

船舶の操縦性能評価技術に関する研究

野中 晃二*、原口 富博*、上野 道雄*、二村 正*、
藤原 敏文*、宮崎 英樹*、児玉 良明**、日野 孝則***、
牧野 雅彦**、平田 信行****

Study on Estimation Technology of Ship Manoeuvrability

by

Koji NONAKA, Tomihiro HARAGUCHI, Michio UENO,
Tsdashi NIMURA, Toshifumi FUJIWARA, Hideki MIYAZAKI,
Yoshiaki KODAMA, Takanori HINO, Masahiko MAKINO
and Nobuyuki HIRATA

Abstract

The interim standards A.751(18) for ship manoeuvrability were adopted at the assembly of International Maritime Organization in 1993, as one of measures to avoid marine casualties by a ship with poor manoeuvrability performance.

The standards were interim, and review of the standards was started based on survey of validity and applicability of the standards. The survey was made by several IMO member countries including Japan.

The purpose of this study was to provide technical information useful to make the standards more reasonable in its review work, and to develop techniques necessary to judge whether a ship satisfied the standards or not.

The performance as the standards object is manoeuvring performance of a ship in still water, so the technology which evaluates performance of a ship in still water is required in the design stage before construction. After construction, sea trial for performance validation is usually carried out under disturbances such as wind and waves, so the technology which estimates the performance change due to disturbances is required.

* 海上安全研究領域	原稿受付	平成	年	月	日
** 知的乱流制御研究センター	審査済	平成	年	月	日
*** スーパーエコシッププロジェクト					
**** C F D 研究開発センター					

We developed calculation methods of manoeuvring hydrodynamic forces and disturbance forces by wind and waves, then summarized them in the usable forms in order to evaluate the performance by simulation calculation of a ship manoeuvring motion.

While, in the review work of the standards, present state of manoeuvring performance of real ships under operation becomes important basic data. So we made manoeuvring performance database of real ships from sea trial data, examined the standards on the basis of the database, and submitted technical data to the committee RR74 which examined the Japanese correspondence to the standards review.

Furthermore, we developed a simple method to estimate ship manoeuvring performance roughly from the ship dimensions based of the above database.

目 次

1. 緒言
 2. 平水中の操縦性能の研究
 - 2.1. 主船体に働く流体力の
CFD による推定法
 - 2.2. 相互干渉流体力の
CFD による推定法
 - 2.3. 主船体に働く流体力の細長体
理論による近似推定法
 - 2.4. 数学モデルの作成と操縦運動
シミュレーション
 3. 外乱下の操縦性能の研究
 - 3.1. 風の力の推定法
 - 3.2. 波の力の推定法
 - 3.3. 外乱下の操縦運動
シミュレーション
 4. 操縦性能データベースの研究
 - 4.1. I M O 基準対応
 - 4.2. 簡易操縦性能推定法
 5. 統合評価システム
 6. 結言
- 発表文献リスト

1 . 緒言

船舶の航行安全性の確保は、人命安全上、経済性上のみならずタンカー事故等の海難事故による海洋汚染、環境破壊を防ぐための地球環境保護という面からも、社会的に強く要請されている。

国際海事機関（I M O）においては、海難事故を減少させるための対策の一つとして極端に操縦性能の悪い船をなくそうと、1993 年に船舶の「操縦性能暫定基準」が総会決議として採択された。

この暫定基準は、5 年間の暫定期間中に基準の妥当性と基準実施の可能性の調査を行い、その後正式基準策定に向けて暫定基準の見直し作業が行われる予定になっていたが、ようやく 2001 年から I M O 設計設備小委員会（D E）で見直し作業が始まった。

船舶技術研究所（現海上技術安全研究所）ではこの動きに対応し、1997 年度より 5 年計画で、暫定基準の見直し作業において合理的な基準案を検討するための技術資料の作成、新基準が国内法化された場合に必要となる船舶の設計段階において基準への適合性を判断するための操縦性能評価技術の開発、及び、建造後の海上試運転結果から基準の対象となる性能を評価するのに必要となる技術の開発を進めた。

基準の対象となるのは風や波などの外乱のない平水中での性能であり、先ず設計段階では平水中での性能を評価する技術が必要になる。次いで、性能確認のための海上試運転は通常風や波等の外乱下で行われるので、これらの外乱による操縦性能の変化を推定する技術が必要になる。

一方、暫定基準の見直し作業においては、現在運航している船舶の性能の現状が重要な基礎資料となる。実船の海上試運転データによる操縦性能データベースを作成し、それを基に基準の指標や基準値について検討することが必要と考えられた。

そこで本研究においては、平水中での操縦性能を推定する方法、外乱下での操縦性能を推定する方法、及び、操縦性能データベースの作成と基準検討への利用という 3 方面から研究を進めた。

平水中での操縦性能を推定する方法の研究では、模型実験ではなく操縦運動の数値シミュレーションにより操縦性能を評価する技術の開発を進めた。操縦流体力を計算で推定する方法の開発が中心的課題となるが、本研究では C F D

(数値流体力学)を用いる方法を開発した。更に、船型変化による性能変化の定性的評価に利用出来るよう、簡単な近似推定法も開発した。これらの推定流体力のデータから操縦運動の数学モデルを作成し、操縦運動のシミュレーションを行い、平水中での操縦性能を評価することが出来る。

外乱下での操縦性能を推定する方法の研究では、海上試運転が行われる程度の比較的軽度の外乱を対象としており、その場合、風の力については水面上船体に働く風圧力を、波の力については波漂流力と呼ばれる成分を、平水中の操縦運動方程式に外乱力として加えれば、実用的な精度で外乱下の操縦運動を推定出来る。

風の力については、多くの模型船に関する風洞試験結果を基に統計的な解析を行い、船の要目や上部構造物の面積等の関数として風圧力を推定する方法を開発した。波の力については、操縦運動への影響が支配的である短波長の波を対象に、操縦運動において必要な斜航や旋回運動の影響も考慮出来る波漂流力推定法を開発した。

次いで、必要な流体力が上記の方法で推定された場合に、平水中及び外乱下の操縦運動をパソコンで簡単に計算する統合評価システムを作成した。詳しい流体力が得られていない場合にも、既存の近似流体力推定式を用い、大まかに操縦性能を評価することが出来る。

I M O操縦性能基準についての対応は、日本では運輸省(現国土交通省)の要請により日本造船研究協会にRR74操縦性ワーキンググループが設けられ、そこで日本としてのI M O操縦性暫定基準への対応が検討されたが、本研究では、運輸省が収集した海上試運転データを基に実船の操縦性能データベースを作成し、その解析結果をRR74へ提供すると共に、基準の妥当性・適応性の検討に参加した。更にこのデータベースを利用し、船の主要目等から簡単におおよその操縦性能を推定する方法を開発した。

以下の章で、これらの研究成果の詳しい説明を行う。

2. 平水中の操縦性能の研究

船舶の操縦性能において基本となるのは外乱のない広い深水域における性能であり、操縦性能暫定基準もこの広い深水域における平水中の操縦性能を対象としている。本研究では、オフセット・線図が出来て抵抗・自航性能も求まっ

た設計段階において、平水中の操縦性能を操縦運動の数学モデルを用いて数値シミュレーションにより評価する技術の開発を進めた。

操縦運動をしている船舶に働く流体力(操縦流体力)を実験ではなく計算で推定し、推定した流体力をもとに操縦運動の数学モデル(運動方程式)を作成し、Z操舵や旋回運動等の数値シミュレーションにより基準の対象となる性能を推定しようというもので、操縦流体力推定法の開発が最も重要かつ中心的な研究課題である。

なお操縦性能基準は満載状態での性能を規定しているが、建造後の海上試運転において乾貨物船等では満載状態での試験が困難なため、満載とは異なる載貨状態で試運転が行われる。そのため異なる載貨状態での海上試運転結果から基準の対象となる満載状態での性能を推定することが必要になる。これも、平水中の操縦性能推定法による満載状態と海上試運転対応載貨状態でのシミュレーション結果の関係をj用いて、異なる載貨状態での海上試運転結果から満載状態での性能を評価することが出来る。

操縦運動の数学モデルとしては、船体・プロペラ・舵の単独性能にこれら3者間の相互干渉を組み込んだMMG型と呼ばれる現在最も一般的に使われているモデルを用いることにするが、舵及びプロペラの単独性能については既に実用的な推定法があるため、操縦流体力については船体単独に働く流体力と船体・プロペラ・舵間の相互干渉力の推定法の開発を目標とした。

船体単独に働く操縦流体力と相互干渉力については、船体まわりの3次元粘性流場をCFD(数値流体力学)で解く高精度推定法を開発するとともに、船体単独に働く操縦流体力については、計算の簡単な細長体理論を用いた近似推定法も開発した。なお、この近似推定法には、横傾斜時および浅水域での操縦流体力推定も含まれる。

操縦性能の定量的評価にはCFDによる流体力推定値を用いるが、タイプシップからの船型変化による性能変化の定性的評価には簡単な近似推定法による流体力推定値を用いようという考えである。

これらの推定流体力のデータから操縦運動数学モデルの係数を求め、操縦運動のシミュレーションを行い、操縦性能を評価することになる。

なお、相互干渉力については、CFDによる推定法そのものは既に開発しているが、船体・プロペラ・舵の間の干渉力についてまだ検証が十分進んでいないため、船体・舵間の干渉力の説明だけとする。

2. 1. 主船体に働く流体力の CFD による推定法

2. 1. 1. 緒言

現在 IMO の場で操縦性能基準についての議論が行われており、今後は設計の段階でその船舶の操縦性能を精度良く推定することが必要となることが予想される。これまでは設計の段階で操縦性能を推定するために模型試験による方法や、過去に建造された船舶の試運転結果のデータベースによる方法などが用いられてきた。しかし、コストや時間、精度などの面から、これからは近年飛躍的に発達している CFD (Computational Fluid Dynamics) による方法が主流となると考えられる。

現在日本では、船舶技術研究所 (現海上技術安全研究所) で開発された NICE コード¹⁾と東京大学で開発された WISDAM コード²⁾の二つの NS (Navier-Stokes) ソルバーを操縦流体力推定に用いている。この二つの方法は共に有限体積法で支配方程式を離散化するが、WISDAM 法では非圧縮性流体として MAC 法的に速度・圧力を求めて行くのに対し、NICE 法では擬似圧縮性を導入して定常解を求めている。しかし両コードとも計算時間が膨大であり、より短時間で精度良く操縦流体力を推定できる計算コードの開発が望まれる。

本報では新たに船舶技術研究所で共著者らにより開発された高効率なソルバー NEPTUNE コード³⁾を定常での操縦運動状態が計算可能となるように拡張し、実験値との比較を行うことで本計算コードの有効性について検討した結果を報告する。

2. 1. 2. 計算法

操縦運動している船体に働く流体力の推定において、船体の速度は操縦流体力への造波現象の影響が無視出来る程度の速度域と仮定し、水面を剛体平面とする鏡像を考えた上下対称な 2 重モデルを用いる。

ベースとした NS ソルバーは、抵抗・自航性能を推定するために船舶技術研究所で開発した NEPTUNE コードであり、その概要は以下の通りである。

支配方程式は擬似圧縮性を導入した 3 次元の NS 方程式で、セル中心の有限体積法を用いて離散化した。非粘性流束は Roe 法で評価し、MUSCL により 3 次精度を保持した。粘性流束には 2 次

(100)

精度の中心差分を適用した。離散化した方程式を準 Newton 緩和法に基づいて陰的に解き、計算効率向上のために 3 段階の MG (Multi-Grid) 法と局所時間刻み法を課した。

乱流モデルには、渦粘性型の 0 方程式モデルである Baldwin-Lomax モデル⁴⁾(以後 BL モデルと称する)を、船尾付近の 3 次元性の強い厚い境界層にもある程度対応出来るよう修正を行ったモデル⁵⁾(以後修正 BL モデルと称する)と 1 方程式モデルである Spalart-Allmaras モデル⁶⁾(以後 SA モデルと称する)の 2 つのモデルを適用する。

操縦流体力としては、一定偏角 β と一定角速度 ω で定常旋回運動をしている船体に働く流体力の 3 成分 (Surge Force, Sway Force, Yaw Moment) を求める。

(1) 座標系と支配方程式

Fig.2.1.1 に示すように、空間固定座標系を $O-x^*y^*z^*$ 、船体固定座標系を $O-xyz$ とし、 x 軸を船首から船尾方向へ、 y 軸を左舷から右舷方向へ、 z 軸を垂直上方向へとる。船体は角速度 $\omega(0,0,\omega)$ で z 軸まわりに旋回し、船体固定座標系原点 O が速度 $\vec{U}$ で動いているとする。

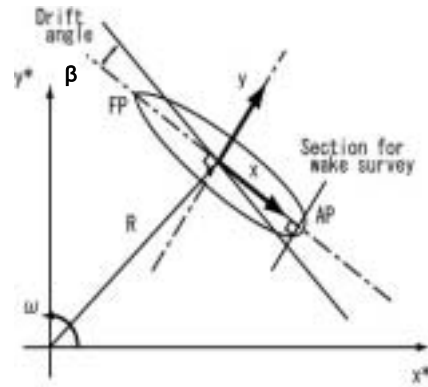


Fig.2.1.1 Coordinate System

船体固定座標において、流体の支配方程式は下記のように書ける。

$$\frac{\partial q}{\partial t} + \frac{\partial F}{\partial x} + \frac{\partial G}{\partial y} + \frac{\partial H}{\partial z} = B$$

$$q = \begin{bmatrix} u \\ v \\ w \\ p \end{bmatrix}, \quad F = \begin{bmatrix} u^2 + p & -2vu_x \\ uv & -v(u_y + v_x) \\ uw & -v(u_z + w_x) \\ \alpha u & 0 \end{bmatrix}, \quad G = \begin{bmatrix} vu & -v(v_x + u_y) \\ v^2 + p & -2vv_y \\ vw & -v(v_z + w_y) \\ \alpha v & 0 \end{bmatrix}$$

$$H = \begin{bmatrix} wu & -v(w_x + u_z) \\ wv & -v(w_y + v_z) \\ w^2 + p & -2vw_z \\ \alpha w & 0 \end{bmatrix}, \quad v = \frac{1}{R_e} + v_t \quad (2.1.1)$$

ここで、 u, v, w は流速、 p は圧力、 v_t は乱流モデルで決定する渦動粘性係数である。 α は擬似圧縮性の正のパラメータで、 R_e は船長に基づくレイノルズ数である。

また、 B は定常旋回状態を船体固定座標系で計算するときに加えられる見かけの外力項であり、次式で与えられる。

$$B = \begin{bmatrix} 2\omega v + \omega^2(x + R \sin \beta) \\ -2\omega u + \omega^2(y + R \cos \beta) \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (2.1.2)$$

第1項はコリオリの力であり、第2項は遠心力である。 ω は船体の旋回角速度であり、通常は r' と表されることが多い。

(2) 乱流モデル

乱流モデルは、SR222 修正 Baldwin-Lomax モデルを適用した。

BL モデルは、直進する船舶の抵抗を推定する上で大変有効な乱流モデルであり、計算負荷が小さいことからこれまで広く用いられてきた。しかし、BL モデルは平板や2次元の比較的薄い境界層の実験データに基づいたモデルであるため、肥大船船尾流場のように境界層が厚く発達し、かつ3次元性の強い流場では渦粘性係数を過大評価し縦渦が弱くなることが知られている。そのため、壁面剪断応力の方向、及び速度ベクトルと渦度ベクトルのなす角に関連付けて v_t を強制的に減衰させ、さらに、船尾において圧力勾配が正の場合には BL モデルの外層において v_t を減衰させる SR222 修正モデルが開発され、船尾流場において本来の BL モデルより良い結果を与えることが示された⁷⁾。

BL モデルなどの代数モデルでは定常旋回など流場が複雑になるにつれ精度が低下する傾向があるため、渦動粘性係数に関するソース項付きの移流拡散方程式を解く SA モデルを適用した計算も試みた。

