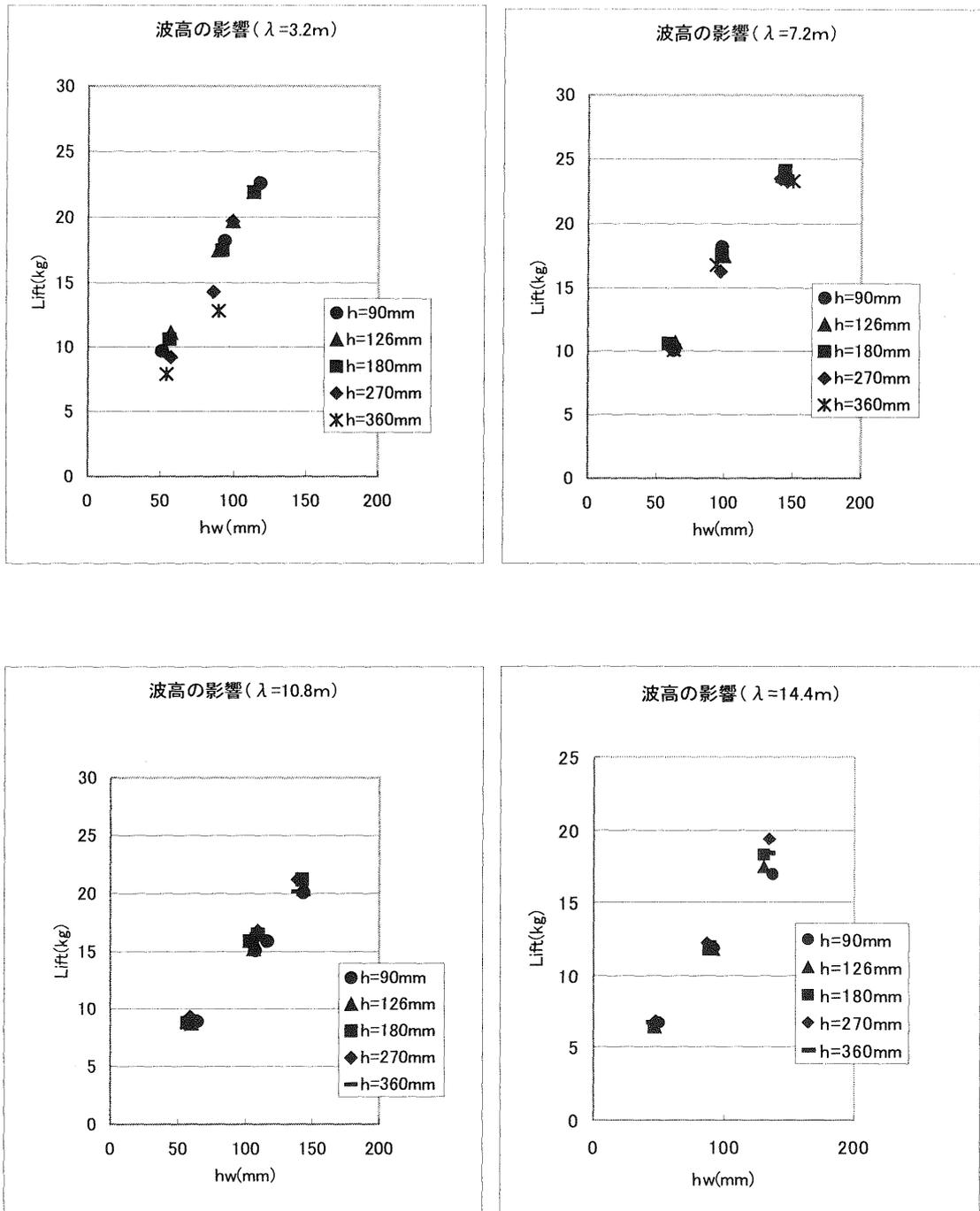


図 5.9 波浪中単独翼の波高による揚力変化(NACA0012)

5. 3 下向き揚力体としての単独翼の特性

科学技術特別研究員の研究課題「翼付き高速船に関する研究」(平成9年～平成11年度)の中で、造波抵抗が翼による下向きに働く揚力によって軽減される現象について着目し、翼単体において下向き揚力と造波抵抗がどういった特性を持つかを調べた。

下向き揚力による造波抵抗軽減の効果を調べるために、没水矩形翼の模型実験および揚力体周りの自由表面流れシミュレーション計算を行った。その中で、下向き揚力によって造波抵抗が軽減されることを示し、効果的な軽減のための下向き揚力の大きさや没水深度および速度の影響などを明らかにした。当初の本研究計画に付加された継続中の研究課題のため、ここでは発表論文経過リスト^{8) 13) 14) 16)}だけとし詳細は省略する。

5. 4 まとめ

高速船の制御の実験の第1歩として、機械的ウエイト変更方式と流体力利用によるトリムタブの角度変更方式による航走姿勢パラメータ変更実験システムを構築した。

また、制御面としての水中翼単体の基本流体力計測を行い、没水深度により大きく揚力が変化していることを再確認した。また、波浪中の実験で没水深度を固定して波高を変化させた場合、波高が高くなると急激に揚力変動が大きくなる。これは自由表面影響や翼の入射波に対する非定常特性によると考えられる。今まで水中翼の制御系は没水深度一定として設計していたが、波高が高い場合は深度一定の仮定が成り立たなく特性変化を考慮した制御系を検討する必要がある。

6. CFDを用いた高速船の流体力学的性能の推定

6. 1 はじめに

これまで、計算流体力学(CFD:Computational Fluid Dynamics)は、翼まわり流れに代表される比較的単純な定常流れしか解くことができず、かつ専門家にしか使えない発展途上の道具であった。しかしながら、近年の CFD 技術の目覚ましい発達により、実際的な複雑な形状を有する物体に対し、そのまわりの流れを理解し、設計解析を行うための実用的な道具へと変わりつつある。船舶海洋分野においても、CFDの専門家でない人が、Navier-Stokes(NS)ソルバーでパラメトリックなシリーズ計算を行い、その結果を設計に適用するようになってきた。このような背景のもと、本研究では、CFDをより実用的な道具とするために、複雑な形状を有する高速船まわりの

流れに対する高精度な推定及びその複雑な流れに起因する高速船に特有な挙動の解明を可能とする二種類の NS ソルバーを開発した。

一つは、汎用なマルチブロック法に基づく3次元定常 NS ソルバーである。高速船には複数の要素を組み合わせた複合船型が多く、通常の船舶に比べ形状のトポロジーがはるかに複雑である。このため、格子生成が CFD 計算を適用する上での大きなボトルネックになっている。この課題を克服するために、計算領域をいくつかの小領域に分割し、それぞれの領域で格子を生成するマルチブロック法を採用した。本計算手法では汎用性を意識してプログラムをコーディングしたため、高速船に限らず様々な問題に対応できるようになっている。

もう一つは、波浪中を航走する表面効果船(SES:Surface Effect Ship)の運動を計算するコードである。SESの大きな問題点は、cobblestone effect と呼ばれる穏やかな海象下で生じる大きな上下加速度である。これは、クッション内における空気の圧縮性による共振現象であり、入射波が起こすクッション内の容積変化が原因となっている。

本計算のアルゴリズムは、バグまわりとクッション内の流れをそれぞれ二次元非定常 NS ソルバーと圧縮性を考慮したポテンシャルソルバーで解いて船体にかかる空気力を計算し、その力やモーメントを用いて縦方向の運動を時間ベースに求めるものである。これまでは、この現象は大変複雑なため、実際の船を用いた実験的な手法を中心とした研究が進められてきたが、自由度が高い NS ソルバーを採用することにより、高速船特有な現象を高精度に推定することが可能となった。

本章ではこれら二つの計算手法を記述し、次に高速船への実用例として、マルチブロック法では PAR-WIG(Power Augmented Ram Wing in Ground effect)まわりの流れと複合型水中翼船の自由表面流れを計算し、また、非定常ソルバーと組合わせた SES の運動計算コードを用いて cobblestone effect を計算し、これらの計算結果と実験結果などとの比較により本計算手法の有効性を示す。

6. 2 複雑形状を有する高速船まわりの流れ解析

6. 2. 1 計算法

本研究で開発した NS コードは、グローバルな保存を満たすように有限体積法で離散化し、流体変数を cell-centred に配置した風上差分法である。また、複雑な物体形状まわりの流れにも対応できるように、マルチブロック法を適用している^{29) 30)}。

6. 2. 1. 1 基本となる NS コード

連続の式に擬似圧縮性を導入した非圧縮性 3 次

元 Navier-Stokes 方程式は、ベクトル形の保存型で次式のようになる。

$$q_t + (E + E_v)_x + (F + F_v)_y + (G + G_v)_z + H = 0 \quad (6.1)$$

但し、 (x, y, z) は直交座標系を表し、流体変数 q 、非粘性 flux vector E, F, G 、粘性 flux vector E_v, F_v, G_v 、体積力 H は以下に示す通りである。

$$q = \begin{bmatrix} p \\ u \\ v \\ w \end{bmatrix}, [E \ F \ G] = \begin{bmatrix} \beta u & \beta v & \beta w \\ u^2 + p & uv & wu \\ uv & v^2 + p & vw \\ uw & vw & w^2 + p \end{bmatrix},$$

$$[E_v \ F_v \ G_v] = -\nu \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 2u_x & u_y + v_x & u_z + w_x \\ u_y + v_x & 2v_y & v_z + w_y \\ u_z + w_x & v_z + w_y & 2w_z \end{bmatrix},$$

$$H = - \begin{bmatrix} 0 \\ f_{bx} \\ f_{by} \\ f_{bz} \end{bmatrix}, \nu = \frac{1}{Re} + \nu_t \quad (6.2)$$