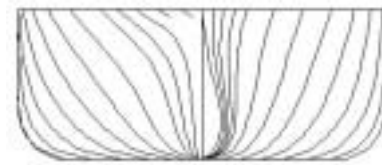
2.1.3. 実験と計算の比較

(1) 供試船型と計算条件

比較に用いた模型船は、痩せたコンテナ船型 (SR108 船型) と肥えた3隻のタンカー船型である。3隻のタンカー船型は SR221 型 A, B 及び C 船型と呼ばれているもので、船体前半部は同一で船尾形状だけが異なり、A 船型は相対的に V 型断面、B 船型は相対的に U 型断面、C 船型は A 船型と B 船型のほぼ中間的な断面形状を持っている。これらの模型船については CMT による流体力の計測値⁸⁾⁹⁾¹⁰⁾、タンカー船型については船尾流場の計測値¹⁰⁾が公表されている。コンテナ船型とタンカー船型 SR221C の模型船の主要目を Table.2.1.1 に、正面船体図を Fig.2.1.2 に示す。

Table 2.1.1 Principal Dimension of Model Ships

	Container Ship (SR108)	Tanker (SR221C)
L (m)	3.00	2.97
B (m)	0.435	0.539
D (m)	0.163	0.180
L/B	6.90	5.51
B/d	2.67	3.00
C_b	0.572	0.803



Container Ship (SR108)



Tanker (SR221C)

Fig.2.1.2 Body Plans of Model Ships

計算ではレイノルズ数 R_e を模型実験に対応する 1.94×10^6 、 2.49×10^6 とした。格子は H-O 型の3次元境界適合格子を用いた。計算領域は、2重モデルを仮定して上下対称とし、Fig.2.1.3

に示すような半円柱型で、船首より上流に1船長、船尾より下流に2船長、外側境界は2船長とした。格子点数は船首尾方向(長さ方向)153、ガース方向(両舷)57、壁面垂直方向69の約60万点である。今回の計算で用いたタンカー船型SR221Cの船尾付近の格子をFig.2.1.4に示す。

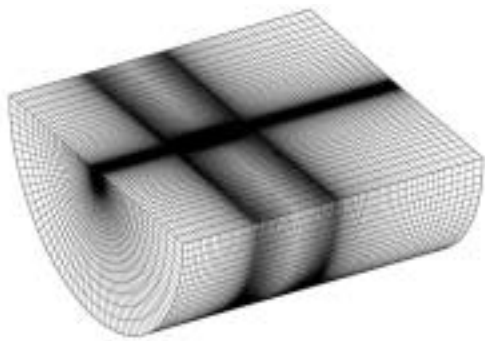


Fig.2.1.3 Grid System

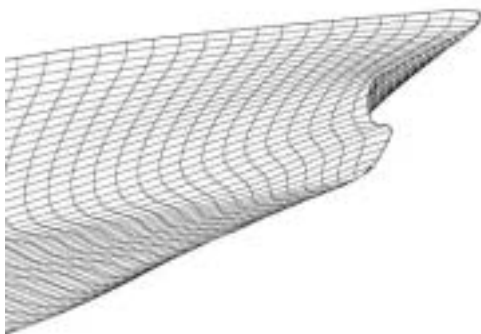


Fig.2.1.4 Grid System around Stern without Rudder

計算領域の境界条件は、上流端と外側端では非攪乱流、下流端では流速と動粘性係数についてはゼロ外挿とし、圧力についてはゼロとした。流れは斜航状態では船首から5%後方までは層流とし、それより後方は乱流、定常旋回状態では船首より乱流として計算を行っている。

計算時間は状態により異なるが、斜航状態であればCPUがAlpha 21264の667MHzのワークステーションで約5.5時間である。

(2) 流体力

本項2.1での計算は、全て舵無し船体単独についてのものである。

痩せたコンテナ船型についてのCMT実験値と計算値との比較をFig.2.1.5に示す。横軸は斜

航角 β である。

Surge Forceについては、実験値が用意できなかったために計算値だけを示すが、全体的には良い傾向を示している。

Sway Forceについては、斜航状態の場合は非常に良く一致している。定常旋回状態の場合は偏角の大きいところで計算値が実験値より若干低めの値を示しているが、全体的には良く一致している。

Yaw Momentについては、斜航状態の場合は偏角の大きいところで計算値が実験値よりも若干低めに、定常旋回状態の場合は偏角の小さいところで計算値が実験値よりも低い値を示しているが、全体としては良く一致している。

痩せたコンテナ船型の主船体に働く操縦流体力については、計算値と実験値は良い一致を示しており、十分実用的な精度が得られていると言える。

タンカーSR221C船型についてのCMT実験値と計算値との比較をFig.2.1.6示す。横軸は斜航角 β である。

Surge Forceについては、斜航・定常旋回ともに計算値は実験値より低めの値を示しているが、全体的には良く一致している。

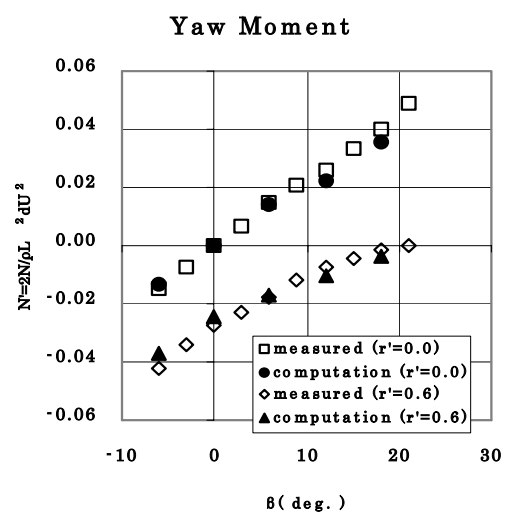
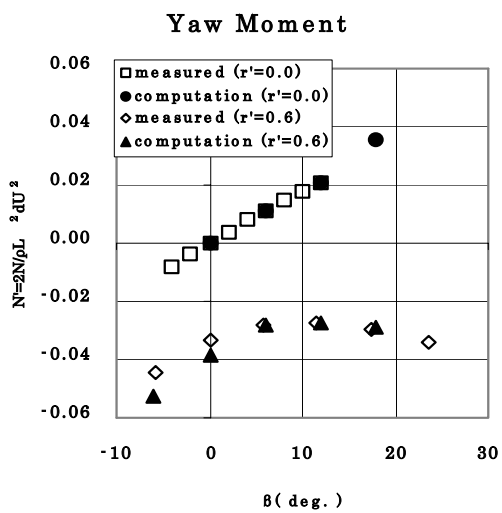
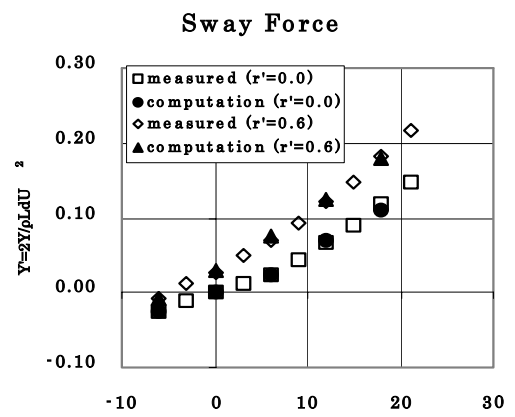
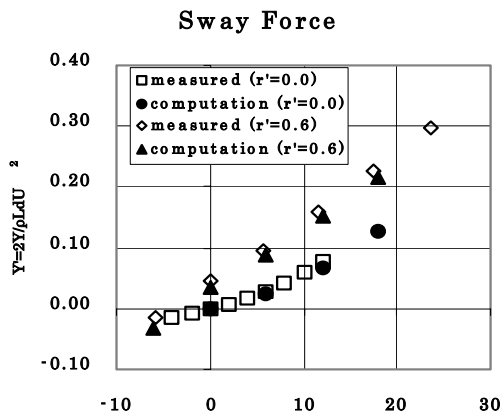
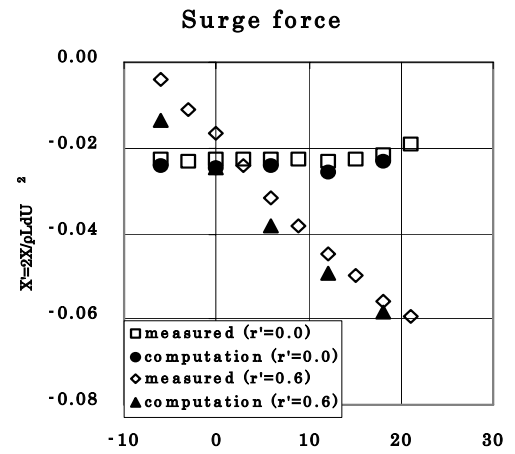
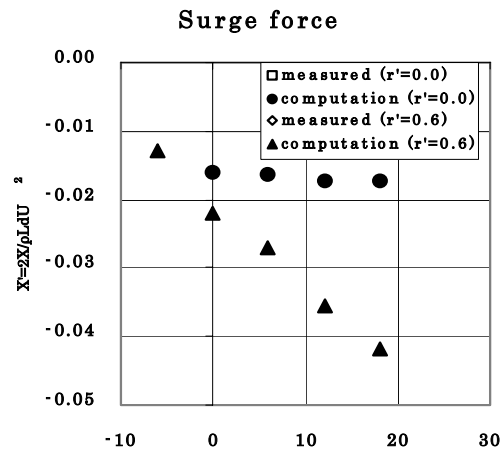
Sway Forceについては、斜航・定常旋回ともに実験値と計算値と非常に良く一致している。

Yaw Momentについては、斜航状態の場合は偏角の大きいところで計算値は実験値より若干低めに、定常旋回状態の場合は偏角が小さいところで計算値が実験値より若干高めに、偏角が大きいところでは若干低めの値を示しているが、全体としては良く一致している。

肥えたタンカー船型の主船体に働く操縦流体力についても、計算値と実験値は良い一致を示しており、十分実用的な精度が得られていると言える。

以上で主要目が大きく異なる、痩せたコンテナ船型と肥えたタンカー船型について、本計算法の操縦流体力推定における有効性を示したが、船体主要目が同じでも船体断面形状等が異なると操縦性能が大きく変化する場合があります、フレームライン等の微妙な船体形状の影響まで評価出来る操縦流体力推定法が現在求められている。

SR221A,B,Cの3船型は、同一主要目と異なる船尾形状を持ち操縦性能が異なる船型の代表例として良く知られている¹⁴⁾。A船は船尾断面形状が相対的にV型で針路不安定、B船は相対的にU型で針路安定、C船は中間形状で操縦性能も中間の特性を持っている。

Fig.2.1.5 Hydrodynamic Forces
(Container Ship SR108)Fig.2.1.6 Hydrodynamic Forces
(Tanker SR221C)

針路安定性は、線形操縦微係数から組み立てられる針路安定性指数から判断出来る。Fig.2.1.7 に3船型についての針路安定指数 Δ の計算値と実験値との比較を示す。

$$\Delta = (Y_r' - m_x' - m')N_{\beta}' - Y_{\beta}'N_r' \quad (2.1.3)$$

線形操縦微係数は計算値、実験値ともに Sway Force と Yaw Moment 対するカーブフィッティングから求めている。

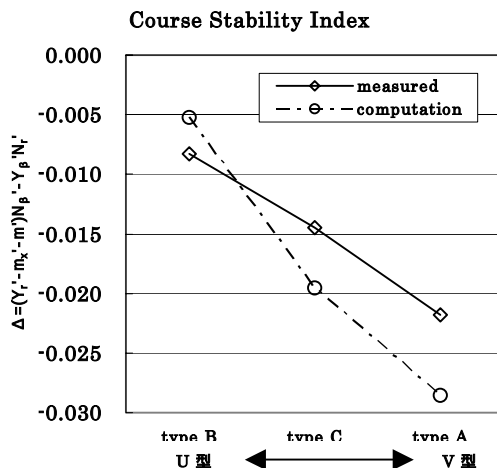


Fig.2.1.7 Course Stability Index

実験値では、3船型の中では針路安定性はB船型が最も優れA船型が最も劣っていることを明確に示しているが、計算値も実験値とよく一致しており、本方法がフレームライン形状変化の影響を正しく評価していることがわかる。

(3) 流場

船体に働く流体力を求めるには船体まわりの流場の推定が必要になる。操縦流体力の推定においては、横力発生の主要因となる剥離渦流を含む船尾付近の流場の推定が特に重要となる。

(2)で流体力の比較を行ったタンカー船型については、斜航時¹¹⁾及び旋回時¹²⁾の船尾流場を計測しているの、本報では定常旋回状態について船尾A.P.断面における船長方向の渦度分布および伴流分布について計測値と計算値との比較を行った結果を示す。

Fig.2.1.8に $r'=0.6$ 、 $\beta=0.0^\circ$ 、Fig.2.1.9に $r'=0.6$ 、 $\beta=18.0^\circ$ での渦度分布・伴流分布の計算値と実験値との比較を示す。実験値は右旋回時の船尾流場を船体後方から眺めたものであり、計測方法等の詳しい説明は参考文献11)12)

を参照していただきたい。

修正BLモデルを用いた計算結果では、流場を内層と外層とに区別しそれぞれで異なった式を用いて渦動粘性係数を求めているため、 $r'=0.6$ 、 $\beta=18^\circ$ のような船首付近での剥離渦を伴う複雑な流場では、船首付近での剥離渦は外層に存在することとなり、周囲との平均化・平滑化がなされ船尾付近に達するころには弱い渦となってしまうが、流体力を主眼におけば実用上問題ないといえる。

船尾縦渦も渦の集中は十分に表現されており、左側の弱い渦は右側の強い渦に急速に飲み込まれている。

伴流分布についても同様で、船体から離れるにつれて平均化・平滑化傾向は見られるが、船首付近での剥離渦は表現されている。右舷船尾渦中心付近での渦度の集中が起因する増速現象¹³⁾も表現されている。

そこで船首付近での剥離渦が弱められる傾向が乱流モデルによるものであるか検証するため、乱流モデルだけを1方程式モデルであるSAモデルに変更し計算を行った結果をFig.2.1.10に渦度分布・伴流分布を示す。

船首付近での剥離渦に大きな違いは確認できないが、より実験値に近い結果が得られており、船尾縦渦も非常に良く表現できている。

流場を主眼におけばSAモデルは修正BLモデルよりも優れているように思われるのであるが、流体力はTable 2.1.2に示すとおり修正BLモデルの方が計測値とよく一致している。

次に断面内の全循環量と渦度分布の重心位置をTable 2.1.3に示す。計算値と実験値との一致度から見ると、流体力と関連が深い全循環量については修正BLモデルの方がSAモデルよりも優れているが、流場の傾向を示す渦度分布の重心位置ではSAモデルの方が修正BLモデルよりも優れていることがわかる。

これらのことを考慮すると、SAモデルは有望な乱流モデルであり、肥大船尾流場のような境界層が厚く発達し、かつ3次元性の強い流場を考慮した修正が施されれば修正BLモデルよりも精度の良いモデルとなることが期待できる。現在SAモデルの修正¹⁴⁾は共著者らにより進行中である。