ここで、 (u, v, w) は (x, y, z) 方向の流速成分、 p は圧力、 β は擬似圧縮性の正のパラメータ、 Re はレイノルズ数、 (f_{bx}, f_{by}, f_{bz}) は各方向の体積力成分、 ν_t は後述する乱流モデルから決定する渦動粘性係数である。

離散化には有限体積法を用い、流体変数 q と渦動粘性係数 ν_t をセル中心に配置した。格子セルを control volume として扱い、各セル面における非粘性流束は、Roe 法³¹⁾で評価し、MUSCL³²⁾により3次精度を保持した。粘性流束は、2次精度の中心差分で離散化した。時間積分は1次精度の Euler 後退差分とし、空間積分には IAF 法を用いた。

6. 2. 1. 2 乱流モデル

乱流モデルとして、Baldwin-Lomax(B-L)モデルが複雑な物体形状まわりの流れにも適用できるように改良した Huband のモデル³³⁾を用いた。形状が幾何学的に複雑な場合、複数の壁に囲まれて複数の scale length を有する領域が存在する場合がある。一般に、構造格子は最大6方向の境界面から影響を受ける可能性がある。つまり、上流、下流、左、右、下、上方向からである。各境界面からの影響を線型

和で表したのが次式である。

$$\nu_t = \sum_{m=1}^6 \frac{\nu_{tm}}{y_m} / \sum_{m=1}^6 \frac{1}{y_m} \quad (6.3)$$

ここで、 y_m は壁からの距離、 ν_{tm} は他の壁を無視して B-L モデルで計算した渦動粘性係数である。 m 番目の境界面が壁でない場合は、 y_m と ν_{tm} を各々 $\infty, 0$ として扱う。この式には物理的な意味はないが、以下の特徴を持つ。

- 1) 複雑な length scale を計算する必要がない。
- 2) いずれかの壁に接近すると、B-L モデルの解に近づく。
- 3) 複数の壁から等距離の点では、各々の壁から等しく影響を受ける。

6. 2. 1. 3 プロペラ (PAR) モデル

プロペラに働く力は、Hough-Ordway が提唱した次式の体積力分布³⁴⁾で表現する。

$$\begin{aligned} f_{bx} &= F_{x'} \cos \theta_p - F_\phi \cos \phi \sin \theta_p \\ f_{by} &= F_\phi \sin \phi \\ f_{bz} &= -F_{x'} \sin \theta_p + F_\phi \cos \phi \cos \theta_p \end{aligned} \quad (6.4)$$

ただし、

$$\begin{cases} F_{x'} = A_{x'} r^* \sqrt{1 - r^*}, \\ F_\phi = A_\phi \frac{r^* \sqrt{1 - r^*}}{(1 - Y_h) r^* + Y_h}, \\ A_{x'} = C_{Tprop} \frac{\Delta S_p}{\Delta V} \cdot \frac{105}{16(4 + 3Y_h)(1 - Y_h)}, \\ A_\phi = \frac{K_Q \Delta S_p}{J^2 \Delta V} \cdot \frac{105}{\pi(4 + 3Y_h)(1 - Y_h)}, \\ r^* = \frac{Y - Y_h}{1 - Y_h}, Y = \frac{R}{R_p}, Y_h = \frac{R_h}{R_p} \end{cases} \quad (6.5)$$

ここで、 $\phi, \theta_p, C_{Tprop}, K_Q, J, S_p, V, R, R_h, R_p$ は接線角、プロペラの下向き角、プロペラ面積で無次元化したプロペラ推力係数、トルク係数、前進係数、プロペラ単独面積、セル体積、プロペラ中心を原点とする半径座標、ハブ半径、プロペラ半径である。

本モデルは、プロペラ寸法および特性量が定まると一意に決まるため、反復計算は行なわない。

6. 2. 1. 4 自由表面条件

自由表面条件は、応力条件と運動学条件³⁰⁾からなる。まず接線応力条件において、空気側の粘性応力が小さいと考えると水側の粘性流束はなくなり、速度の境界条件はゼロ勾配で近似できる。また法線応

力条件では、大気圧をゼロと仮定し、水、空気両側の法線粘性応力と表面張力を無視すると、自由表面上の圧力は Dirichlet 条件 h/Fn^2 で与えることができる。ただし、 h は波高、 Fn はフルード数である。

次に、運動学条件は波高を更新する際に用いる。自由表面が一価関数で表せると仮定し、また外部境界での波の反射を避けるために、波減衰関数 $W(x,y)h$ を導入すると運動学条件は次式で表される。

$$h_t + uh_x + vh_y - w + W(x,y)h = 0 \quad (6.6)$$

$$W(x,y) \equiv A \times \max \left[H(x-x_d) \left(\frac{x-x_d}{x_0-x_d} \right)^2, H(y-y_d) \left(\frac{y-y_d}{y_0-y_d} \right)^2 \right] \quad (6.7)$$

ここで、 H は Heaviside 関数、 x_0, x_d は下流境界、波減衰領域始点の x 座標、 y_0, y_d は外部境界、波減衰領域始点の y 座標、 A は波減衰を制御するパラメータである。本計算では A を 100 とした。

式(6.6)を、時間に関して 1 次精度の Euler 後退差分、他の項は 3 次精度の上流差分を用いて、格子点で離散化した。波高を SOR 法で求めた後、参照格子からスプライン補間を用いて計算格子を作り直す。

6. 2. 1. 5 マルチブロック法

複雑形状物体まわりの流れを構造格子を用いて解析するために考案された手法が領域分割法である。領域分割法では、計算領域をいくつかの小領域に分割し、それぞれの領域で格子を生成する。

領域分割法の一つであるマルチブロック法は、ブロック間の境界面上で格子点が一致する必要があるため、格子生成に関して、他の領域分割法(例えば、キメラ法やパッチドグリッド法)に比べて制約が大きい。しかし、隣接するブロックのセルをブロック内部のセルと同様に扱うことが可能となり、データ補間に伴う精度落ちを容易に防ぐことができる。また、本研究では、一つの計算コードで、任意のブロック数、ブロックの大きさ、ブロック間の接続関係を入力データで自由に変更することが可能な汎用マルチブロックスキーム^{2,9) 3,0)}を導入した。

マルチブロックの例として、図 6.1 に示すブロック構成を持つ物体まわりの流れを考える。灰色の直方体が物体であり、計算領域は 4 つのブロックから構成されている。各々のブロックは、計算座標系では 6 つの面と 8 つの頂点を持つ直方体とする。

各ブロックの境界面では、ブロック間の接続関係

や一様流等の各種の境界条件が与えられる。現在取扱うことができる境界条件の種類は、他ブロックとの接続、流入条件、流出条件、外部流条件、 x, y, z -対称条件、固定壁条件、移動板条件、非線型自由表面条件の 10 種類である。これらの境界条件番号をブロックの各境界面を構成する各セル面と与えることにより、境界条件が指定される。他のブロックと接続する場合には、さらに接続されるブロック番号と対応する点の番号、例えば、 $i=const.$ 面の場合は (j,k) が与えられる。一例として、図 6.1 に示したブロック 1 の下流面の境界条件情報を図 6.2 に示す。境界面はブロック 2,3 の上流面と接しており、中央部では固体壁に接している。これらの 3 種類の境界条件は、 (j,k) 番号でその位置と広がり指定される。

ソルバーは、これらの境界条件情報を基にブロックを接続し、IAF 法の ξ, η, ζ 方向のスweepを構成する。図 6.3 の例を用いて、スweepの構成方法を示す。図 6.3 の上図は、図 6.1 を上から見た計算格子であり、4 つのブロックに分かれている。最初に各ブロックの上流から下流に向かって図 6.3 の下図に示すように ξ 方向にスweepする。細線と細線にはさまれた、番号をふっている領域がスweepラインである。また、太線はスweepラインの最初と最後の物理的な境界を示す。ブロックとブロックの境界面で格子点はすべて一対一対応するため、境界面を横切ってスweepを接続することができる。例えば、1,2,3 番の ξ sweep はブロック 1,3,4 から構