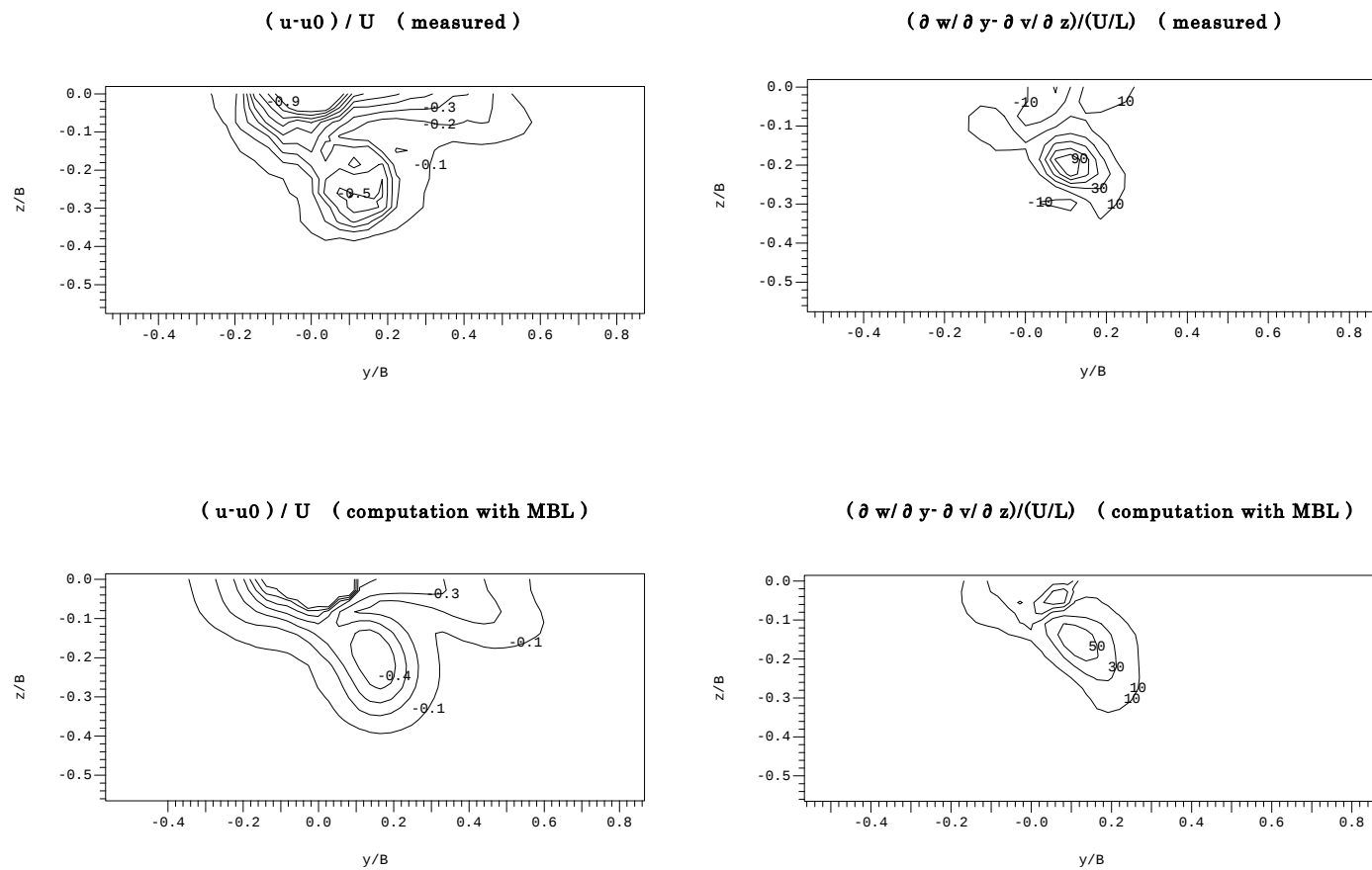


Fig. 2.1.8 Wake Distribution and Vorticity Distribution at A.P. Section of Tanker SR221C ($r'=0.6$, $\beta=0.0^\circ$)

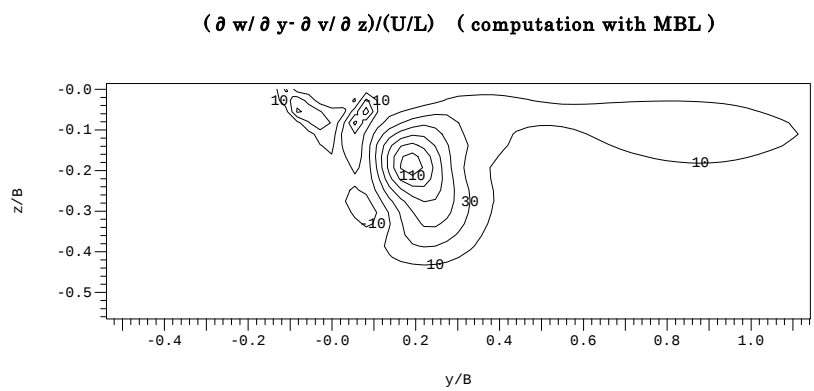
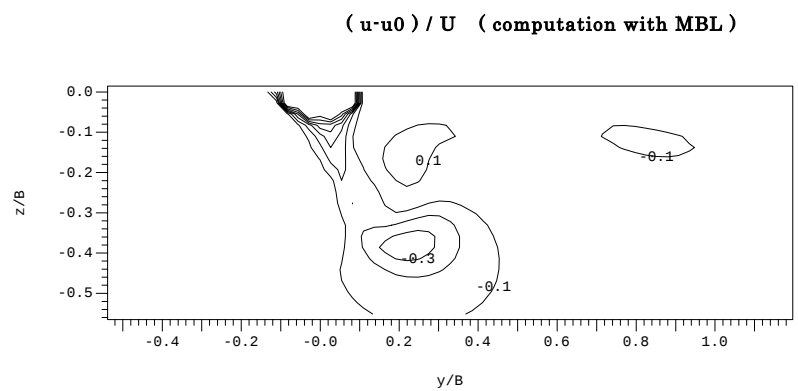
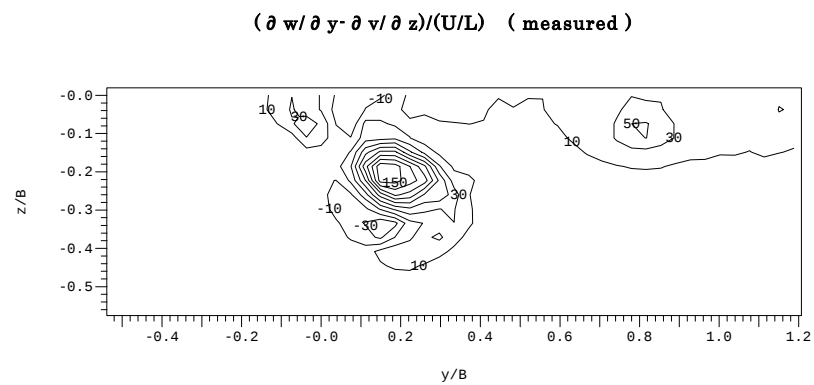
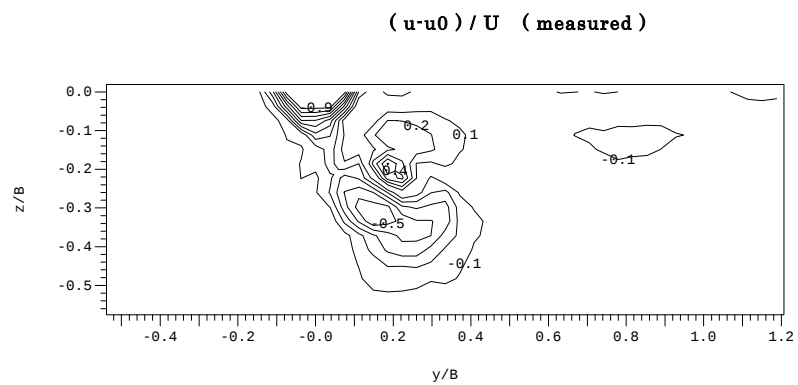


Fig. 2.1.9 Wake Distribution and Vorticity Distribution at A.P. Section of Tanker SR221C ($r'=0.6$, $\beta=18.0^\circ$)

Table 2.1.2 Hydrodynamics Forces
(SR221C, $r'=0.6$, $\beta=18^\circ$)

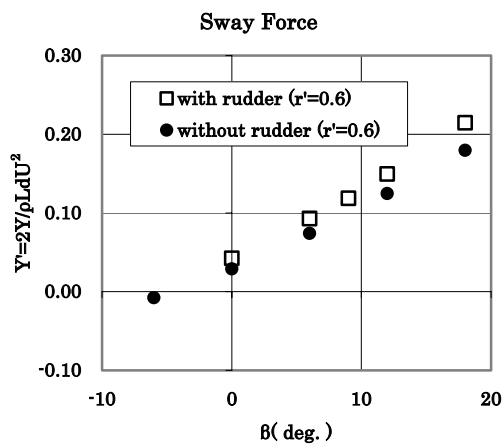
	Measured	Computation (MBL model)	Computation (SA model)
Surge	-5.56×10^{-02}	-5.83×10^{-02}	-5.22×10^{-02}
Sway	1.83×10^{-01}	1.79×10^{-01}	1.52×10^{-01}
Yaw	-1.61×10^{-03}	-3.67×10^{-03}	4.49×10^{-03}

Table 2.1.3 Circulation and Position of
Center of Vorticity Distribution
(SR221C, $r'=0.6$, $\beta=18^\circ$)

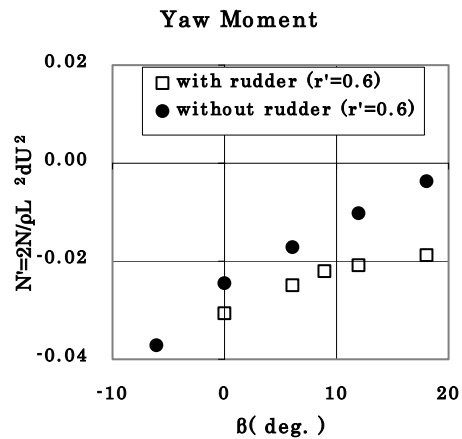
	Measure d	Computatio n (MBL model)	Computati on (SA model)
Circulation	0.198	0.196	0.184
Position of Center of Vorticity Distributi on	0.480	0.533	0.483

(4) 舵付き状態

本報では実験結果を用意することができなかったため、計算結果だけを示す。詳しい検討は次回とする。



(A) Sway Force



(B) Yaw Moment

Fig. 2.1.10 Hydrodynamics Forces
with/without Rudder
(SR221C, $r'=0.6$)

2.1.4. 結言

船舶の操縦性能を数学モデルを用いて数値シミュレーションで評価しようとする場合に必要となる操縦流体力を、模型実験やデータベースではなく流体力学的計算で推定する方法として、現在海上技術安全研究所で開発を進めているCFDを用いた方法について有効性を検討した。

タンカー船型とコンテナ船型ともに、Surge Force には若干の違いが見られるが、Sway Force と Yaw Moment は良く推定出来ており、本計算法の有効性が確認できた。

タンカー船型における船尾流場は、計算値は実験値よりは渦度がやや小さく表現されているが、積分値である全循環値では良く一致しており本計算コードで推定された操縦流体力が妥当なものであることが確認された。

2種類の乱流モデルによる違いは、実験値と計算値との一致度において、流場に主眼をおくとSAモデルの方が優れているが、流体力に主眼をおくと修正BLモデルの方が優れている。現時点では修正BLモデルを適用するというのが最良の選択であるといえるが、より複雑な流場の計算にCFDを適用することを考えると1方程式モデル、あるいは2方程式モデルの検討が必要となる。

2.1. の参考文献

- (1) Y.Kodama : Computation of Ship Resistance Using an NS Solver with Gloval

- Conservation — Flat Plate and Series 60 ($C_b=0.6$) Hull, 日本造船学会論文集、第 172 号、1992、pp.147-155
- (2) 渡辺修、朱明、宮田秀明：有限体積法による自由表面を含む船体まわりの非粘性流のシミュレーション、日本造船学会論文集、第 171 号、pp.27-39
- (3) N.Hirata and T.Hino：An Efficient Algorithm for Simulating Free-Surface Turbulent Flow around an Advancing Ship, 日本造船学会論文集、第 185 号、1999、pp.1-8
- (4) B.S.Baldwin, H.Lomax：Thin Layer Approximation and Algebraic Model for Separated Turbulent Flows, AIAA Paper 78-257、1977、pp.1-8
- (5) 塩谷茂明、児玉良明：Series 60 模型周りの造波粘性流場の数値計算、日本造船学会論文集、第 180 号、1996、pp.39-50
- (6) P.R.Spalar and S.R.Allmaras：A One Equation Turbulence Model for Aerodynamic Flow, La Recherche Aerospaciale, No.1, 1994
- (7) 野澤和男、児玉良明：CFD による船体流場の推定と設計への応用、日本造船学会誌、第 806 号、1996、pp.10-19
- (8) 二村正、上野道雄、藤原敏文、野中晃二：海洋構造物試験水槽の新しい走行台車を用いた操縦性能試験、船舶技術研究所研究発表会講演集、第 70 回、1997、pp.136-141
- (9) 第 7 基準研究部会：国際規則と船舶設計等の関連に関する調査研究報告書（別冊）船舶の操縦性能に関する研究、日本造船研究協会研究資料、No.150R、1986、pp.62-68
- (10) 第 221 研究部会：操縦運動時の船体周囲流場に関する研究成果報告書、日本造船研究協会研究資料、No.410、1996、pp.9-13
- (11) 野中晃二、二村正、原口富博、上野道雄：斜航する船体の船尾流場の計測、日本造船学会論文集、第 177 号、1995、pp.29-40
- (12) 二村正、上野道雄、宮崎英樹、佐伯延博、野中晃二：旋回運動する船体の船尾流場の計測、船舶技術研究所研究発表会講演集、第 72 回、1998、pp.185-190
- (13) M.G.Hall：A Theory for the core of a leading-edge vortex, Journal of Fluid Mechanics, Vol.11、1961、pp.209-228
- (14) N.Hirata and T.Hino：A Comparative Study of Zero- and One-Equation Turbulence Models for Ship Flows with/without Free Surface, 関西造船協会

(108)

誌

2.2. 相互干渉流体力の CFD による推定法

2.2.1. 緒言

現在、船舶の操縦性能を推定する方法は幾つか存在するが、中でも最も多く用いられる方法に MMG モデルによるシミュレーション計算がある。MMG モデルのもととなる数学モデルは流体力微係数により構築されるため、如何に船舶の操縦流体力を精度良く推定するかが重要となる。船体単独での操縦流体力については著者ら¹⁾によりタンカー船型とコンテナ船型については CFD(Computational Fluid Dynamics)による計算で十分な精度で推定することが確認された。

船体・プロペラ・舵の単独性能が精度良く推定できた場合、次に問題となるのは船体とプロペラ、舵間の相互干渉である。今まで三者間の相互干渉はその現象の複雑さから実験による検証が中心となってきたが、日野、平田ら³⁾により発展してきた NEPTUNE コードを拡張することにより船体と舵角付きでの舵を同一計算領域として取り扱うことを可能とし、最終的には三者間の相互干渉計算を行うことを目標として研究を進めている。本報ではまず船体と舵間の相互干渉係数を数値計算により推定し、実験結果との比較により推定精度について検証する。

2.2.2. 計算法

操縦運動している船体に働く流体力の推定には、船体の速度は操縦流体力への造波現象の影響が無視出来る程度の速度域と仮定し、水面を剛体平面とする鏡像を考えた上下対称な 2 重モデルを用いる。

ベースとした NS ソルバーは、抵抗・自航性能を推定するために船舶技術研究所で開発した NEPTUNE コード³⁾であり、その概要は以下の通りである。

支配方程式は擬似圧縮性を導入した 3 次元の NS 方程式で、セル中心の有限体積法を用いて離散化した。非粘性流束は Roe 法で評価し、MUSCL により 3 次精度を保持した。粘性流束には 2 次精度の中心差分を適用した。離散化した方程式を準 Newton 緩和法に基づいて陰的に解き、計算効率向上のために 3 段階の MG (Multi-Grid) 法と局所時間刻み法を課した。

詳細は参考文献(3)を参照されたい。

本報では船体が一定偏角 β で斜航運動をしている船体に働く流体力の横力、回頭モーメント、舵に働く直圧力について実験結果と比較する。

座標系と支配方程式は2.1.2.(1)と同じであり、乱流モデルはSR222修正Baldwin-Lomaxモデルを適用した。

格子形成については、今回のような船体・舵との干渉計算に使用する格子は川北ら⁵⁾により重合格子が提案されているが、本報では船体と舵を同一の計算領域として取り扱う単一格子とした。単一格子は舵角つき状態や船体付加物など形状が複雑になるにつれ格子の生成が難しくなるという短所がある反面、今まで使用していたプログラムがそのまま使える点や、プログラム自体が保存則を満足していれば保存則を維持したまま計算が可能で計算精度が期待できる点などの長所があげられる。

船体・舵角付き舵を単一格子で生成するために下記のような方法を用いた。船尾と舵付近の側面概略図をFig.2.2.1に示す。

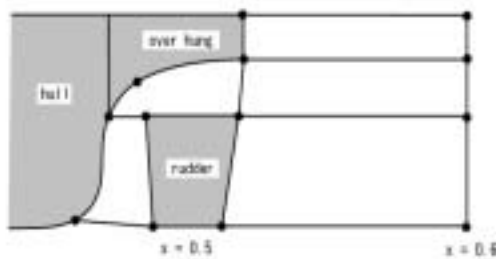


Fig.2.2.1 Illustration of Grid System around Rudder

まず初めに船体・舵表面の格子を生成する。そのとき船体表面は船体とオーバーハング部の二つの部分で構成する。次に舵軸を中心に舵角の分だけ舵を回転し、舵の前縁部と船体の船尾から構成される領域、舵の上縁部と船体オーバーハング部から構成される領域、船尾端や舵後縁などと下流に設定した格子点(本報では $x=0.6$ とした。)から構成される領域の五つ格子面を生成し、この五つの格子面で舵角によるギャップを吸収し単一格子での生成を実現した。

本報では舵角20度まで格子生成し計算を行ったが、30度程度までは可能であると考えている。

2.2.3. 舵単独性能

船体と舵の干渉計算について述べる前に、舵

単独性能試験結果⁵⁾との比較を行う。今回計算対象としたのは日本造船研究協会SR221で用いられたC船型である。本来SR221-C船型ではマリナー舵が使用されているが、計算の都合上可動部とホーンが一体となった台形舵としている。

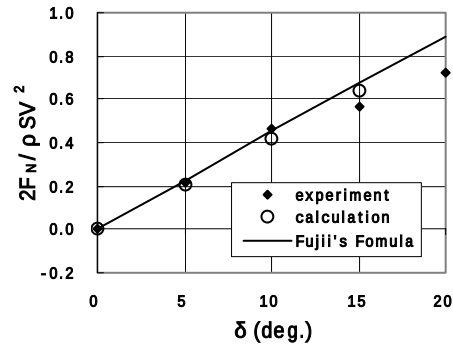


Fig.2.2.2 Comparison of Rudder Normal Force Coefficient

ここで使用した舵表面の格子は船体と舵との干渉計算で使うものとはほぼ同じ状態の格子であり、舵のコード長方向に14点、ガース方向に19点の計266点である。

Fig.2.2.2に直圧力係数と接線分力係数の計算結果と九州大学で実施された実験結果⁶⁾、藤井の式との比較を示す。それぞれに用いた係数は下記の通りである。

直圧力係数

$$C_N = \frac{F_N}{1/2 \rho S V^2} \quad (2.2.1)$$

藤井の式

$$F_N = \frac{1}{2} \rho \frac{6.13\Lambda}{\Lambda + 2.25} S V^2 \sin \delta \quad (2.2.2)$$

ただし $1.0 \leq \Lambda \leq 2.5$, $0^\circ \leq \delta \leq 35^\circ$

計算結果は実験結果・藤井の式ともに定量的に良く一致しており、十分な精度で計算できていることがわかる。

2.2.4. 実験と計算結果の比較

(1) 実験の概要

数値計算による船体と舵間の干渉係数の推定精度を確認するため、実験を海上技術安全研究所の動揺水槽にて実施した。模型船はSR221-C船型の3.5m模型を使用した。舵はマリナー舵の可動部とホーンが一体となった台形舵を使用

した。模型船の主要目を Table.2.2.1 に、正面船体図を Fig.2.2.3 に示す。

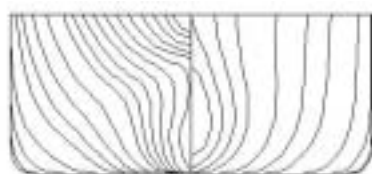


Fig.2.2.3 Body Plans of Model Ship

Table 2.2.1 Principal Dimensions of Model Ship

	Tanker (SR221-C)
L (m)	3.5
B (m)	0.634
D (m)	0.211
L/B	5.51
B/d	3.00
C_b	0.803

船速は 0.713 m/s とし斜航角を 0 度から 15 度まで 5 度刻みで、舵角を -15 度から 20 度までを 5 度刻みで計測を行った。

計測項目は船体に働く前後力 X ・横力 Y 、midship まわりの回頭モーメント N と、舵に働く直圧力 F_N と接線方向分力 F_T である。また計測した流体力の符号を Fig.2.2.4 に示す。

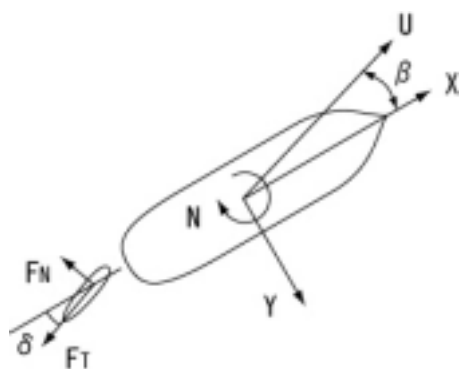


Fig.2.2.4 Coordinate System of Hydrodynamic Forces

(2) 計算条件

計算ではレイノルズ数 Re を模型実験に対応する 2.10×10^6 とした。格子は H-O 型の 3 次元境界適合格子を用いた。計算領域は、2 重モデルを仮定して上下対称とし、Fig.2.2.5 に示すよ

うな半円柱型で、船首より上流に 1 船長、船尾より下流に 2 船長、外側境界は 2 船長とした。

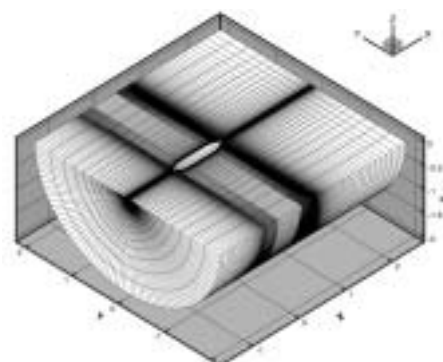


Fig.2.2.5 Grid System

格子点数は船首尾方向（長さ方向）173 点、ガース方向（両舷）69 点、壁面垂直方向 69 点の約 82 万点である。また主船体部は船首尾方向に 59 点、船尾オーバーハング部には長さ方向に 26 点、舵はコード長方向に 15 点、ガース方向に 33 点である。今回の計算で用いた SR221-C 船型の船体・舵付きでの船尾付近の格子を Fig.2.2.6 に示す。

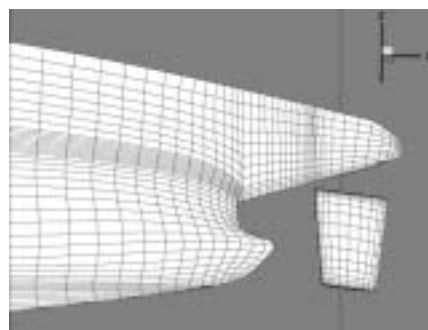


Fig.2.2.6 Grid System around Stern with Rudder

(3) 直進状態

直進状態での船体と舵との干渉計算を行い、干渉係数を求めた。舵角 0 から 20 度までを 5 度刻みで計算し、船体に働く横力、回頭モーメント、舵直圧力の実験値と比較して Fig.2.2.7 ~ 9 に示す。

舵直圧力と船体に働く横力の干渉は干渉係数 a_H で表される。

$$Y_{HR} = (1 + a_H) F_N \cos \delta \quad (2.2.3)$$

横軸に舵直圧力の y 方向成分を、縦軸には船

体に働く横力をとったグラフを Fig.2.2.7 に示す。

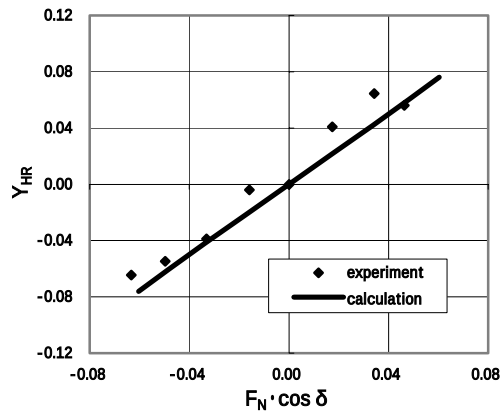


Fig.2.2.7 Comparison of Sway Force

図から明らかなとおり計算値は実験値に対し十分な精度で推定できていることがわかる。 $1+a_H$ となる傾きは実験値、計算値とも 1.249 と一致しており船体と舵の干渉現象を十分に推定していることがわかる。

舵直圧力と船体の回頭モーメントの干渉は、干渉力の圧力中心位置 x_H という値を用いて表される。

$$N_{HR} = (x_R + a_H x_H) F_N \cos \delta \quad (2.2.4)$$

横軸に舵直圧力の y 方向成分を、縦軸には船体に働く回頭モーメントとったグラフを Fig.2.2.8 に示す。

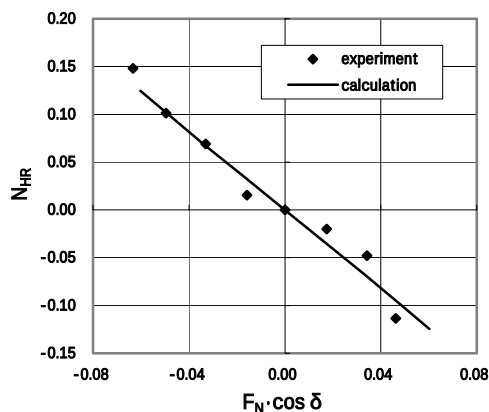


Fig.2.2.8 Comparison of Yaw Moment

図から明らかなとおり計算値は実験値を十分な精度で推定できていることがわかる。それぞれの傾きは実験値で -2.100、計算値で -2.063 と良く一致しており、船体に働く干渉横力の着力点を船長で無次元化した x_H は実験値で 0.402、計算値で 0.359 と十分に推定できていることがわかる。

有効舵流入速度 U_R は次式で与えられる。

$$U_R = U \sqrt{F_N / F_{N0}} \quad (2.2.5)$$

横軸に舵角を、縦軸には船体に固定した舵の舵直圧力と舵単独での舵直圧力の比の平方根を Fig.2.2.9 に示す。

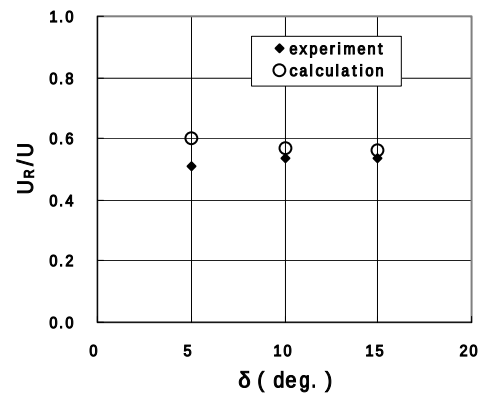
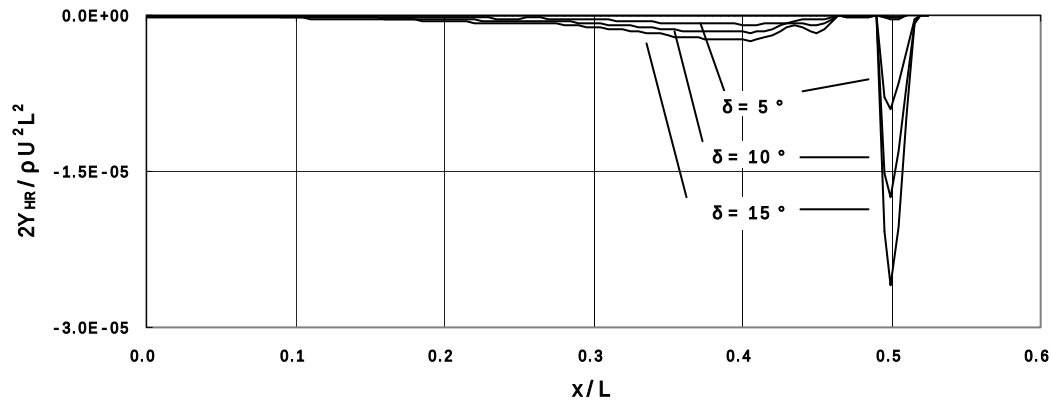


Fig.2.2.9 Effective Rudder Inflow Velocity

今回の実験では舵単独性能試験を行わなかったため、九州大学で実施された舵単独性能試験結果⁶⁾を使用した。このとき流速が一致しなかったため、実験結果から内挿し対応する流速での舵直圧力を求め、それをもとに実験値の有効舵流入速度を求めた。舵角が5度のときの一致はあまり良くないが、それ以外の点については計算結果は実験結果を十分な精度で推定できおり、有効舵流入速度は舵角による影響をあまり受けていない。

舵直圧力により誘起される横力が船体のどの部分に作用しているかを確認するため、横軸に船体の midship を原点とした座標を船長で無次元化したものを、縦軸には船体に働く横力をとったグラフを Fig.2.2.10 に示す。

ここで示す計算結果は直進状態で舵角を5度から15度まで5度刻みで行ったものである。

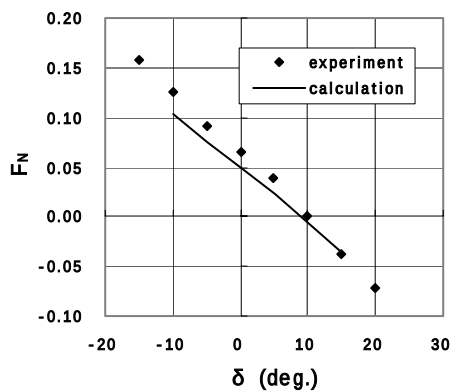
Fig.2.2.10 Longitudinal Distribution of Lateral Force ($\beta=0$ deg)

直進状態では舵によって誘起される横力が作用する部分は船尾付近で、舵角による影響は少ないと言える。

(4) 斜航状態

操縦運動の一例として斜航状態での船体と舵との干渉計算を行った。斜航角は幾つかの状態について計算を行ったが、本報には斜航角 10 度について干渉係数を求めた結果を示す。舵角を -10 から 15 度までを 5 度刻みで計算を行い、船体に働く横力、回頭モーメント、舵直圧力と実験値との比較を Fig.2.2.11 ~ 13 に示す。

船体が舵の前にあることによる有効舵流入角、有効舵流入速度への影響を確認するために、計算結果と実験結果との舵直圧力の比較を行った。横軸に舵角を、縦軸には舵直圧力をとったグラフを Fig.2.2.12 に示す。

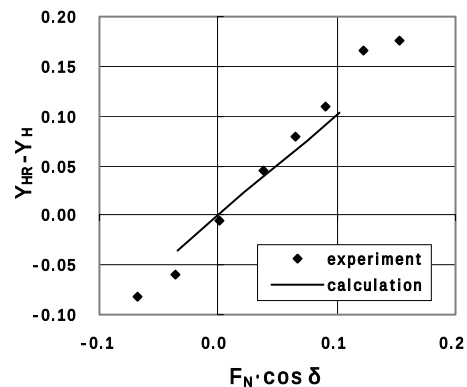
Fig.2.2.11 Comparison of Rudder Normal Force Coefficient ($\beta=10$ deg.)