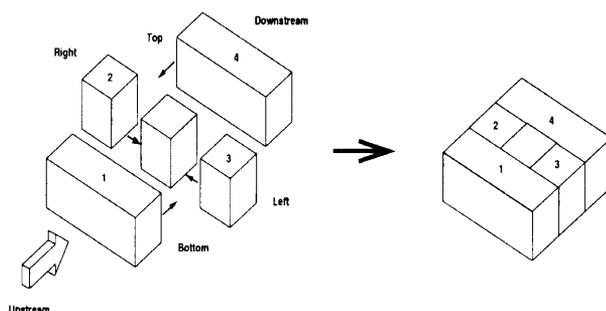


図 6.1 物体まわり流れのブロック構成

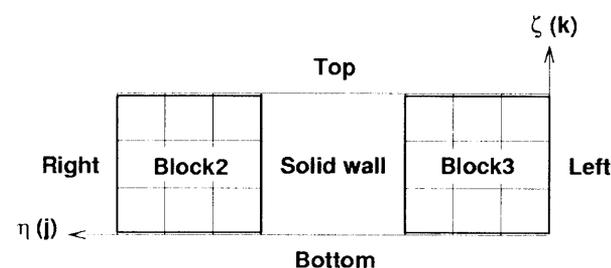


図 6.2 ブロック 1 の下流面の境界条件

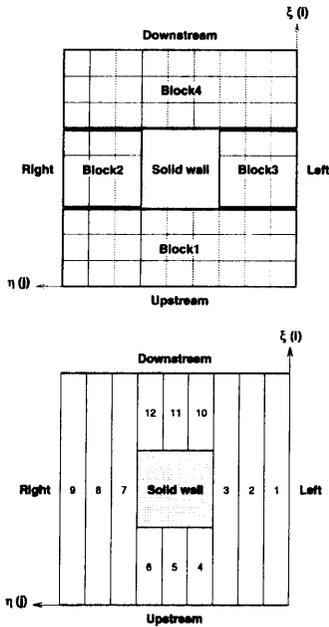


図 6.3 複数のブロックを接続するスイープ

成されている。通常の領域分割法では、陰的な解法を用いても各ブロック毎で計算を進めるため、隣接するブロックにおいて一つ前の時間ステップで求めた値をブロックの境界で与える。このため他のブロックとの時間遅れが生じ、収束が悪くなる。しかし本手法では物理境界でのみ境界値を与えれば良く、全てのブロックを陰的に、かつ同じ時間ステップで計算することが可能となり、計算効率を単独計算格子と同じレベルに保つことができる。 ξ スイープが終ると、次に同様の手順で η スイープ、 ζ スイープと計算を進める。

6. 2. 2 適用例

6. 2. 2. 1 PAR-WIG まわり流れへの適用^{3) 7)}

PAR-WIG とは、地面効果翼(WIG)の前方に推進器を配置し、その後流を翼下部に強制的に送り込むことにより、地面効果で得られた翼下面の高い圧力(ラム圧)をさらに増加させ、翼の高揚力化を図るものである。しかし、PAR 効果を用いると揚力の増大に伴い、翼の圧力中心が後方に移動して頭下げモーメントが大きくなり、通常の WIG より更に縦方向の運動が不安定になる。このため、PAR-WIG の安全性の評価には、流れ場を精度良く推定する道具が必要である。本研究で用いた PAR-WIG の形状は、翼端板付きの矩形翼で、翼断面形状には、venturi action^{3 5) 3 6)} が起きにくいキャンパのついた NACA6409 を選んだ。アスペクト比は 0.6 と通常の航空機に比べて小さい。翼の概観図と計算格子を図 6.4 に示す。図 6.5 には、18 個のブロックに分けた翼まわりの流れ場のブロックのトポロジーを示

す。

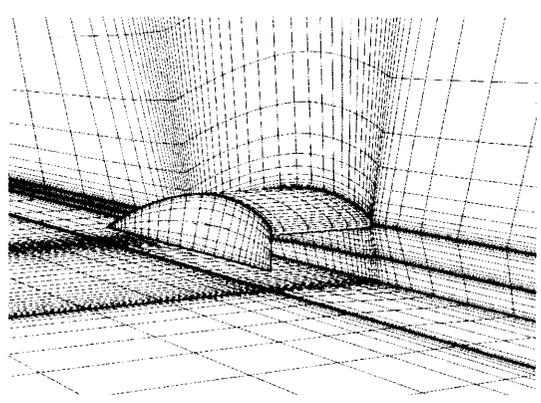


図 6.4 計算格子(h/c=0.05)

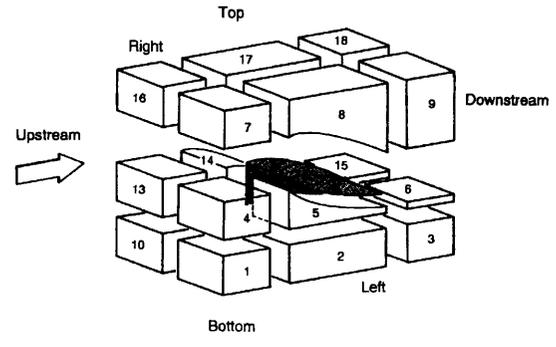


図 6.5 PAR-WIG まわりの流れ場のブロック構成

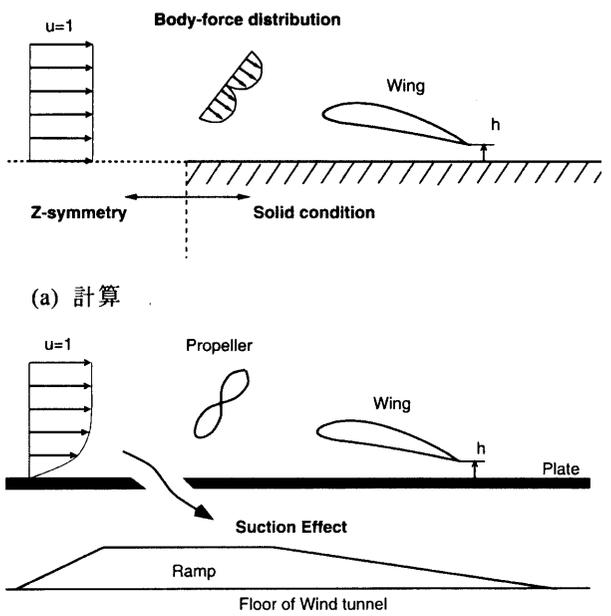


図 6.6 地表面での境界条件

迎角は 6° に固定し、翼弦長 c で無次元化した翼後縁の地面高度 h/c は 0.02, 0.05, 0.10 の 3 種類とした。地表面における境界条件は、風洞実験(地面板法)に合わせた。つまり、図 6.6(a)に示すように地面板より上方のみを計算対象と考え、スロットより下流の地面板位置に固定壁条件、スロット後端より上流及び地面板後端より下流側には上下対称条件を与えた。また、プロペラは、翼前縁より 1 翼弦長前方に左右に一つずつ配置し、一様流の動圧と翼面積で無次元された推力係数 C_T は実験状態とあわせて 2.9 とした。また、回転流成分である係数 K_Q/J^2 は、数回の数値実験によりプロペラ後流の速度分布が実験値と合うように調整した結果、0.3 に定めた。なお、レイノルズ数 Re は、 2.4×10^5 とした。

はじめに、高度ベースの揚力 CL 、抗力 CD 、1/4 弦長まわりのピッチングモーメント CM 、揚抗比 L/D 、圧力中心 $c.p.$ に関して実験結果との比較を行なった。その結果を 図 6.7 に示す。

翼が地面に近づくと揚力も抗力も増大するが、揚力が極端に大きくなるため、揚抗比も大きくなる。また、高度が下がると頭下げモーメントが増大し、圧力中心は急激に後方に移動し、縦運動に対して不安定な状態になる。これらの空力特性は、今回計算した全高度域にわたって実験と非常に良く一致している。次に、高度 h/c が 0.02 の場合の翼下面の圧力分布について比較を行なった。翼のスパンの半分 $b/2$ で無次元化した幅 $2y/b=0.000, 0.250, 0.500, 0.833, 0.917$ のスパン位置における翼下面