船体の有効舵流入角への影響は実験値で -0.38 度、計算値で -1.15 度と 0.77 度の違いがある。これは模型船の設定誤差などの影響も考

(112)

えられるが、今回計算で使用した格子が船尾付近の曲率を十分に表現しきれていないことも原因と考えられる。また、舵角に対する舵直圧力の傾きは実験値が -0.0065 であるのに対し、計算値は -0.0055 と実験値に対して 85% となっている。流体力は速度の 2 乗に比例することを考えると実験値に比べ有効流入速度が 92% 程度となっていることがわかる。これは船尾付近で船体表面上を流れてきた流体が、一度船体表面から離れ、再度舵付近で舵表面上を流れるという非常に複雑な現象を、今回使用した代数方程式による乱流モデルが表現しきれていないことが原因と考えられる。この微妙な違いが以下のグラフにも影響を及ぼしている。

舵直圧力と船体に働く横力の干渉影響を検討するため、横軸に舵直圧力の y 方向成分を、縦軸には船体に働く横力から船体単独に働く横力を差し引いたものをとったグラフを Fig.2.2.12 に示す。

Fig.2.2.12 Comparison of Sway Force ($\beta=10$ deg.)

計算値は傾向を捕らえてはいるが、あまり精度良く推定できているとは言えない。 $1+a_H$ と

なる傾きは直進状態、斜航状態ともそれほど変わらない値を示すことは知られているが、実験値で 1.263 と直進状態とあまり変わらない値を示しているのに対し、計算値は 1.017 と実験値とも直進状態とも異なっている。

舵直圧力と船体の回頭モーメントの干渉影響を検討するため、横軸に舵直圧力の y 方向成分を、縦軸には船体に働く回頭モーメントから船体単独に働く回頭モーメントを差し引いたものをとったグラフを Fig.2.2.13 に示す。

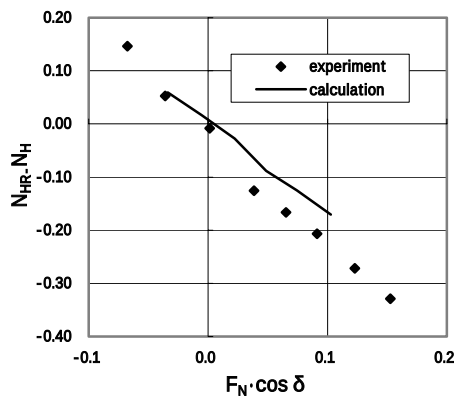


Fig.2.2.13 Comparison of Yaw Moment
($\beta = 10$ deg.)

図から明らかとなおり計算値は精度良く推定できているとは言えない。それぞれの傾きは実験値で -2.132 と直進状態とあまり変わらない値を示しているが、計算値で -1.720 と実験値とも直進状態とも異なっている。

船体に働く横力の着点と船長で無次元化した x_H は実験値で 0.416、計算値で -0.490 とこれについても傾きと同じことが言える。この原因は舵直圧力のところで触れたものが考えられる、それとは別に計算では舵軸を考慮に入れていないことも原因の一つと考えられる。舵軸自体に働く横力は大きくないがレバーとなる midship からの距離を考えると回頭モーメントへの影響は無視できないように思える。

2.2.5. 結言

船体の操縦運動を推定する上で重要となる数学モデルの中で、現象の解明が十分に行われていない船体とプロペラ、舵間の干渉問題のうち、本報では船体と舵の干渉問題を取り上げ、タンカー船型について CFD を適用した計算結果と実験結果とを比較・検討した。本研究により下記のような結論が得られた。

1. 船体と舵を単一格子として格子を生成することにより、船体と舵に働く流体力が概ね精度良く推定できる。
2. 直進状態での舵角試験の計算結果から船体と舵の干渉係数である a_H 、 x_H を精度良く推定できる。
3. 直進状態での舵角試験の横力分布の計算結果から、舵を切ることにより主船体に誘起される横力はおもに船尾付近で発生し、誘起される横力の長さ方向分布形状の舵角の大きさによる変化は少ないと言える。
4. 斜航状態での舵角試験では船体による有効舵流入角や有効舵流入速度への影響があり、実験結果と計算結果との間に微小な相違が見られる。
5. 斜航状態での干渉係数は精度よく推定出来ていない。これは上記 4. が原因と考えられる。

本報では計算の都合上、台形舵で計算および実験を行い船体と舵の干渉問題について検討を行ったが、実際にはマリナー舵などのホーン付きの舵が使われており、これらについてはさらに検討が必要である。

今後はより実用的な舵への適用、乱流モデルの変更、格子の生成法の改良により斜航状態での推定精度を向上するとともに、プロペラを導入し、船体・プロペラ・舵の3者間の干渉問題について検証していく予定である。

2.2. の参考文献

- (1) 宮崎英樹、野中晃二、日野孝則、平田信行、二村正、上野道雄：CFD による操縦流体力の推定について、日本造船学会論文集、第 187 号 (2000)、pp.121-130
- (2) Y. Kodama : Computation of Ship Resistance Using an NS Solver with Global Conservation — Flat Plate and Series 60 ($C_B=0.6$) Hull, 日本造船学会論文集、第 172 号 (1992)、pp.147-155
- (3) N. Hirata and T. Hino : An Efficient Algorithm for Simulating Free-Surface Turbulent Flow around an Advancing Ship, 日本造船学会論文集、第 185 号 (1999)、pp.1-8
- (4) 第 222 研究部会：大型肥大船船尾流場推定法の高度化、SR222 成果報告書 (1995)

- (5) 川北千春、石川暁、佐々木壮一、林秀千人：解強制置換法を用いた船体周りの流場計算法、日本造船学会論文集、第 186 号(1999)、pp.185-192
- (6) 小田耕吉、山下周一、一瀬哲也、中武一明：マリナー舵模型に働く直圧力と抗力について、西部造船会々報、第 91 号(1995)、pp.15-23
- (7) 第 221 研究部会：操縦運動時の船体周囲流場に関する研究成果報告書、日本造船研究協会研究資料、No.410(1996)、pp.9-13
- (8) 葛西宏直、湯室彰規：舵に作用する力と船体・プロペラの干渉、日本造船学会誌、第 578 号(1977)、pp.20-34
- (9) 小瀬邦治、湯室彰規、芳村康男：操縦運動の数学モデルの具体化 - 船体、プロペラ、舵の相互干渉とその表現方法を中心に、第 3 回操縦性シンポジウム(1981)、pp.27-80

2.3. 主船体に働く流体力の細長体理論による近似推定法

2.3.1. 緒言

船体は一般に細長いという特徴を利用し、3次元流場問題を取り扱いの容易な2次元的問題へ変換する細長体理論は、操縦流体力推定の分野において広く利用されている。

細長体理論を用いた操縦流体力推定法で求まるものは横力と回頭モーメントであり、前後方向の力は求まらない。更に、3次元粘性流場を扱う CFD を用いた推定法に比べ、3次元影響と粘性影響に相対的に粗い近似を用いる細長体理論による推定法では当然推定精度も低い。

しかしながら、船尾形状の違い等の船型変化による操縦流体力の定性的変化を把握するには、十分実用的な精度を有する段階に達しており、加えて、操縦運動の数学モデルを作成するには多数の計算点数を必要とするが、推定計算に要する時間の短さ及び取り扱いの容易さが細長体理論による推定法の大きな魅力となっている。

細長体理論を用いた操縦流体力の推定においては、非粘性非圧縮性の仮定の下に、細長い滑らかな船体表面から剥離する渦流域を厚さのない自由渦で近似する lifting potential flow 問題を扱う。理想流体では存在しない剥離現象を近似した流れのモデルの仮定の下に船体まわりの流場を求め、求めた流場情報をもとに船体に働く流体力を推定計算する。つまり、流れのモデ

ル、流場、流体力という3要素についての扱いが解法のポイントになる。

本節では、先ず一般的な揚力体問題の取り扱い方を述べ、次いで細長体理論を用いた操縦流体力の近似推定法について述べる。

2.3.1. 一般揚力体問題

操縦運動する船体の問題に限定せず、任意形状物体の任意運動を考える。

無限流体中を物体が静止状態から出発して任意の運動をしている場合、物体表面に沿って発達する境界層および剥離渦流域の厚さが薄い場合は、境界層および剥離渦流域を厚さのない渦層で近似することにより、完全流体中において一種の自由表面として剥離渦層を持つ任意運動する物体まわりのポテンシャル流れとして扱うことが出来る。

Fig.2.3.1,2 に示すように、無限流体中に静止していた物体が動き出し、物体表面 S_B からは境界層が剥離し薄い剥離渦層 S_W が形成されるとする。空間固定静止座標系 (S 系) を $O-X_0Y_0Z_0$ とし、物体固定動座標系 (B 系) を $o-xyz$ とする。物体は B 系原点 o が速度 $\vec{U}_B$ で移動し、原点 o のまわりに角速度 $\vec{\Omega}_B$ で回転しているとする。この時 B 系上の固定点 P は S 系上を速度 $\vec{U} = \vec{U}_B + \vec{\Omega}_B \times \vec{R}_B$ で移動することになる。

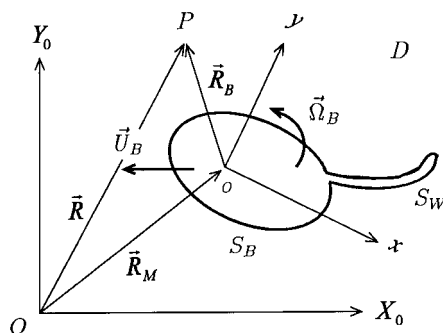


Fig.2.3.1 Coordinate System

流体は非粘性非圧縮性で境界層と剥離渦層を除き非回転とすると、境界層と剥離渦層を除いた流体領域 D では S 系上において攪乱速度ポテンシャル Φ が定義出来、境界層と剥離渦層の厚さを無限小と仮定すると、流場を求める問題は次の条件を満足する攪乱速度ポテンシャル Φ を求める問題となる。

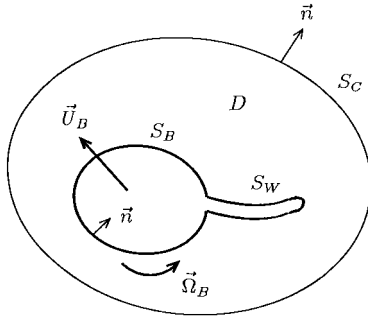


Fig.2.3.2 Control Surface

$$\begin{aligned}
 [L] \quad & \nabla^2 \Phi = 0 \quad \text{in } D \\
 [H] \quad & (\nabla \Phi - \vec{U}) \cdot \vec{n} = 0 \quad \text{on } S_H \\
 [WK] \quad & (\nabla \Phi - \vec{V}) \cdot \vec{n} = 0 \quad \text{on } S_W \\
 [WD] \quad & S_W \text{の両面で圧力が等しい} \\
 [\infty] \quad & \Phi, \nabla \Phi \rightarrow 0 \quad \text{as } |\vec{R}| \rightarrow \infty
 \end{aligned} \quad (2.3.1)$$

但し条件 [WK] の $\vec{V}$ は剥離渦層 S_W の速度ベクトルを表す。

完全流体では存在しない剥離発生の条件は (2.3.1) 式に含まれていないが、流体力の推定精度を左右する重要な条件であり、流れのモデル (渦モデル) において仮定・導入される。剥離発生の条件に基づき物体表面より流出する自由渦層を含む流場を表す式を満足する Φ が求まると、流場情報 Φ をもとに物体に働く流体力が求められる。

物体が流体より受ける力 $\vec{F}$ 及びモーメント $\vec{M}$ (S 系原点まわり) は、圧力積分の形で次式で表される。

$$\begin{aligned}
 \frac{\vec{F}}{\rho} &= - \iint_{S_B} \left\{ \frac{\partial \Phi}{\partial t} + \frac{1}{2} (\nabla \Phi)^2 \right\} \vec{n} d\Sigma \\
 \frac{\vec{M}}{\rho} &= - \iint_{S_B} \left\{ \frac{\partial \Phi}{\partial t} + \frac{1}{2} (\nabla \Phi)^2 \right\} (\vec{R} \times \vec{n}) d\Sigma
 \end{aligned} \quad (2.3.2)$$

上式を発散定理、渦層の条件、領域 D で渦度 0 の条件を用いて変形し、次いで、任意の検査面 S_C を十分遠方にとり静止境界とすること、及び速度ポテンシャル Φ の遠方での性質を利用すると、次のような式が得られる。

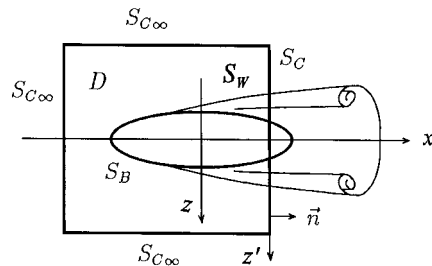
$$\begin{aligned}
 \frac{\vec{F}}{\rho} &= - \frac{d}{dt} \iint_{S_B+S_W} \Phi \vec{n} d\Sigma \\
 \frac{\vec{M}}{\rho} &= - \frac{d}{dt} \iint_{S_B+S_W} \Phi (\vec{R} \times \vec{n}) d\Sigma
 \end{aligned} \quad (2.3.3)$$

(2.3.3) 式は非常に簡潔な表現で、流体から物体が受ける力は物体及び剥離渦層により流体に与えられる運動量と角運動量の変化の割合であるという、物理的にも理解しやすい形となっている。

(2.3.3) 式を物体固定動座標系 (B 系) 上での表示に変換し、且つ、 B 系原点まわりのモーメントにすると、次式となる。

$$\begin{aligned}
 \frac{\vec{F}}{\rho} &= - \frac{d}{dt} \iint_{S_B+S_W} \Phi \vec{n} d\Sigma - \vec{\Omega}_B \times \iint_{S_B+S_W} \Phi \vec{n} d\Sigma \\
 \frac{\vec{M}}{\rho} &= - \frac{d}{dt} \iint_{S_B+S_W} \Phi (\vec{R}_B \times \vec{n}) d\Sigma \\
 &\quad - \vec{\Omega}_B \times \iint_{S_B+S_W} \Phi (\vec{R}_B \times \vec{n}) d\Sigma - \vec{U}_B \times \iint_{S_B+S_W} \Phi \vec{n} d\Sigma
 \end{aligned} \quad (2.3.4)$$

(2.3.1) 式を満足する攪乱速度ポテンシャル Φ を (2.3.3) 式または (2.3.4) 式に代入することにより、任意運動をしている物体に働く流体力が求まることになるが、(2.3.3) 式及び (2.3.4) 式は渦層全体の情報を必要とするため、長時間任意運動した後の物体に働く流体力を求めることは実際上は不可能に近い。そこで、物体後方の検査面を物体に近づけ、検査面より後方の渦層の情報を検査面上での流場情報で置き換える。

Fig.2.3.3 Space Fixed Control Surface S_C and $S_{C\infty}$

船体の長さを L 、幅を B としたとき、 $\varepsilon = B/L$ は十分小さいとし微小パラメーターとして用いる。

まず、船体と剥離渦層の位置と形状について次のように仮定する。

$$\begin{aligned} x/L &= O(1), \quad y/L = O(\varepsilon), \\ z/L &= O(\varepsilon) \quad \text{on} \quad S_B, S_W \\ n_x &= O(\varepsilon), \quad n_y = O(1), \quad n_z = O(1) \\ \text{但し} \quad \mathbf{n} &= (n_x, n_y, n_z) \end{aligned} \quad (2.3.7)$$

次に、船体と剥離渦層の運動について次のように仮定する。

$$\begin{aligned} \dot{U}_1 / U_x &= O(\varepsilon), \quad \dot{\Omega}_B L / U_x = O(\varepsilon), \\ \dot{V}_1 / U_x &= O(\varepsilon), \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \dot{\mathbf{U}} &= \dot{\mathbf{U}}_B + \dot{\Omega}_B \times \mathbf{R}_B \\ &= (U_x \mathbf{i} + U_y \mathbf{j} + U_z \mathbf{k}) + \dot{\Omega}_B \times \mathbf{R}_B = U_x \mathbf{i} + \dot{\mathbf{U}}_1 \\ \dot{\mathbf{V}}_1 &= V_x \mathbf{i} + V_y \mathbf{j} + V_z \mathbf{k} = V_x \mathbf{i} + \dot{\mathbf{V}}_1 \\ \dot{\mathbf{U}}_1 &= (U_y \mathbf{j} + U_z \mathbf{k}) + \dot{\Omega}_B \times \mathbf{R}_B \\ \dot{\mathbf{V}}_1 &= V_y \mathbf{j} + V_z \mathbf{k} \end{aligned} \quad (2.3.8)$$

以上の船体と剥離渦層の位置及び形状と運動についての仮定をもとに、流体力と流場についての近似式を求める。

(1) 流体力の表現

流体力の厳密式(2.3.5)式を細長体理論の仮定(2.3.7)、(2.3.8)式を用いて、 ε についてオーダー展開を行う。平面運動と流場の上下対称性の仮定のもとに、2nd order の項まで残すと次式が得られる。

$$\begin{aligned} \frac{\mathbf{r}}{\rho} \mathbf{F} &= -U_x \int_{C_B+C_W} \Phi N_y d\mathbf{l} \mathbf{j} & O(\varepsilon^2) > .. \geq O(\varepsilon^3) \\ &+ (U_y + \Omega x) \int_{C_B+C_W} \Phi N_y d\mathbf{l} \mathbf{i} + \Omega \iint_{S_B+S_W} \Phi n_y d\Sigma \mathbf{i} \\ &+ \frac{1}{2} \iint_{S_C} (\Phi_y^2 + \Phi_z^2) d\Sigma \mathbf{i} & O(\varepsilon^3) > .. \geq O(\varepsilon^4) \\ &+ \Omega \int_{C_B+C_W} \Phi y N_y d\mathbf{l} \mathbf{j} - \Omega \iint_{S_B+S_W} \Phi n_x d\Sigma \mathbf{j} - \iint_{S_C} \Phi_x \Phi_y d\Sigma \mathbf{j} & O(\varepsilon^4) > .. \geq O(\varepsilon^5) \\ &- \frac{1}{2} \iint_{S_C} \Phi_x^2 d\Sigma \mathbf{i} & O(\varepsilon^5) > .. \\ & & (2.3.9) \\ \frac{\mathbf{r}}{\rho} \mathbf{M} &= -U_x \iint_{S_B+S_W} \Phi n_y d\Sigma \mathbf{k} + U_x x \int_{C_B+C_W} \Phi N_y d\mathbf{l} \mathbf{k} & O(\varepsilon^2) > .. \geq O(\varepsilon^3) \\ &- (U_y + \Omega x) \int_{C_B+C_W} \Phi y N_y d\mathbf{l} \mathbf{k} + U_y \iint_{S_B+S_W} \Phi n_x d\Sigma \mathbf{k} \\ &- \frac{1}{2} \iint_{S_C} (\Phi_y^2 + \Phi_z^2) y d\Sigma \mathbf{k} & O(\varepsilon^4) > .. \geq O(\varepsilon^5) \\ &- x \iint_{S_C} \Phi_x \Phi_y d\Sigma \mathbf{k} & O(\varepsilon^5) > .. \geq O(\varepsilon^6) \\ &+ \frac{1}{2} \iint_{S_C} \Phi_x^2 y d\Sigma \mathbf{k} & O(\varepsilon^6) > .. \end{aligned}$$

$\mathbf{r} \mathbf{F}$ と $\mathbf{r} \mathbf{M}$ は S_C 面より前方の船体に働く力とモーメントであり、 S_C 面を船体より後方にとることにより、船体全体に働く力とモーメントが得られる。

従って、平面運動と上下対称流場の条件のもとで細長体近似における 2nd order まで精度が保証されている Sway force $\mathbf{Y}$ と Yaw moment $\mathbf{N}$ の式は次式で与えられる。

$$\begin{aligned}\frac{Y}{\rho} &= -U_x \oint_{C_W} \Phi N_y dl \\ \frac{N}{\rho} &= -U_x \iint_{S_B+S_W} \Phi n_y d\Sigma + x U_x \oint_{C_W} \Phi N_y dl\end{aligned}\quad (2.3.10)$$

但し x は S_C 面の位置であり、 S_C 面は船体より後方にあるとする。

(2.3.10) 式の Y は Kuuta-Joukowski の定理に相当する揚力の項であり、 N は渦層がある場合の広義の Munk moment を表している。

第 1 次近似解として leading order の項のみを残して解を求める方法でも、(2.3.10) 式と同じ形の式が得られるが、高次の項まで考慮した解を求める方法により初めて (2.3.10) 式が 2nd order まで有効な式であることがわかる。

(2.3.10) 式の表現においては、2nd order の項は陽に存在しないため、leading order だけ考えようと 2nd order まで含めようと、流体力の式の表現に差はないが、速度ポテンシャル Φ に 2nd order まで有効な値を導入すれば (2.3.10) 式は 2nd order まで有効な流体力の式となり、 Φ に leading order の値を用いれば (2.3.10) 式は leading order の精度の式となる。

なお前小節でも述べたように、(2.3.10) 式は水底が平面の浅水域での流体力にもそのまま適用出来る。

3rd order まで考慮すると S_C 面での積分項が入るようになり、ポテンシャル Φ の値だけでなくポテンシャルの微分値 Φ_x, Φ_y, Φ_z も必要になる。

(2) 流場の表現

船体に働く流体力を求めるには、船体まわりの流場の情報が必要になる。流場の情報は (2.3.1) 式を満足する攪乱速度ポテンシャル Φ により与えられる。

細長体理論を用いて Φ を近似表現する場合、本方法では内部解と物体から遠方で成り立つ外部解から作られる流体全領域で成り立つ合成解を用いるが、流体力の表現 (14) 式に対応し、2nd order まで考慮した合成解を用いる。

長さ $L(=2l)$ 、幅 B 、喫水 d の船体が、Fig.2.3.5 に示すように速度 U 、偏角 β 、回頭角速度 Ω で、ゆるやかな定常旋回運動をしている場合を考えることとし、次のような無次元化を行う。

$$\begin{aligned}\Phi &= Ul \cdot \phi, \quad \Omega = \omega \cdot U/l, \quad \vec{R} = \vec{r} \cdot l \\ x &= l \cdot \xi, \quad y = l \cdot \eta, \quad z = l \cdot \zeta \\ dl &= l \cdot ds, \quad d\Sigma = l^2 \cdot dS\end{aligned}\quad (2.3.11)$$

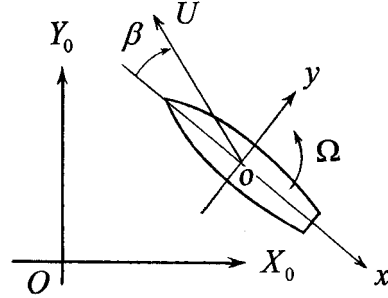


Fig.2.3.5 Coordinate System

速度ポテンシャル Φ の満足すべき条件 (1) 式は、船体固定動座標系 (B 系) 上で次式のように表せる。

$$\begin{aligned}[L] \quad & \phi_{\xi\xi} + \phi_{\eta\eta} + \phi_{\zeta\zeta} = 0 \quad \text{in } D \\ [H] \quad & (\phi_{\xi} + \cos \beta + \omega \eta) H_{\xi} + (\phi_{\eta} - \sin \beta - \omega \xi) H_{\eta} \\ & + H_{\zeta} \phi_{\zeta} = 0 \quad \text{on } H = 0 \\ [WD] \quad & C_p(W \rightarrow +0) = C_p(W \rightarrow -0) \\ & C_p = -2(\cos \beta + \omega \eta) \phi_{\xi} + 2(\sin \beta + \omega \xi) \phi_{\eta} \\ & - (\phi_{\xi}^2 + \phi_{\eta}^2 + \phi_{\zeta}^2) \\ [WK] \quad & (\phi_{\xi} + \cos \beta + \omega \eta) W_{\xi} + (\phi_{\eta} - \sin \beta - \omega \xi) W_{\eta} \\ & + W_{\zeta} \phi_{\zeta} = 0 \quad \text{on } W = 0 \\ [\infty] \quad & \phi, \nabla \phi \rightarrow 0 \quad \text{as } |\vec{r}| \rightarrow \infty\end{aligned}\quad (2.3.12)$$

但し、 $H(\xi, \eta, \zeta) = 0$ は船体表面、 $W(\xi, \eta, \zeta) = 0$ は剥離渦層面を表す。

渦層は力を支えない、つまり渦層の両面で圧力が等しいという条件 [WD] は、(2.3.13) 式のように表せる。

(2.3.13) 式は、potential gap つまり doublet の強さが doublet 層 (剥離渦層) と同じ速度ベクトルで移動することを示しており、実質部分での渦の保存を示す Helmholtz の渦定理に相当する。

$$\begin{aligned}
C_p^+ - C_p^- &= -2 \left\{ \left(\phi_\xi + \cos \beta + \omega \eta \right) \frac{\partial}{\partial \xi} \right. \\
&\quad \left. + \left(\phi_\eta - \sin \beta - \omega \xi \right) \frac{\partial}{\partial \eta} + \phi_\zeta \frac{\partial}{\partial \zeta} \right\} (\phi^+ - \phi^-) = 0 \\
C_p^+ &= C_p(W \rightarrow +0), \quad C_p^- = C_p(W \rightarrow -0) \\
\phi^+ &= \phi(W \rightarrow +0), \quad \phi^- = \phi(W \rightarrow -0) \\
\phi_\xi &= \frac{1}{2}(\phi_\xi^+ + \phi_\xi^-), \quad \phi_\eta = \frac{1}{2}(\phi_\eta^+ + \phi_\eta^-) \\
\phi_\zeta &= \frac{1}{2}(\phi_\zeta^+ + \phi_\zeta^-)
\end{aligned} \tag{2.3.13}$$

ここで流体力の表現で用いたのと同じ細長体の仮定を導入する。形状に関する仮定(2.3.7)式および運動に関する仮定(2.3.8)式を用いる。

流体全域において有効な合成解を、船体近傍で有効な内部解と船体から遠方で有効な外部解から作成する。

まず内部解を求めるため、船体近傍で遠方で条件 $[\infty]$ を除いた(2.3.12)式を摂動展開し 2nd order まで有効な条件式を求めると次式となる。

$$\begin{aligned}
[L] \quad \phi_{\eta\eta} + \phi_{\zeta\zeta} &= 0 \quad \text{in } D \\
[H] \quad \phi_\eta H_\eta + \phi_\zeta H_\zeta &= (\sin \beta + \omega \xi) H_\eta - \cos \beta \cdot H_\xi \quad \text{on } H=0 \\
[WD] \quad C_p(W \rightarrow +0) &= C_p(W \rightarrow -0) \\
C_p &= -2 \cos \beta \cdot \phi_\xi + 2(\sin \beta + \omega \xi) \phi_\eta \\
&\quad - (\phi_\eta^2 + \phi_\zeta^2) \\
[WK] \quad \phi_\eta W_\eta + \phi_\zeta W_\zeta &= (\sin \beta + \omega \xi) W_\eta - \cos \beta \cdot W_\xi \quad \text{on } W=0
\end{aligned} \tag{2.3.14}$$

船体の近傍で成り立つ条件(2.3.14)式を解くことにより、船体の近傍で 2nd order まで有効な内部解 ϕ が求まる。なお leading order のみを考慮した場合は、形式的には条件 $[WD]$ が 2nd order として省略出来るが、非圧縮性の完全流体として扱う上では渦保存則は流体の基本的性質であるとして条件 $[WD]$ を保持すべきであろう。

(2.3.14)式を満足するポテンシャル ϕ は次式の形で与えられる。

$$\begin{aligned}
\phi &= \frac{1}{2\pi} \oint_{C(\xi)} \left\{ \frac{\partial \phi}{\partial N} \cdot \ln \frac{1}{r} - \phi \frac{\partial}{\partial N} \left(\ln \frac{1}{r} \right) \right\} ds + g(\xi) \\
r^2 &= (\eta - \eta')^2 + (\zeta - \zeta')^2
\end{aligned} \tag{2.3.15}$$

$C(\xi)$ は考えている ξ 断面での船体及び自由渦層の girth、 $\partial/\partial N$ は流体外部へ向かう法線方向微分を表す。 $g(\xi)$ は遠場における解の性質から求める。

外部解との接続を行うため、(2.3.15)式で表される ϕ が船体から遠方でどのような形になるのか、 ϕ の outer limit を求める。 η, ζ を十分大きいとし($\eta, \zeta \geq O(1/\varepsilon)$) (2.3.15)式を展開し 2nd order まで求めると次式が得られる。

$$\begin{aligned}
\phi &= \frac{1}{2\pi} \cos \beta \cdot \ln r_0 \cdot \frac{\partial}{\partial \xi} S(\xi) + g(\xi) \\
&\quad - \frac{1}{2\pi} \frac{\eta}{r_0^2} F(\xi) \\
F(\xi) &= (\sin \beta + \omega \xi) S(\xi) + \oint_{C_B + C_W} \phi N_\eta ds \\
r_0^2 &= \eta^2 + \zeta^2
\end{aligned} \tag{2.3.16}$$

$S(\xi)$ は l^2 で無次元化した船体横断面積、 C_B と C_W はその横断面での船体と渦層の girth を表す。

次に外部解を求める。何の近似もしていない(2.3.12)式を満足する ϕ は次の形で与えられる。

$$\begin{aligned}
\phi &= \frac{1}{4\pi} \iint_{S_B + S_W} \left\{ \frac{\partial \phi}{\partial n} \frac{1}{R} - \phi \frac{\partial}{\partial n} \left(\frac{1}{R} \right) \right\} dS \\
R^2 &= (\xi - \xi')^2 + (\eta - \eta')^2 + (\zeta - \zeta')^2
\end{aligned} \tag{2.3.17}$$

外部解として船体から遠方で(2.3.17)式の漸近解を求める。 $\eta, \zeta \geq O(1/\varepsilon)$ として(2.3.17)式の展開を行い、2nd order までの項を残して外部解とする。

$$\begin{aligned}
\phi &= -\frac{\cos \beta}{4\pi} \int_{-1}^1 \frac{S'(\xi')}{R_0} d\xi' \\
&\quad - \frac{\eta}{4\pi} \int_{-1}^\infty \frac{G(\xi')}{R_0^3} d\xi'
\end{aligned} \tag{2.3.18}$$

$$G(\xi) = (\sin \beta + \omega \xi) S(\xi) + \int_{C_B + C_W} \phi n_\eta ds$$

$$R_0^2 = (\xi - \xi')^2 + r_0^2$$

内部解との接続のため、 $\eta, \zeta \leq O(\varepsilon)$ として (2.3.18) 式を展開し、外部解の inner limit を求める。

$$\begin{aligned} \phi = & -\frac{\cos \beta}{4\pi} \left\{ \int_{-1}^1 \frac{S'(\xi') - S'(\xi)}{|\xi - \xi'|} d\xi' + S'(\xi) \cdot \ln 4(1 - \xi^2) \right\} \\ & + \frac{\cos \beta}{2\pi} S'(\xi) \cdot \ln r_0 - \frac{1}{2\pi} \frac{\eta}{r_0^2} G(\xi) \end{aligned} \quad (2.3.19)$$

内部解 (2.3.15) 式と外部解 (2.3.18) 式が、中間領域で 2nd order まで一様に接続するよう、内部解の outer limit (2.3.16) 式と外部解の inner limit (2.3.19) 式を等しいとみると、次の関係が得られる。

$$\begin{aligned} g(\xi) = & -\frac{\cos \beta}{4\pi} \left\{ \int_{-1}^1 \frac{S'(\xi') - S'(\xi)}{|\xi - \xi'|} d\xi' + S'(\xi) \cdot \ln 4(1 - \xi^2) \right\} \\ F(\xi) = & G(\xi) \end{aligned} \quad (2.3.20)$$