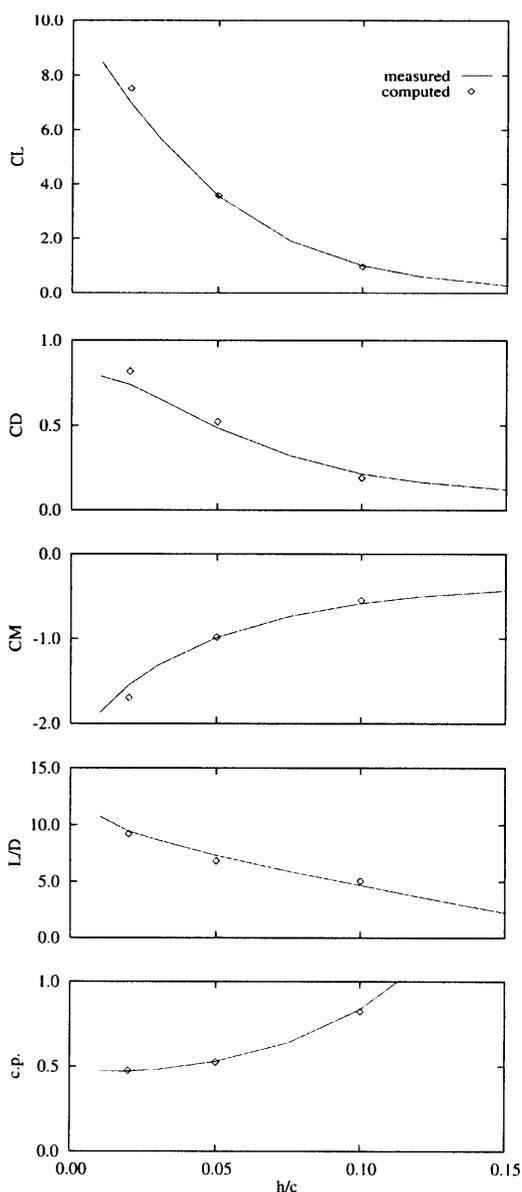


図 6.7 PAR-WIG の空力特性の比較

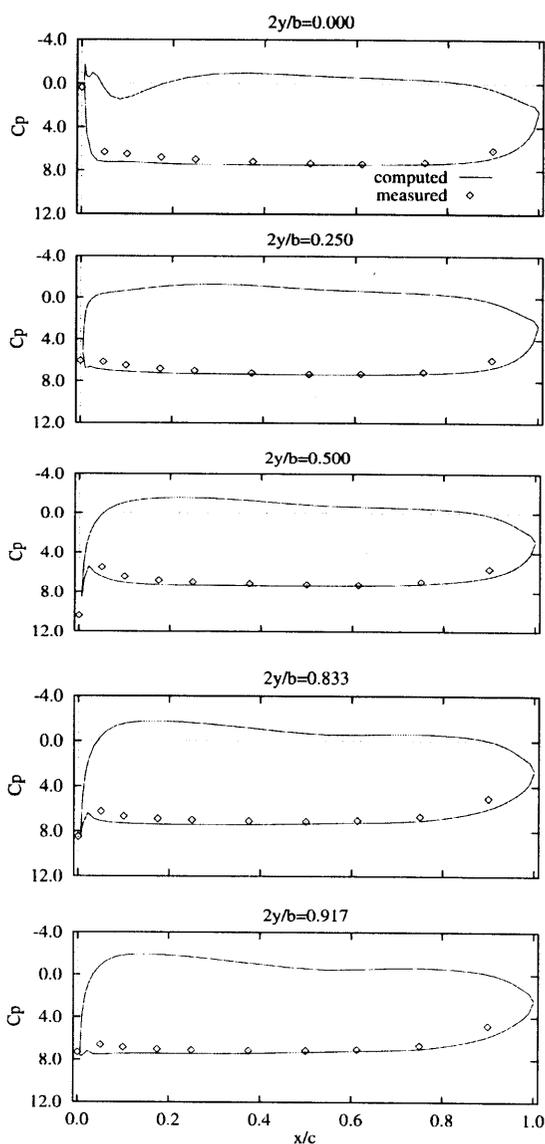


図 6.8 PAR-WIG の表面圧力分布の比較($h/c=0.02$)

の圧力分布の計算値と実験値との比較を図. 6. 8 に示す。計算値は、翼下面において長手方向にほぼ一定な高い圧力を保持し、また翼端板の影響でスパン方向にもほとんど変化していないため、翼下面全域にわたってほとんど一定な高圧状態になっており、実験値と非常に良く一致している。

6. 2. 2. 2 複合型高速船まわりの自由表面流れへの適用^{5) 30)}

フルード数が大きくなると、造波抵抗も大きくなり、自由表面影響が無視できなくなる。また、船が複数の要素で組み合わされている場合、波の干渉も複雑になり、推定が困難になる。このため、本研究では、複合船型として水面貫通ストラットが前後に2本ついた(タンデム型)没水回転体を用いた。図 6.9 にブロック構成を示す。計算領域は7つのブロックで構成され、一様流は図の右から左に流れる。

フルード数は 0.265, 0.891 の二種類とした。本研究では自由表面をシミュレートすることを主眼としたため、レイノルズ数は、水槽試験(7.313×10^6 , 2.455×10^7)に比べて小さいが、充分乱流状態である 1.0×10^6 を用いた。

計算格子は、H-O 型の物体適合座標系を用いた。図 6.10 は $Fn=0.891$ の場合に収束した計算格子である。物体の造波による自由表面の形成が見られる。

図 6.11 に、計測した剰余抵抗係数と計算した圧力抵抗係数の比較を示す。なお、抵抗の無次元化は一様流の動圧と船長 L の 2 乗で行なった。両フルード数の場合とも、実験と良く一致している。

図 6.12 は、 $y/L=0.0177$ における縦切り波形を実験結果と比較した。両場合とも、実験との一致度はかなり高い。 $Fn=0.891$ の計測結果において、 $x/L=0.5$ に局所的な波が見られる。これは、前ストラットから剥がれたスプレーが水面に落ちてできた波である。本手法ではスプレー現象を考慮していないため、計算ではシミュレートできていない。

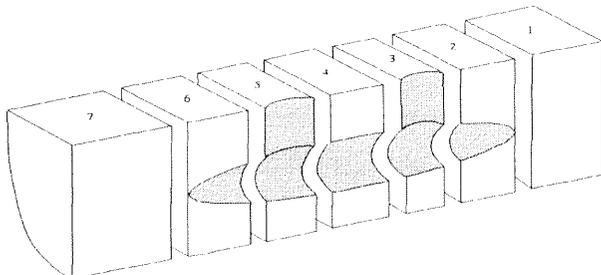


図 6.9 水中翼船まわりの流場のブロック構成

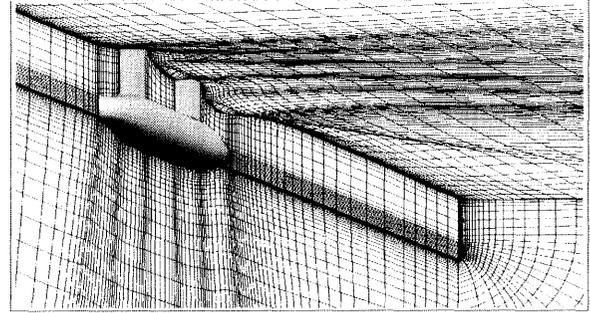


図 6.10 計算の収束結果($Fn=0.891$)

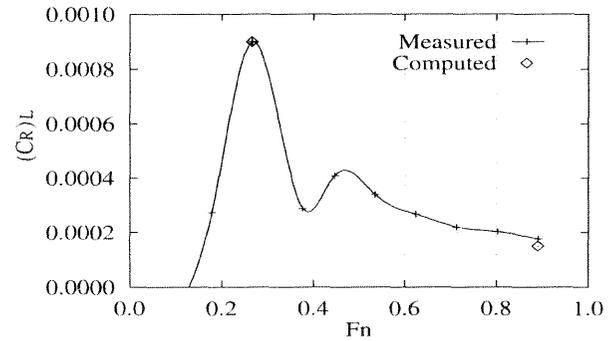


図 6.11 剰余抵抗(実験)と圧力抵抗(計算)の比較

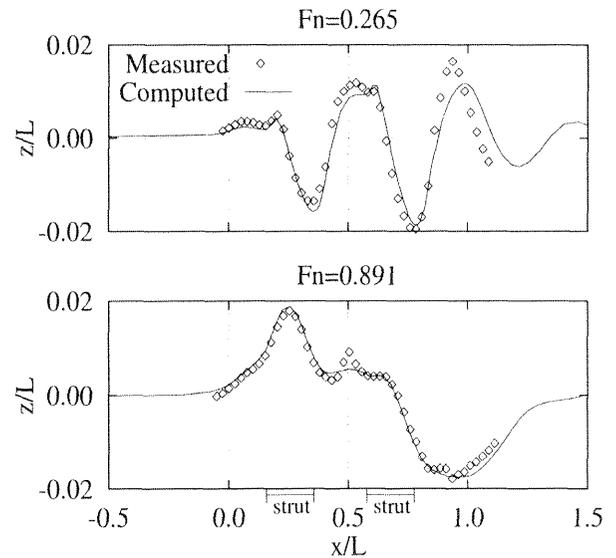


図 6.12 縦切り波形のの比較($y/L=0.0177$)

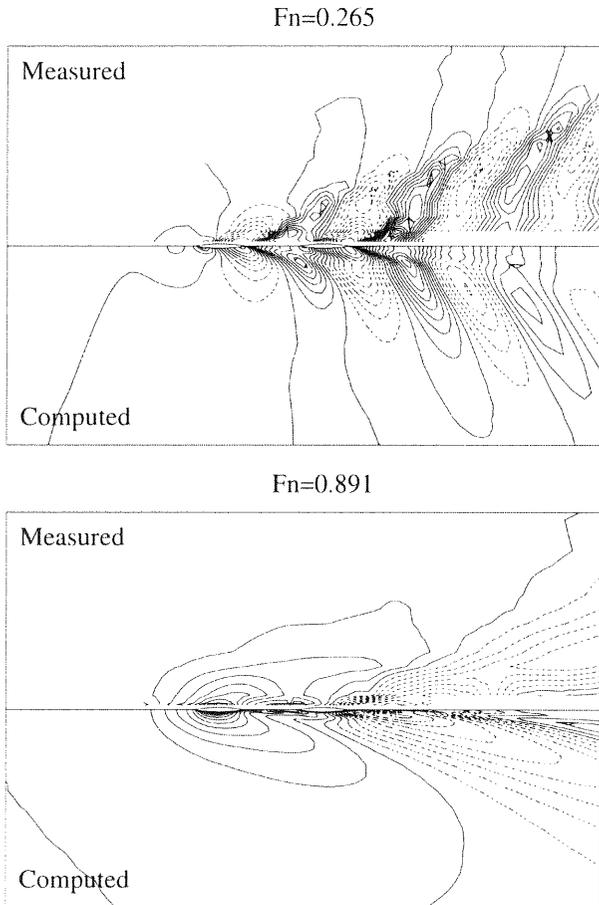


図 6.13 波高の等高線分布の比較(間隔は $0.002 \times L$ 点線は負の値を示す。)

図 6.13 は、実験と計測との波の等高線図である。両場合とも、精度良くシミュレートできている。 $Fn=0.265$ は横波の波長が 2 本のストラット間の長さと同じで、2 本のストラットの造る波が同調している。このため大きな抵抗増加をもたらし、図 6.11 から明らかなようにハンプ速度となっている。一方、 $Fn=0.891$ では、横波が縦波に比べて小さくなり、長い波長がシミュレートされている。

6.3 SESの運動計算

6.3.1 計算法

本研究で開発した波浪中における SES の運動計算プログラムは、バッグまわりとクッション内の流れをそれぞれ二次元非定常 NS ソルバーと圧縮性を考慮したポテンシャルソルバーで解いて船体にかかる空気を計算し、水から受ける流体力はストリップ法に基づき計算する。これらの力やモーメントを用いて縦方向の運動を時間ベースに求めるものである。

6.3.1.1 SESの運動方程式

(1) 縦方向の運動方程式

船体重心に原点があり、前進速度 U で移動する直交座標系(図 6.14 参照)では、縦方向の上下揺 η_3 、前後揺 η_5 に関する連成運動方程式は次のようになる。

$$(M + A_{33}^h) \frac{d^2 \eta_3}{dt^2} + B_{33}^h \frac{d\eta_3}{dt} + C_{33}^h \eta_3 + A_{35}^h \frac{d^2 \eta_5}{dt^2} + B_{35}^h \frac{d\eta_5}{dt} + C_{35}^h \eta_5 = F_3^h(T) + F_3^a(T) \quad (6.8)$$

$$(I_5 + A_{55}^h) \frac{d^2 \eta_5}{dt^2} + B_{55}^h \frac{d\eta_5}{dt} + C_{55}^h \eta_5 + A_{53}^h \frac{d^2 \eta_3}{dt^2} + B_{53}^h \frac{d\eta_3}{dt} + C_{53}^h \eta_3 = F_5^h(T) + F_5^a(T) \quad (6.9)$$

ここで、 M は質量、 I_5 は慣性モーメント、 T は時間を表す。 A^h, B^h, C^h は流体力微係数、 F^h はサイドハルに働く線形な流体力で、これらはストリップ法に基づいて求める。非線形な空気が力 F^a は次式で書ける。

$$F_3^a = B_C \left\{ \int_{\text{cushion}} \dot{P}_C dX + \int_{\text{bag}} \dot{P}_B dX \right\} \quad (6.10)$$

B_C はクッション幅、 \dot{P}_C, \dot{P}_B は各々クッション圧の変動分、空気洩れによるバッグ上圧力の変動分であり、推定法は(2)および(3)節に後述する。時間積分には、4次精度のルンゲクッタ法を用いる。

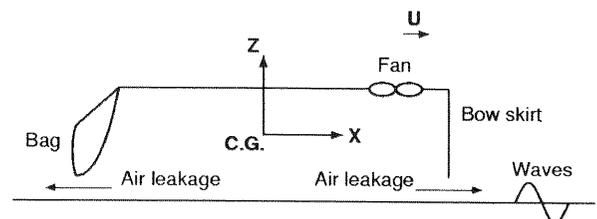


図 6.14 座標系およびクッションモデル

(2) クッション内の流れ

クッション内の流れを図.6.14 に示す。クッション圧が横方向、高さ方向に一定と仮定すると、クッション圧に対する速度ポテンシャル Φ は次式に支配される。

$$\frac{\partial^2 \Phi}{\partial T^2} - c^2 \frac{\partial^2 \Phi}{\partial X^2} = c^2 \frac{\partial}{\partial Z} \left(\frac{\partial \Phi}{\partial Z} \right) \quad (6.11)$$

ただし、 c は音速、 $\frac{\partial \Phi}{\partial Z}$ は境界条件として与える。

クッション圧 P_C は次のように分離する。

$$P_C = P_{C0} + \hat{P}_C, \quad \hat{P}_C = -\rho_{C0} \frac{\partial \Phi}{\partial T} \quad (6.12)$$

ここで、添字 0, $\hat{}$ は平衡状態と変動分を示す。

空間離散化にはセル中心の有限体積法を用い、空間微分は 2 次の中心差分で評価する。離散化された支配方程式は次式になる。

$$\frac{\partial^2 \Phi_i}{\partial T^2} = c^2 \left\{ \frac{\Phi_{i+1} - 2\Phi_i + \Phi_{i-1}}{(\Delta X)^2} + \frac{\left(\frac{\partial \Phi_i}{\partial Z}\right)_{top} - \left(\frac{\partial \Phi_i}{\partial Z}\right)_{bot}}{H_C} \right\} \quad (6.13)$$

Φ_i は Φ の Z 方向の平均、 H_C はクッション高さである。

時間積分は、運動方程式と同様とする。

境界条件は以下の通りである。ファンの影響を考慮したウエットデッキ(top)の Z 方向速度は、

$$\left(\frac{\partial \Phi}{\partial Z}\right)_{top} = \frac{d\eta_3}{dT} - X \frac{d\eta_5}{dT} - \frac{(\frac{\partial Q_f}{\partial P})_0 P_C}{A_f} \delta(X - X_f) \quad (6.14)$$

ここで、 $(\partial Q_f / \partial P)_0$ はファンからクッション内に入る単位幅当たりの流量とクッション圧との傾き、 X_f, A_f はファンの X 座標とファン面積である。

自由表面(bot)の Z 方向速度を次式で与える。

$$\left(\frac{\partial \Phi}{\partial Z}\right)_{bot} = \sum_{n=1}^{N_w} \omega_n \zeta_{an} \cos\left\{k_n \left(\frac{L}{2} - X\right) - \omega_{en} T + \epsilon_n\right\} \quad (6.15)$$

N_w は用いた規則波成分の数である。

入射波の波高 ζ_a は修正 Pierson-Moskowitz wave spectrum で求める。 k, ω_e, ϵ は波数、出会円周波数、ランダム位相である。

船首尾端では、X 方向速度は次式になる。

$$\frac{\partial \Phi}{\partial X} = \frac{Q_o - Q_{o0}}{H_C}, \quad Q_o = V_A k H_L \quad (6.16)$$

Q_o は空気洩れの流量、 V_A は空気洩れ速度、 k はジェットのコントラクション係数、 H_L は空気洩れ高さである(図 6.15 参照)。 V_A は音速に較べて遅く、また、バッグ長はクッション内の圧力波の波長に較べて短いため、非圧縮性のベルヌーイ定理を用いて次のように求める。

$$V_A = \sqrt{\frac{2\{(P_C)_{end} - P_a\}}{\rho_a \left\{1 - \left(\frac{k H_L}{H_C}\right)^2\right\}}} \quad (6.17)$$

ここで、 $(P_C)_{end}, P_a$ は船首尾端でのクッション圧と大気圧である。(6.17)式は、空気洩れによる流れがバッグ底で剥離し、ジェットに遷移すると仮定し導いた。

(3) バッグまわりの流れ

バッグまわりの流れは大変複雑である。バッグ底より上流では縮小管流れである。しかしながら、バッグ底より下流では拡大管流れになり、限界拡大角を越える前にバッグ上で剥離し、ジェットに遷移すると考えられる。本研究では、非圧縮性の時間依存型 N-S コードにより、バッグ上の圧力分布を推定する。詳細は 6.3.1.2 節で述べる。

比較として、バッグ底でジェットに遷移すると仮定し、非圧縮性のオイラー式と連続の式から Ulstein³⁷⁾ が導出した次式を用いる。

$$P_B(X) = P_a + \frac{1}{2} \rho_a V_A^2 \left\{1 - \left(\frac{k_{AP} H_L}{H(X)}\right)^2\right\} \quad (6.18)$$

ここで、 $H(X)$ は地面高さで図 6.15 に定義する。

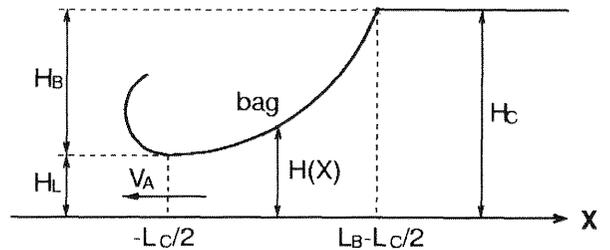


図 6.15 船尾バッグまわりの流れ

6.3.1.2 時間依存型 N-S ソルバー

(1) 支配方程式

支配方程式は、擬似圧縮性を考慮した保存形式の 2 次元時間依存型 Navier-Stokes 方程式で、移動格子を考慮した一般曲線座標系で書くと次のようになる。

$$\frac{\partial Q}{\partial \tau} + \frac{\partial E}{\partial \xi} + \frac{\partial F}{\partial \eta} = 0 \quad (6.19)$$

ここで、

$$Q = J [p, u, v]^T$$

$$E = \begin{bmatrix} \beta U \\ u(U-U_g) + \xi_x p - (\xi_x \tau_{xx} + \xi_y \tau_{yx}) \\ v(U-U_g) + \xi_y p - (\xi_x \tau_{xy} + \xi_y \tau_{yy}) \end{bmatrix}$$

$$F = \begin{bmatrix} \beta V \\ u(V-V_g) + \eta_x p - (\eta_x \tau_{xx} + \eta_y \tau_{yx}) \\ v(V-V_g) + \eta_y p - (\eta_x \tau_{xy} + \eta_y \tau_{yy}) \end{bmatrix}$$