全流体領域で有効となる合成解は、内部解と外部解との和から共通部分である (2.3.16) 式または (2.3.19) 式を差し引くことにより、次式で与えられる。

$$\begin{aligned} \phi(\text{合成解}) & = \phi_{IN} + \phi_{OUT} - \frac{\cos \beta}{2\pi} S'(\xi) \cdot \ln r_0 - g(\xi) + \frac{1}{2\pi} \frac{\eta}{r_0^2} F(\xi) \\ & = \phi_{2D} - \frac{\cos \beta}{4\pi} \left\{ 2S'(\xi) \cdot \ln r_0 + \int_{-1}^1 \frac{S'(\xi')}{R_0} d\xi' \right\} \\ & \quad + \frac{\eta}{4\pi} \left\{ \frac{2}{r_0^2} F(\xi) - \int_{-1}^1 \frac{F(\xi')}{R_0^3} d\xi' \right\} \end{aligned} \quad (2.3.21)$$

但し、 ϕ_{IN} は内部解 (2.3.15) 式、 ϕ_{OUT} は外部解 (2.3.18) 式、 ϕ_{2D} は内部解の主要部である (2.3.15) 式右辺第 1 項の 2 次元ポテンシャルを表す。

全流体領域で 2nd order まで有効な合成解 (2.3.21) 式は、内部解の主要部である 2 次元ポ

(120)

テンシアル ϕ_{2D} に、右辺第 2 項の対称流場成分に対する 3 次元補正項と右辺第 3 項の反対称流場成分に対する 3 次元補正項が加わった形となっている。これらの 3 次元補正項は、対称流場成分については $\cos \beta \cdot S'(\xi)$ という source 分布による、反対称流場成分については $F(\xi)$ という doublet 分布による、3 次元流場と 2 次元流場の差として表されている。3 次元補正項における特異点分布を表す物体をここでは等価物体と呼ぶことにするが、(2.3.21) 式に示される 3 次元補正項は、船体形状の細かい局所的变化を直接的に考慮するものではなく、船体および渦層の影響を近似する簡単な形状の等価物体による 3 次元流場と 2 次元流場の差を与えるものである。

以上は 2nd order まで考慮した合成解の場合であるが、外部解及び外部解との接続において leading order のみを考慮した場合の合成解は、(2.3.21) 式から右辺第 3 項の反対称流場成分に対する 3 次元補正項を除いたものとなる。つまり 3 次元補正項は右辺第 2 項の対称流場成分に対するものだけとなり、(2.3.10) 式で表される流体力には陽な形では何ら寄与しない。

水深を $\zeta = -a$ とし $a = O(\varepsilon)$ の浅水域を考えると、船体の近傍では、(2.3.14) 式と水底での条件 $[B] \quad \phi_\zeta = 0 \quad \text{on} \quad \zeta = \pm a$ を満足する次式の速度ポテンシャルが内部解として浅水域の場合に対しても深水域の場合と同じような方法で合成解を作成出来る。

得られる。

$$\begin{aligned} \phi = & \frac{1}{2\pi} \int_{c(\xi)} \left(\frac{\partial \phi}{\partial N} \cdot E - \phi \cdot \frac{\partial E}{\partial N} \right) ds + f(\xi) \\ & E(\eta, \zeta; \eta', \zeta') \\ = & -\frac{1}{2} \ln \left\{ \cosh \frac{\pi}{2a} (\eta - \eta') - \cos \frac{\pi}{2a} (\zeta - \zeta') \right\} \\ & -\frac{1}{2} \ln \left\{ \cosh \frac{\pi}{2a} (\eta - \eta') + \cos \frac{\pi}{2a} (\zeta + \zeta') \right\} \\ & + \ln \left(\frac{\pi}{2a} \right) \end{aligned} \quad (2.3.22)$$

$f(\xi)$ は深水域の $g(\xi)$ に対応するもので、外部解との接続から決められる。

外部解は次の形で表される。

$$\begin{aligned} \phi = & \frac{1}{2\pi} \int_{-1}^1 m(\xi') \cdot \ln \frac{1}{r} d\xi' - \frac{1}{2\pi} \int_{-1}^{\infty} \sigma(\xi') \frac{\eta}{r^2} d\xi' \quad (2.3.23) \\ r^2 = & (\xi - \xi')^2 + \eta^2 \end{aligned}$$

全流体域で 2nd order まで有効な合成解は次式で与えられる。

$$\begin{aligned}\phi &= \phi_{2D} - \frac{\cos \beta}{4\pi a} \int_{-1}^1 S'(\xi') \ln \frac{1}{r} d\xi' \\ &\quad - \cos \beta \cdot S'(\xi) \left\{ \frac{|\eta|}{4a} - \frac{1}{2\pi} \ln \left(\frac{\pi}{a} \right) \right\} \\ &\quad - \frac{\eta}{4\pi a} \int_{-1}^{\infty} \frac{F(\xi')}{r^2} d\xi' + \frac{1}{4a} F(\xi) \cdot \text{sgn}(\eta) \\ F(\xi) &= (\sin \beta + \omega \xi) S(\xi) + \int_{C(\xi)} \phi_{2D} N_{\eta} ds \\ r^2 &= (\xi - \xi')^2 + \eta^2\end{aligned}\quad (2.3.24)$$

ϕ_{2D} は内部解 (2.3.22) 式の右辺から $f(\xi)$ を除いた 2 次元ポテンシャルを表す。

合成解 (2.3.24) 式は、水深は噴水と同じオーダーの $a = O(\varepsilon)$ であり、遠方では $\xi\eta$ 平面の 2 次元流場として近似出来るという浅水近似のもとに求められた式であり、この仮定が成り立つ範囲の水深で用いるべきものである。

なお $F(\xi)/4a(\sin \beta + \omega \xi)$ は、浅水問題で通常 blockage coefficient¹⁾ と呼ばれている値となる。

(3) 流れのモデル (渦モデル)

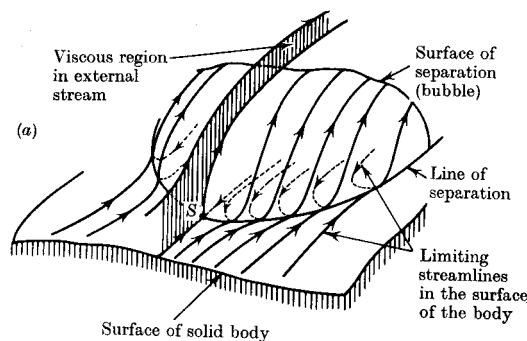
先に示した流体力の表現 (2.3.10) 式及び流場の表現 (2.3.21) 式を用いるにあたっては、操縦運動する船体まわりの剥離渦流を含む流れを、揚力体まわりのポテンシャル流れとして近似するための流れのモデルを仮定することになる。流れのモデルの構成においては、剥離のモデル化が重要なポイントとなる。剥離した後の剥離渦層については、条件 [WD], [WK] を満足するように剥離渦層を流せばよい。

船体のような 3 次元物体の滑らかな表面からの剥離については、Fig.2.3.6 に示すような bubble 型と free shear layer 型²⁾、または、closed 型と open 型³⁾と呼ばれるものが典型的なもので、その中で操縦流体力に大きく影響するのは open 型と呼ばれる剥離である。

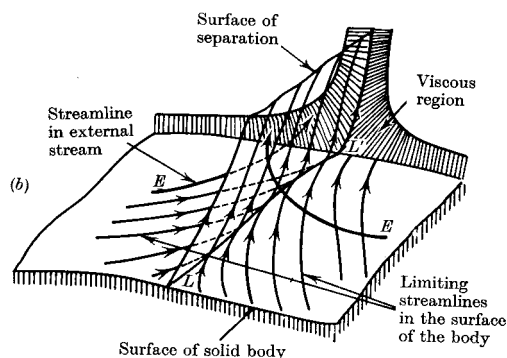
これらの代表的 3 次元剥離の特徴は、限界流線の包絡線として剥離線が形成されることであり、限界流線の包絡線の存在は 3 次元剥離の有力な判定条件の一つとなるが、剥離が発生してはじめて包絡線となるものであり、剥離発生の予測にこの条件を用いるのは困難である。

前後方向への流場変化に比べて横断面内での流場変化が支配的とする細長体近似においては、

操縦流体力に大きく影響する 3 次元剥離について



(a) Closed Type



(b) Open Type

Fig.2.3.6 Three Dimensional Separation²⁾

ても、各断面において 2 次元剥離的取り扱いがなされることが多い。つまり、限界流線の包絡線の条件は 2 次元断面内における Kutta の条件として使用されることが多い。

剥離した後の剥離渦層を近似する流れのモデルとしては、現在最も一般的に用いられているのが離散渦モデルであり、3 次元的には多数の渦系からなるモデルである。

剥離渦層の出発点となる剥離のモデル化においては、

1. 剥離線的位置
2. 剥離発生の有無
3. 初生渦的位置
4. 初生渦の強さ

を決定するための条件を仮定することになる。

条件 1, 2 については、流場計測資料等を参考に決められている。剥離の位置は、細長体理論を用いた操縦流体力推定法研究の初期には、簡単のためキールに仮定するという方法が用いられることもあったが、最近では実験に合うよう

ビルジ部付近とする方法が一般的に用いられている。どの位置にするかは、あらかじめ与えるか又は圧力極小位置にするか等、いくつかの方法が用いられている。剥離発生についても、剥離位置で無条件に剥離させるモデルもあれば、例えば、剥離位置で船底から船側方向への流れがある場合に剥離させる等のある条件を満足した場合のみ剥離させるというモデルもある。

要するに、剥離位置の決定と剥離発生の判断については詳しい流場計測資料の不足もあり、現象を的確に反映した合理的な流れのモデルが未だ確立されていないというのが現状である。

剥離位置が決まり剥離発生が確定したら、離散渦モデルでは、初生渦を剥離位置の近くに置く。その初生渦の位置と強さを決めることが必要になる。

初生渦の強さについて 2 次元断面内の流れを考えると、単位時間に剥離点から放出される循環 $d\Gamma/dt$ は、剥離点における境界層外縁の流速、つまりポテンシャル流れの場合は剥離点における流速、を U_s とすると、

$$\frac{d\Gamma}{dt} = \int_0^\delta \omega_s \cdot u \, dn = \int_0^\delta \frac{\partial u}{\partial n} u \, dn = \frac{1}{2} [u^2]_0^\delta = \frac{1}{2} U_s^2 \quad (2.3.25)$$

で与えられることが多い⁴⁾。 δ は境界層厚さ、 ω_s は渦度、 u は物体表面に平行な速度成分、 n は物体表面からの法線方向距離を表す。

但し、上記の値は初生渦の強さにそのまま用いるには強すぎると、ということが経験上わかっており、現実的な値を得るため、

$$\frac{d\Gamma}{dt} = \frac{1}{2} U_s^2 \cdot C_\gamma \quad (2.3.26)$$

実験係数 C_γ を導入するという方法が通常用いられている。

本研究でもこの方法を用いており、 C_γ をブロック係数と水深喫水比の関数として

$$C_\gamma = f_1(C_b) \cdot f_2(H/d)$$

実験値と計算値との比較により求めた Fig.2.3.7 に示す値を用いている。

初生渦の位置と強さの関係については、剥離線は限界流線の包絡線という条件を用いる。細長体近似においては、この条件は横断面内流場における Kutta の条件とも言えるもので、断面内で剥離点における流速が 0 になるよう、かつ、剥離点上方で逆流を生じない位置に初生渦を置いている。

(122)

剥離した渦は、条件 [WK] を満足するよう、その位置での流れに乗って移動するというモデルを用いている。

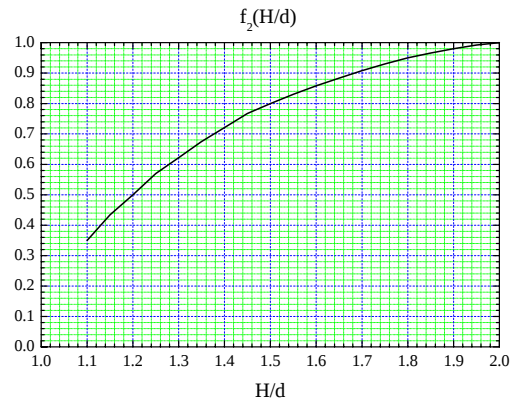
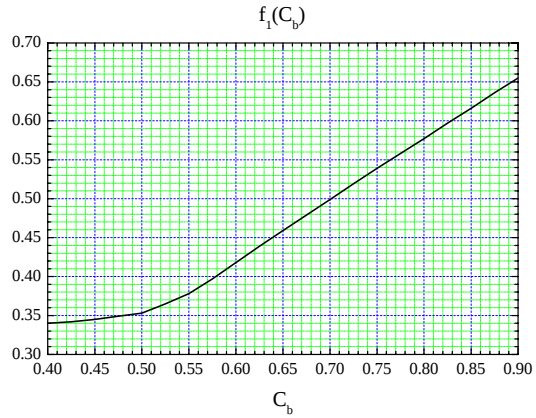


Fig.2.3.7 $C_\gamma = f_1(C_b) \cdot f_2(H/d)$

船体まわりの流場の計算は、上流断面から流れてくる剥離渦や船体の断面積変化等の 3 次元影響を考慮しながら、上流から下流に向かって各断面で 2 次元的に流場を計算して行く。

離散渦モデルにおいては、船体の後方断面へ行くに従い剥離渦層を近似する離散渦の数は多くなってゆくが、渦点が等間隔で配置されていないと近似渦層への誘起速度に誤差を生じるので、近似渦層上の渦度分布が変化しないよう考慮しながら渦点を再配列するという方法を取っている。

2.3.4. 細長体理論による操縦流体力の推定計算例

以上述べた方法で、それでは具体的にどの程度まで推定出来るのかを示す例として、深水域及び浅水域での CMT 結果、及び、ヒール時の

CMT 結果について推定計算値と実験値との比較例を以下に示す。

Fig.2.3.8,9 はタンカー船型の深水域での CMT 結果との比較で、A 船型と B 船型は主要目は同じで船尾形状のみが異なり、A 船型は U 型船尾、B 船型は V 型船尾である。船尾形状の違いが操縦性能に大きく影響する代表的例として知られている⁵⁾。

Fig.2.3.8,9 の流体力そのものの比較からは船型による相違は見分けにくい、例えば

Fig.2.3.10 に示すように、斜航による圧力中心の差等で見ると船型による違いは明らかであり、推定計算もよくこの傾向を表している。

Fig.2.3.11 は別のタンカー船型(Esso Osaka)、Fig.2.3.12 はコンテナ船型 (SR108) についての深水域での CMT 結果との比較で、Fig.2.3.8 ~ 12 から見ると、Sway force については旋回角速度が大きく且つ偏角が小さいところで推定精度は低下しているが、Yaw moment は概ね合っている。

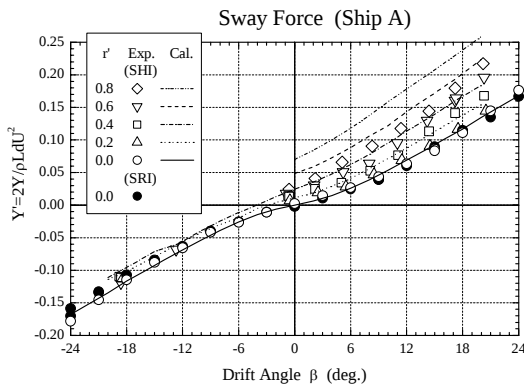


Fig.2.3.8 Circular Motion Test (SR221A)