J はセル体積、 β は擬圧縮性パラメータ、 p は圧力、 u, v は直交座標系 x, y 方向の速度、 U, V は一般曲線座標系 ξ, η 方向の速度、 U_g, V_g は ξ, η 方向の格子速度、 $\tau_{xx}, \tau_{xy}, \tau_{yx}, \tau_{yy}$ は応力テンソルである。なお、全ての変数は、空気密度 ρ_a 、平均空気流れ速度 V_{A0} 、バッグ長 L_B によって無次元化した。乱流モデルは Baldwin-Lomax 法を用いた。なお、格子速度の取り扱いに関しては、(3) 節で後述する。

(2) 時間離散化および時間積分

時間微分を 2 次精度の Euler 後退差分とし、(6.19) 式をセル中心の有限体積法を用いて離散化すると次式になる。

$$N(Q^{n+1}) \equiv \frac{3Q_{ij}^{n+1} - 4Q_{ij}^n + Q_{ij}^{n-1}}{2\Delta\tau} + [E^{n+1}]_{i-\frac{1}{2}}^{i+\frac{1}{2}} + [F^{n+1}]_{j-\frac{1}{2}}^{j+\frac{1}{2}} = 0 \quad (6.20)$$

n は時間ステップを表し、 ij はセル中心、 $i \pm 1/2$ は ξ 方向のセル面を示す。非粘性流束は Roe 法^{3.1)} により評価し、MUSCL^{3.2)} を用いて 3 次精度を維持した。粘性流束の評価には 2 次の中心差分を用いた。

(6.20) 式の左辺に対して Newton 緩和法を適用する。

$$N'(Q^{n+1,m})\Delta Q^m = -N(Q^{n+1,m}), \quad \Delta Q^m \equiv Q^{n+1,m+1} - Q^{n+1,m} \quad (6.21)$$

$m=1,2,3,\dots$ は反復回数を表し、 $N'(Q)$ は $N(Q)$ のヤコビアンである。最終的に解く形は次式になる。

$$-\delta E_{i-\frac{1}{2}}^{i+1} \Delta Q_{i-1}^m + \delta E_{i+\frac{1}{2}}^{i+1} \Delta Q_{i+1}^m - \delta F_{j-\frac{1}{2}}^{j-1} \Delta Q_{j-1}^m + \delta F_{j+\frac{1}{2}}^{j+1} \Delta Q_{j+1}^m$$

$$+ \left(\frac{3I}{2\Delta\tau} - \delta E_{i-\frac{1}{2}}^i + \delta E_{i+\frac{1}{2}}^i - \delta F_{j-\frac{1}{2}}^j + \delta F_{j+\frac{1}{2}}^j \right) \Delta Q_{ij}^m$$

$$= - \left[I_a \frac{3Q_{ij}^{n+1,m} - 4Q_{ij}^n + Q_{ij}^{n-1}}{2\Delta\tau} + [E^{n+1,m}]_{i-\frac{1}{2}}^{i+\frac{1}{2}} + [F^{n+1,m}]_{j-\frac{1}{2}}^{j+\frac{1}{2}} \right] \quad (6.22)$$

ここで、

$$\delta E_{i-\frac{1}{2}}^{i-1} \equiv \frac{\partial E_{i-\frac{1}{2}}^{n+1,m}}{\partial Q_{i-\frac{1}{2}}^{n+1,m}} \quad (6.23)$$

ブロック行列の優対角を保つために、左辺の非粘性流束は 1 次精度の Roe 法で評価する。 I, I_a は単位ベクトルで、 I_a の最初の対角要素を 0 とすることにより非圧縮性流体の連続の式を満足させる。Newton 緩和法の各ステップにおいて、方程式は対称 Gauss-Seidel 法を用いて解く。

(3) 格子速度

移動格子座標系で時間積分が保存性を保つために、体積の保存を考慮する必要がある。すなわち、移動格子上で(6.20)式が一樣流れを満足するようにする。一樣流で計算格子が移動ならびに変形すると、非移動格子に関する流束は全て消え、(6.20)式は次のようになる。

$$\frac{3J^{n+1} - 4J^n + J^{n-1}}{2\Delta\tau} - [U_g^{n+1}]_{i-\frac{1}{2}}^{i+\frac{1}{2}} - [V_g^{n+1}]_{j-\frac{1}{2}}^{j+\frac{1}{2}} = 0 \quad (6.24)$$

次に、体積変形は図 6.16 に示すように、セル面の移動による体積変化 $\Delta J^\xi, \Delta J^\eta$ の総和で表現できる。

$$J^{n+1} = J^n + [\Delta J^\xi]_{i-\frac{1}{2}}^{i+\frac{1}{2}} + [\Delta J^\eta]_{j-\frac{1}{2}}^{j+\frac{1}{2}} \quad (6.25)$$

結局、(6.24)式は次のようになる。

$$U_{g_{i+\frac{1}{2}}}^{n+1} = \frac{3\Delta J^\xi]_{i+\frac{1}{2}}^{i+1} - \Delta J^\xi]_{i+\frac{1}{2}}^{i-1}}{2\Delta\tau}, \quad V_{g_{j+\frac{1}{2}}}^{n+1} = \frac{3\Delta J^\eta]_{j+\frac{1}{2}}^{j+1} - \Delta J^\eta]_{j+\frac{1}{2}}^{j-1}}{2\Delta\tau} \quad (6.26)$$

上式は、幾何学的特性を扱い、また質量保存則と同じ形式を有するため、幾何学的保存則(GCL)^{3.8)} と呼ばれる。(6.19)式の格子速度 U_g, V_g は、(6.26)式を用いて評価する。

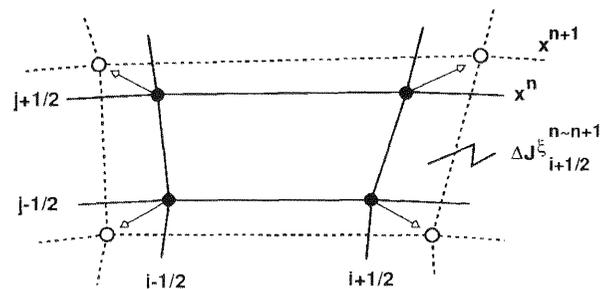


図 6.16 幾何学的保存則(GCL)

6. 3. 2 Cobblestone effect への適用^{10, 11, 39)}

計算に用いた 30m 級 SES は、船速 45kn、重量 140t である。クッションの長さ L_C 、幅 B_C 、高さ H_C は各々 28m、8m、1.368m で、平衡状態におけるクッション圧 P_{C0} は 5000Pa である。つまり、船体重量の約 80% は空気圧で支持されている。バッグの高さ H_B 、長さ L_B は 1.338m、3.489m で、空気洩れ高さ H_L は 3cm である。

入射波は向波状態を考え、ピークの出会周期が最初のピッチモードの共振状態に対応するよう、ピーク周期を 1.8 秒と定めた。本手法はバッグが自由表面に接する場合を考慮していないため、有義波高は 1cm に設定した。

境界条件は以下の通りである。

流入境界では速度 (u,v) は $(V_A H_L / V_{A0} H_C, 0)$ で与え、圧力はゼロ外挿を用いる。流出境界では速度はゼロ外挿、圧力はゼロで固定する。

自由表面およびウエットデッキ上では、移動速度を考慮したすべり条件、バッグ上は移動速度を考慮した固定壁条件を課す。外部境界では全ての基本変数に対してゼロ外挿を用いる。

図 6.17 に、空気洩れ高さ H_L が 3cm のバッグまわりの計算格子を示す。計算格子は境界条件を課しやすいようにバッグに適合させる。計算領域は上流方向にバッグの先端から 2 バッグ長、下流方向にもバッグの後端から同じ長さを与えた。

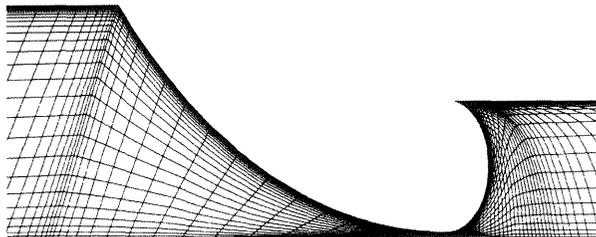


図 6.17 初期計算格子 ($H_L=3\text{cm}$)

バッグ上の圧力分布の推定法を変えた 2 種類の計算を行なった。case-1 では N-S コード、case-2 では非粘性を仮定した(6.18)式を用いてバッグ上の圧力分布を推定する。SES の運動方程式とクッション圧の支配方程式を、バッグ上の圧力分布推定プログラムとカップリングさせて計算を行なった。なお、case-1 で用いるレイノルズ数は 2.2×10^7 とした。

図 6.18 に、case-1 の平衡状態における速度ベクトル図を示す。バッグ底の下部で、速度は最大値、約 93m/s に達する。空気がバッグ底を通過した後、バッグから剥離するにもかかわらず、流れは大きく拡散する。

図 6.19 で、粘性影響の有無によるバッグ上の圧

力分布の比較を行なう。なお、case-1 ではバッグ先端の圧力がクッション圧と等しくなるように、計算した圧力に一定のバイアス値を与えた。バッグ底近傍において、case-1 は case-2 に較べて圧力が低く評価されている。これは、バッグ上に発達した境界層の排除影響により、非粘性計算に較べて速度が増加したためである。次に、バッグ底より下流において、case-2 はジェットへの遷移点をバッグ底と仮定したため圧力はゼロである。一方 case-1 では、バッグ底から剥離点までに約 1300Pa の拡大管流れによる圧力回復が見られる。剥離点以後はジェットに遷移すると考えられるが、ジェット流れに対応した乱流モデルを用いていないため、本計算ではシミュレートできていない。しかし、剥離点以前の圧力回復はバッグの変形に寄与すると考えられる。更なる議論を進めるためには、本流れに関する詳細な実験データを用いてチューニングした乱流モデルが必要である⁴⁰⁾。

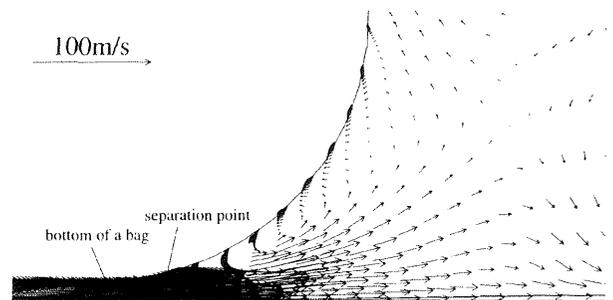


図 6.18 平衡状態における速度ベクトル分布

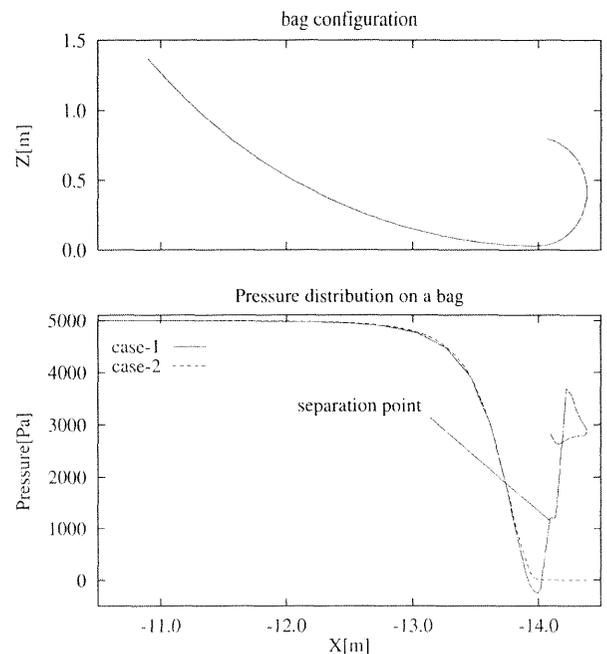


図 6.19 平衡状態でのバッグ上の圧力分布

図 6.20 に、上下加速度のスペクトラムを示す。case-1,2 ともに 6Hz まわりにピークが見られる。これは、クッション長 28m の管に発生する最初の共振周波数に対応している。また、重心位置加速度 CG でピークが見られないのは、この共振周波数がピッチモードのためである。次に、両 case の差はあまり見受けられない。すなわち、変形しない堅いバッグを取付けた場合には、バッグ長がクッション長に較べて大変短い場合、バッグに働く圧力分布が上下加速度に与える影響は小さいことがわかった。

図 6.21 に、SES に働く上下方向に働く空気力の時系列を示す。図 6.20 同様、両 case に大きな差異は見られない。

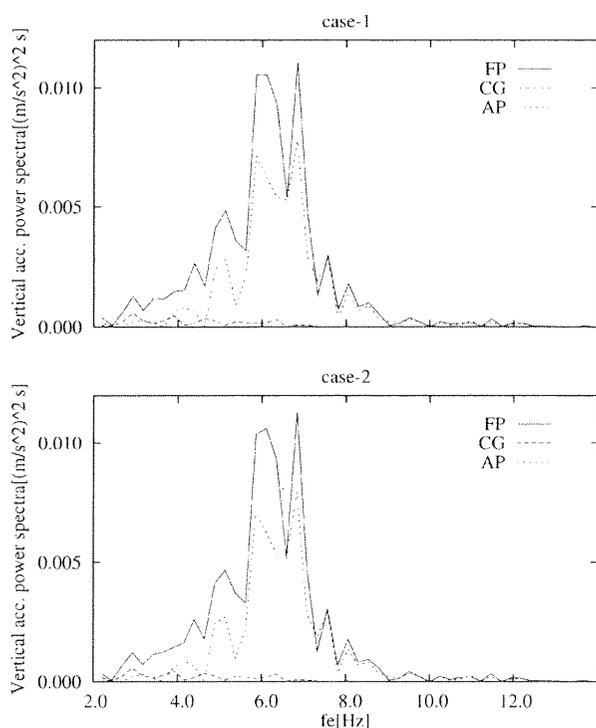


図 6.20 上下加速度のスペクトラム

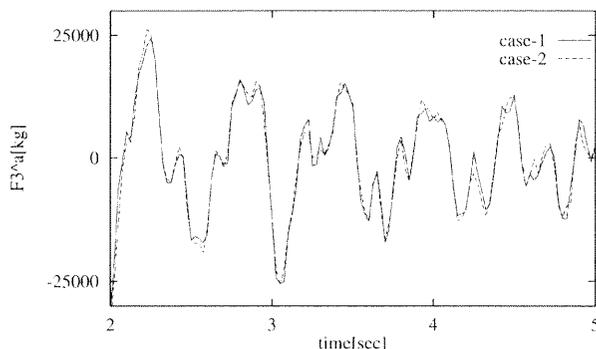


図 6.21 上下方向に働く空気力

6. 4 まとめ

高速船の流体力学性能的を推定するために、二種類の NS ソルバーを開発した。一つは、複雑な形状を有する物体まわりの流れを計算することが可能な汎用マルチブロック法に基づく 3 次元定常 NS コードである。適用例として、PAR-WIG と前後に水面貫通ストラットを取りつけた没水回転体を計算した。計算結果は、実験結果と非常に良く一致しており、本計算手法の有効性を示すことができた。今後は、スプレーやベンチレーションといった高速流れ特有な現象もシミュレートできるようなモデリングを考慮する必要がある。

もう一つは、SES の cobblestone effect を推定するための 2 次元の非定常 NS コードに基づく運動計算プログラムである。本計算では、バッグが堅い場合に適用したが、バッグに働く圧力分布が cobblestone effect に与える影響が小さいことがわかった。しかしながら、可撓なバッグを取りつける場合には、粘性計算でシミュレートできたバッグ底から剥離点までの圧力回復分がバッグの変形に大きく寄与し、より現実的な cobblestone effect の推定を可能にすると考えられる。今後の課題は、ジェット流れを表現できる乱流モデルを導入し、可撓なバッグを考慮することである。

7. 内航高速船の船型改良の研究

この研究項目については、いろいろな研究課題の中で行われているので、別途この項目についてだけで船研報告「中型内航高速船の船型改良」¹⁷⁾としてまとめられている。ここでは概要についてのみに下に述べる。

近年カーフェリーなどの内航船は高速化の傾向を強めている。この内航高速船の高速化に対応するため、平成 6 年度から平成 8 年度までの 3 年間にわたり船型試験データの蓄積とそれに併せて船型改良を行うことを目的として 4 隻の模型船を使って「新しい船型開発法に関する基礎研究」を実施してきた。平成 9 年度は更に船型試験データの蓄積及び船型改良の必要があると判断し 2 隻の模型試験を実施した。第 5 船は 2 隻の波形計測結果を利用した船型改良法を試みた結果として得られた船型とした。第 6 船は改良対象範囲として船尾を含めた全船型に拡げ、長さ、幅、喫水は変えずに第 1 船からの拘束条件であった排水量や他の主要目の許容変化量を緩めた。具体的にはこれまでより中央横切面積と横切面積曲線を大きく変え、船首バルブをやや大き目にするなど、より高い速度を意識した船型とした。また船尾端にウエッジと呼ばれるものを付加し高速で航走する際の船尾沈下を抑えることを試みた。

第5船は、波形計測や波形解析等の誤差、波形計測結果から船型改良法を導く際の仮定が不適切である可能性などの理由により、期待した改良の効果は得られなかった。波浪中性能を考慮して船首フレアなしとした船型としたが、船首トリムとなり抵抗は減少しなかった。これを是正するために、船尾を下げて船首を上げ抵抗低減が図れるような初期トリムと抵抗減少の関係を求め、この第5船型では約0.25%の船尾初期トリムが好ましいことが分かった。

当初の課題の一つは、2隻の波形計測結果を利用した船型改良法の確認試験を実施することであった。しかし、改良法に結びつける仮定に問題があることが考えられるため、波形計測結果の利用について再度波形計測精度を含め検討する必要があることが分かった。

船型改良にはCFDの利用が欠かせない状況となっている。当シリーズで実施した船型についてもCFD計算を行い、形状影響正数等に関して実験結果との比較をしている。その結果は、シリーズとして良い相関が得られている。

一方、船型改良を検討する上での参考資料とするため、過去に建造された船舶の船型性能の変遷についての調査を研究の一部として行った¹⁵⁾。

8. むすび

8.1 総合成果

多種多様な高速船が開発されている中、今後の高速船の研究開発の基礎づくりを目的に、高速船に共通する基本的特性・性能およびその評価技術の観点から研究を実施した。その結果、以下の成果を得ることができた。

- (1) 海面効果翼船に関する特別研究(平成3~7年度)の成果を発展させ、6自由度運動のシミュレーションコードを開発した。このことによりWISESの安全性評価等の指針検討に役立つツール及びデータの基礎が確立された。
- (2) 過去10年の国内高速船等に関する就航状況リストを作成した。
- (3) 従来の抵抗などの流体力の測定に加えて流場計測による運動量的評価法を検討し、半滑走模型船まわりの流場解析データが得られた。
- (4) 高速船の多角的実験検討に必要な不可欠な技術であるパラメータ変更及び制御を考慮した実験システムを構築した。また、制御面としての水中翼単体の特性データについての計測データが追加された。
- (5) 複雑な形状を有する高速船まわりの流れや特有な流体現象を推定・解明するために、マルチブロック法による3次元定常NSソルバーやSES運

動解析用の2次元非定常NSソルバーを開発した。
(6) 中型内航高速船の船型改良に資するための水槽試験データを拡充した。

8.2 今後の課題

個別的には貴重なツールやデータ資料が得られたが、次の超高速船等に関する研究展開の方向を明らかにするには到らなかった。以下にいくつかの残された個別的課題を示す。

- (1) 海面効果翼船など超々高速船の大型船舶の国内航路への導入はまだ状況が熟していないが、小型海面効果翼船等の導入は検討されており、特別研究と本研究の基礎データ及びツールを国などの安全基準策定等の基礎判断に実際に適用しフィードバックすることが重要となる。
- (2) 今後の超高速船は、社会・経済的市場ニーズを踏まえ、想定した仕様と開発評価が要求されることから海上輸送の動向に関する資料を常に整理しておく必要がある。
- (3) 高速曳航実験では、曳引車による水面変化、静振、振動等の誤差要因が増加複雑化する一方、模型船を相対的に小型にせざるを得ない。このため、精度を踏まえた解析には、これら誤差要因に関する基礎データの整備評価も必要となる。
- (4) パラメータ変更及び制御を考慮した実験システムの基礎技術を土台に、本来の制御を組入れた実験計測に拡張発展させ、高速船の研究・性能評価等に適用することが今後重要となる。
- (5) 今回の計算ツールには、スプレー、ベンチレーション等の高速船に特有な現象に対するモデル化が入っていない。今後は、これらの流体力学的な現象を組み込んだ計算コードの改良も必要となる。
また、高速船の船型要素及び流体的特性は多岐にわたり実験も多種多様になるので、流体モデルを想定し、目的を絞った検証基礎データの蓄積も重要となる。
- (6) 排水量型船舶の高速化ニーズも高く、この方面での資料も継続的に追加蓄積するとともに船型改良法について検討を進める必要がある。しかし、今後船型開発に関しては船研単独だけでは限界があると思われるので、共同研究など研究枠組みからも検討が必要である。

参考文献(本研究の成果発表論文)

- (1) 角川 明、南 佳成、不破 健：風の中を航行する海面効果翼船の性能、テクノロジ'96 国際シンポジウム、1996.10
- (2) 南 佳成、角川 明、平田信行、不破 健：海面効

果翼船 (WISES) に関する紹介、第 68 回船舶技術研究所研究発表会、1996.12

- (3) Hirata, N., Hino, T. : Investigation of a Three-Dimensional Power-Augmented Ram Wing in Ground Effect, 35th Aerospace Sciences Meeting & Exhibition, AIAA97-0822, 1997.01
- (4) 不破 健: 地面効果翼機の開発と近距離交通網への応用、日本機械学会、1997.05
- (5) 平田信行: マルチブロック法を用いた自由表面流れの計算、日本流体学会第 8 回計算流体シンポジウム、1997.07
- (6) 南 佳成、不破 健: 海面効果翼船 (WISES) の外乱に対する応答特性について、西部造船会会報第 94 号、1997.08
- (7) 平田信行: 粘性を考慮した PAR-WIG まわりの流れに関する研究、大阪大学博士論文、1997.08
- (8) Nagaya, S., Qi Xu, Mori, I. : On Resistance of a Submerged Lifting Body which Generates Downward Lifting Force, Proc. of 5th Symposium on Nonlinear and Free-Surface Flows, 1997.10
- (9) 堀 利文、飯島尚也、竹子春弥: 半滑走型高速船後方における流れ計測、第 70 回船舶技術研究所研究発表会、1997.12
- (10) Hirata, N and O.M.Faltinsen : Computation of Cobblestone Effect with Unsteady Viscous Flow under a Stern Seal Bag of SES, Proc. of 2nd International Conference on Hydroelasticity in Marine Technology, 1998.12
- (11) 平田信行、O.M.Faltinsen : CFD を用いた SES 船尾シールの流力弾性解析、第 72 回船舶技術研究所研究発表会、1998.12
- (12) 堀 利文、竹子春弥、長屋茂樹、深澤良平: 高速船の姿勢変更試験法の検討例、第 72 回船舶技術研究所研究発表会、1998.12
- (13) 長屋茂樹、竹子春弥: 下向き揚力による没水体の造波抵抗軽減効果について、第 72 回船舶技術研究所研究発表会、1998.12
- (14) Nagaya, N., Mori, I., Doi, Y. : Numerical Investigation on Submerged Downward Lifting Body and Its Optimization with Low Wave Resistance, Proc. of 7th International Conference on Numerical Ship Hydrodynamics, 1999.07
- (15) 山口眞裕: 船型主要目及び馬力の変遷について (その 1 油送船)、関西造船協会講演集、1999.11
- (16) 長屋茂樹、茂里一紘、土井康明: 下向き揚力を発生する没水矩形翼の造波特性について、日本造船学会論文集第 186 号、1999.12、pp.97-106
- (17) 菅井信夫、柳原健、山口眞裕、鈴木尚也: 中型内航高速船の船型改良、船舶技術研究所報告第

37 巻第 3 号、2000.05、pp.67-83

参考文献 (本文中で参照した論文)

- (18) 不破 健、南 佳成: 海面効果翼船の特性と運動モデルについて、西部造船会会報第 89 号 1995、pp. 41-53
- (19) 加藤寛一郎、大屋昭男、柄沢研二: 航空機力学入門、東京大学出版会、第 1 版、1982、pp51-64
- (20) 長谷川純、牧野雅彦、南 佳成、塚田吉昭: 曳航水槽における海面効果翼船の安定微係数の計測、第 62 号船舶技術研究所発表会講演集 1993、pp90-93
- (21) 角川 明、高橋 孝仁、不破 健: 海面効果翼船の設計に関する検討、機械学会第 3 回交通・物流部門大会、1994
- (22) 加藤寛一郎: 最適制御入門、東京大学出版会、第 3 版、1991、pp39-46
- (23) 上田隆康 他: 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、船舶技術研究所報告、第 29 巻、第 2 号、1992
- (24) S.Cordier, et al. : Scale Effects on the Resistance Components of a High Speed Semi-Displacement Craft, FAST'93, 1993
- (25) 加用芳男: Wake Survey Results of a Submerged Wake Generator, 日本造船学会論文集、第 140 号、1976
- (26) 丸尾 孟: 高速艇の力学、高速艇と性能シンポジウム、日本造船学会、1989.06
- (27) D. Savitsky : Hydrodynamic Design of Planing Hulls, MARINE TECHNOLOGY, Oct. 1964
- (28) 堀 利文 他: 「高速艇の推進性能 (その 4) - 滑走艇 -」、第 54 回船舶技術研究所発表会、1989.11
- (29) Hirata, N. and Kodama, Y. : Flow Computation for Three-Dimensional Wing in Ground Effect Using Multi-Block Technique, J. of the Soc. of Naval Architects of Japan, vol.177, 1995, pp.49-57
- (30) Hirata, N. : Flow Computation for Complex Configuration Using Multi-Block Technique, HYDRODYNAMICS - Theory and Applications - (eds. Chwang, Lee & Leung, Balkema), 1996, pp.47-52
- (31) Roe, P.L. : Characteristic-Based Schemes for the Euler Equations', Ann. Rev. Fluid Mech., vol.18, 1981, pp.337-365
- (32) Anderson, W.L. et al. : Comparison of Finite Volume Flux Vector Splitting for the Euler Equations, AIAA J., vol.24(9), 1986,

- pp.1453-1460
- (33)Huband,G.W., Rizzetta,D.P. and Shang,J.J.S. : Numerical Simulation of the Navier-Stokes Equations for an F-16A Configuration, J. of Aircraft, vol.26, No.7, 1989, pp.634-640
- (34)Stern,F., Kim,H.T., Patel,V.C. and Chen,H.C. : A Viscous-Flow Approach to the Computation of Propeller-Hull Interaction, J. of Ship Research, vol.32, No.4, 1988, pp.246-262
- (35)平田信行:2次元 PAR-WIG まわりの粘性流計算、日本造船学会論文集第174号、1993、pp.47-54
- (36)平田信行:2次元 PAR-WIG の数値シミュレーション、航空宇宙技術研究所特別資料、SP-27、1994、pp.303-308
- (37)Ulstein, T. : Nonlinear Effects of a Flexible Stern Seal Bag on Cobblestone Oscillations of an SES, Dr.ing thesis, Norwegian Institute of Technology, 1995
- (38)Thomas, P.D. : Geometric Conservation Law and Its Application to Flow Computations on Moving Grids, AIAA J., Vol.17(10), 1978, pp.1030-1037
- (39)Hirata,N. and Faltinsen,O. : Computation of Cobblestone Effect with Unsteady Viscous Flow under a Stern Seal Bag of a SES, J. of Fluids and Structures, vol.14, no.7, 2000, pp.1053-1069
- (40)春海一佳 : Private communications, 1998