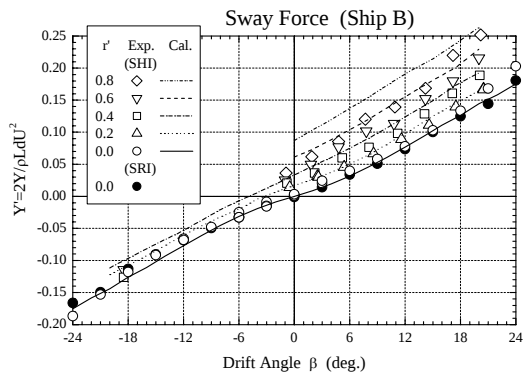
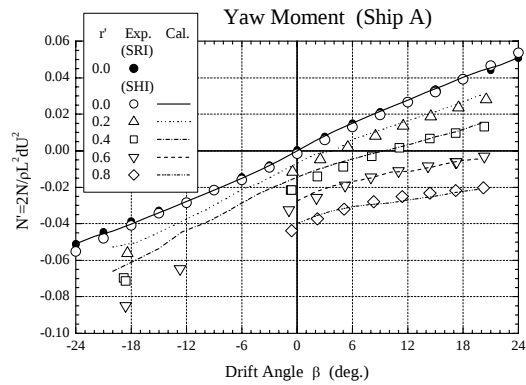


Fig.2.3.9 Circular Motion Test (SR221B)

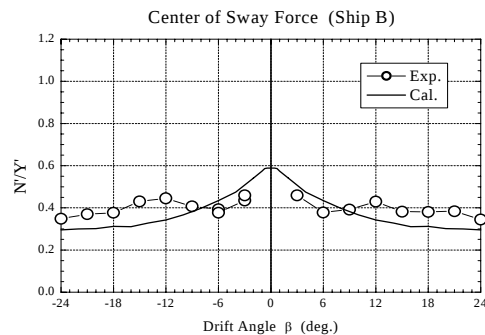
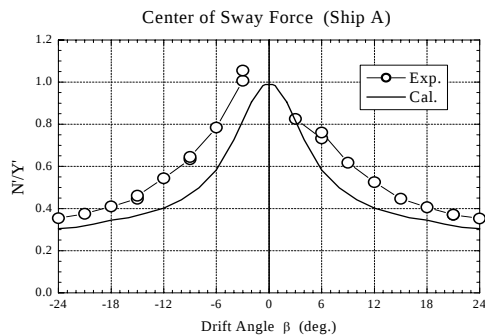
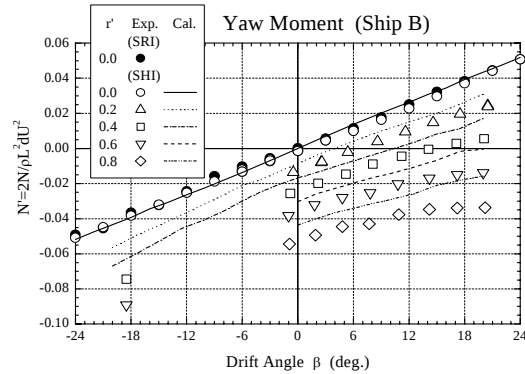


Fig.2.3.10 Center of Pressure in Sway Motion

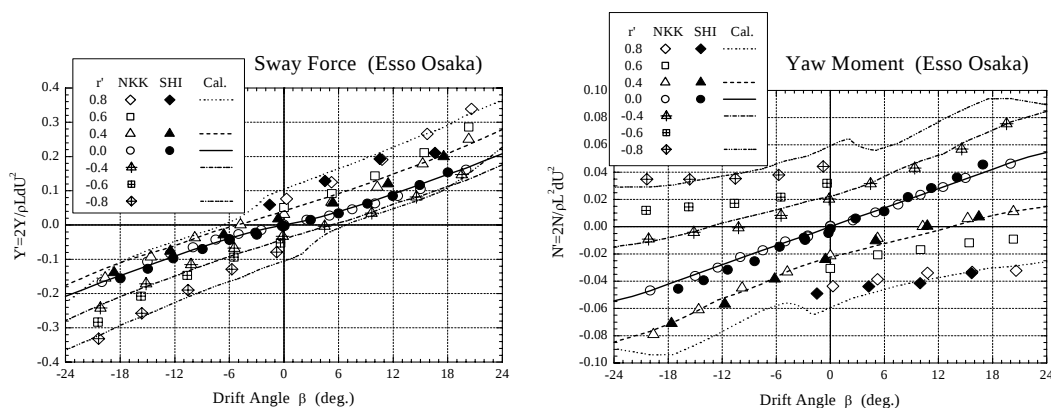


Fig.2.3.11 Circular Motion Test (Esso Osaka)

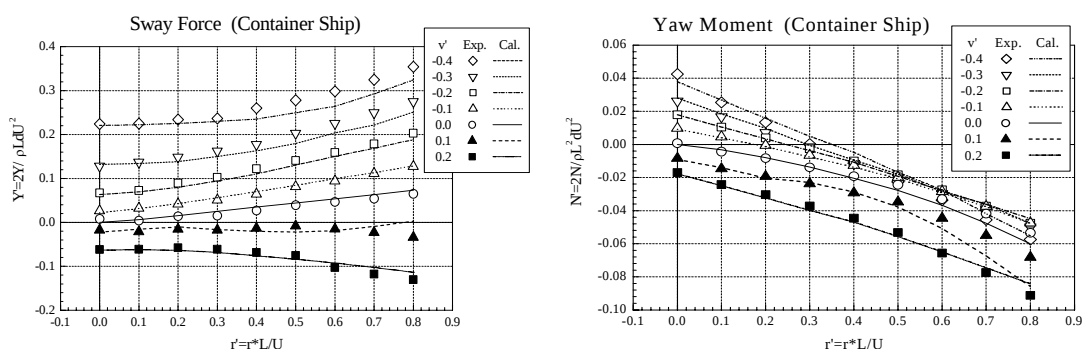


Fig.2.3.12 Circular Motion Test (Container Ship)

Fig.2.3.13 は浅喫水船の水深による操縦流体力変化の CMT 結果と推定計算値との比較で⁶⁾、水深による流体力の変化の傾向を推定計算値はよく説明していると言える。なお Fig.2.3.13 には、流体力に加えて船体自身の質量による遠心力成分も含まれている。

Fig.2.3.14 は推定計算のみであるが、タンカー船型の水深による針路安定性の変化を計算したもので、浅くなるにつれて針路安定性は低下し、水深喫水比が 1.5 あたりより浅くなると急速に安定性は向上している。この傾向は本船の実船試験でも確認されている。

Fig.2.3.15 は深水域でヒールしている場合の操縦流体力で、斜航状態では斜航角が大きいほど heel effect が明瞭に現れるようになり、左舷側から流れを受ける場合 ($\beta > 0$) は右舷側に傾斜するほど、Sway force は大きく Yaw moment は小さくなる傾向を実験値、推定値ともに示している。

Fig.2.3.16 はヒールしている場合の CMT 結果との比較である。右に旋回中 ($r' > 0$) は左舷側に傾斜した方が Sway force は小さく Yaw moment は負の値で小さくなっており、右へ斜

航角がつくとこの傾向はさらに明確になる。つまり定常旋回運動では外傾するほど旋回抵抗モーメントが小さくなることを示している。推定計算結果も、定量的には不十分であるが、定性的にはヒール角の操縦流体力への影響をよく説明している。

以上の実験値と推定計算値との比較例により、細長体理論による操縦流体力推定法は、定量的には不十分な点もあるが、定性的傾向を把握するには十分な精度を有する段階に達していることがわかる。

2.3.5. 結言

本節では、CFD による高精度推定法に比較し簡易推定法としての細長体理論による操縦流体力推定法の現状を説明した。

操縦流体力の実験値やデータベースが利用出来ない場合、操縦流体力を推定する方法としては、船体主要目から推定する取り扱いの非常に簡単な貴島の式⁷⁾、複雑な取り扱いと長い計算時間を要する CFD による高精度の推定法、及び、その中間的方法としての細長体理論による推定法がある。

操縦性能の推定・評価においては、推定・評価の目的、要求される精度と信頼性、推定作業に要する人手・時間・経験等を考慮して適切な方法を選ぶことになるが、今後も当分の間操縦

流体力の推定には、貴島の推定式、細長体理論、CFDという3種類の方法が、各々の長所短所を考慮して利用されていくと予想される。

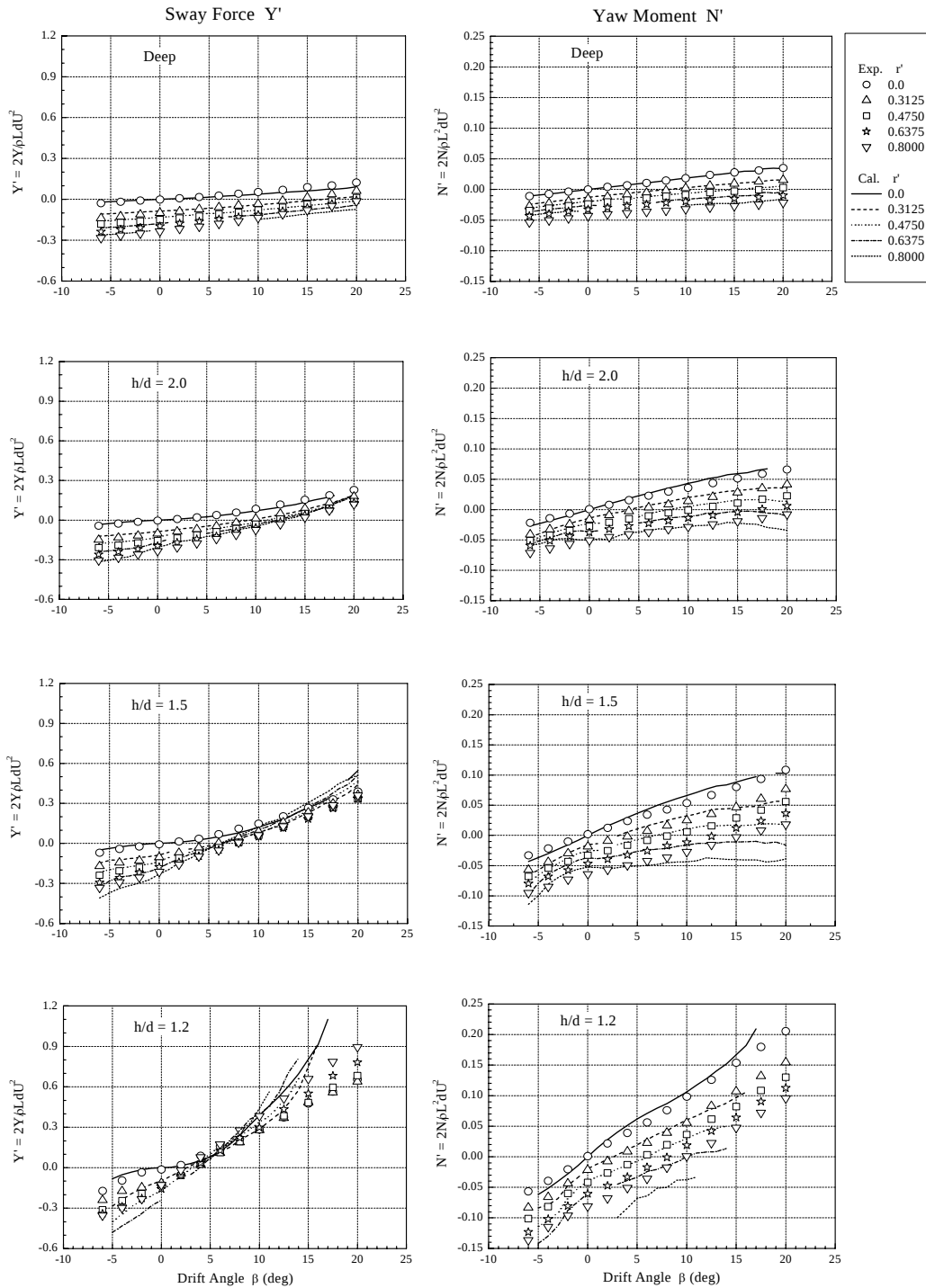


Fig.2.3.13 Shallow Effect on Manoeuvring Hydrodynamic Forces (SR243A)

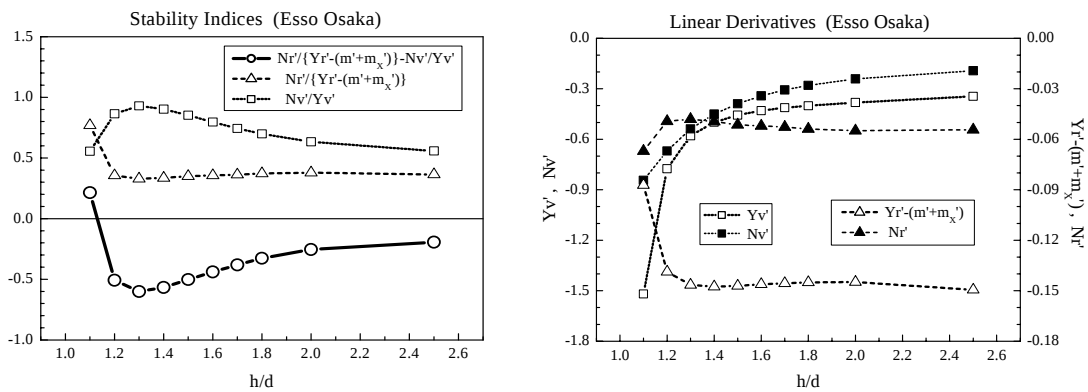


Fig.2.3.14 Shallow Water Effect on Course Stability and Linear Derivatives (Esso Osaka)

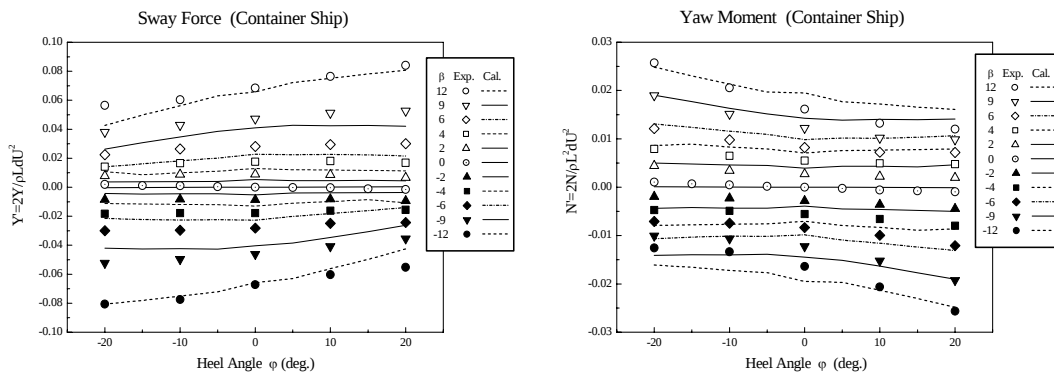


Fig.2.3.15 Heel Effect on Manoeuvring Hydrodynamic Forces (Container Ship)

2.3. の参考文献

- (1) P. J. Taylor : The Blockage Coefficient for Flow About an Arbitrary Body Immersed in a Channel, Journal of Ship Research, Vol.17, No.2, (1973)
- (2) L. Rosenhead : Laminar Boundary Layers, Oxford University Press, (1963)
- (3) K. C. Wang : On the Disputes About Open Separation, AIAA Paper 83-0296, (1983)
- (4) 谷一郎 : 流体力学の進歩・境界層、丸善、(1984)
- (5) 日本造船研究協会第 221 研究部会 : 操縦運動時の船体周囲流場に関する研究、平成 8 年 SR 研究成果報告会成果報告書、研究資料 No.410 号、(1996)
- (6) 日本造船研究協会第 243 研究部会 : スーパーシャロドラフト船の船型開発の研究、平成 14 年 SR 研究成果報告会成果報告書、研究資料 No.410 号、(1996)
- (7) 貴島勝郎、名切恭昭 : 船尾形状を考慮した操縦流体力の近似的表現、西部造船会会報、第 98 号、(1999)

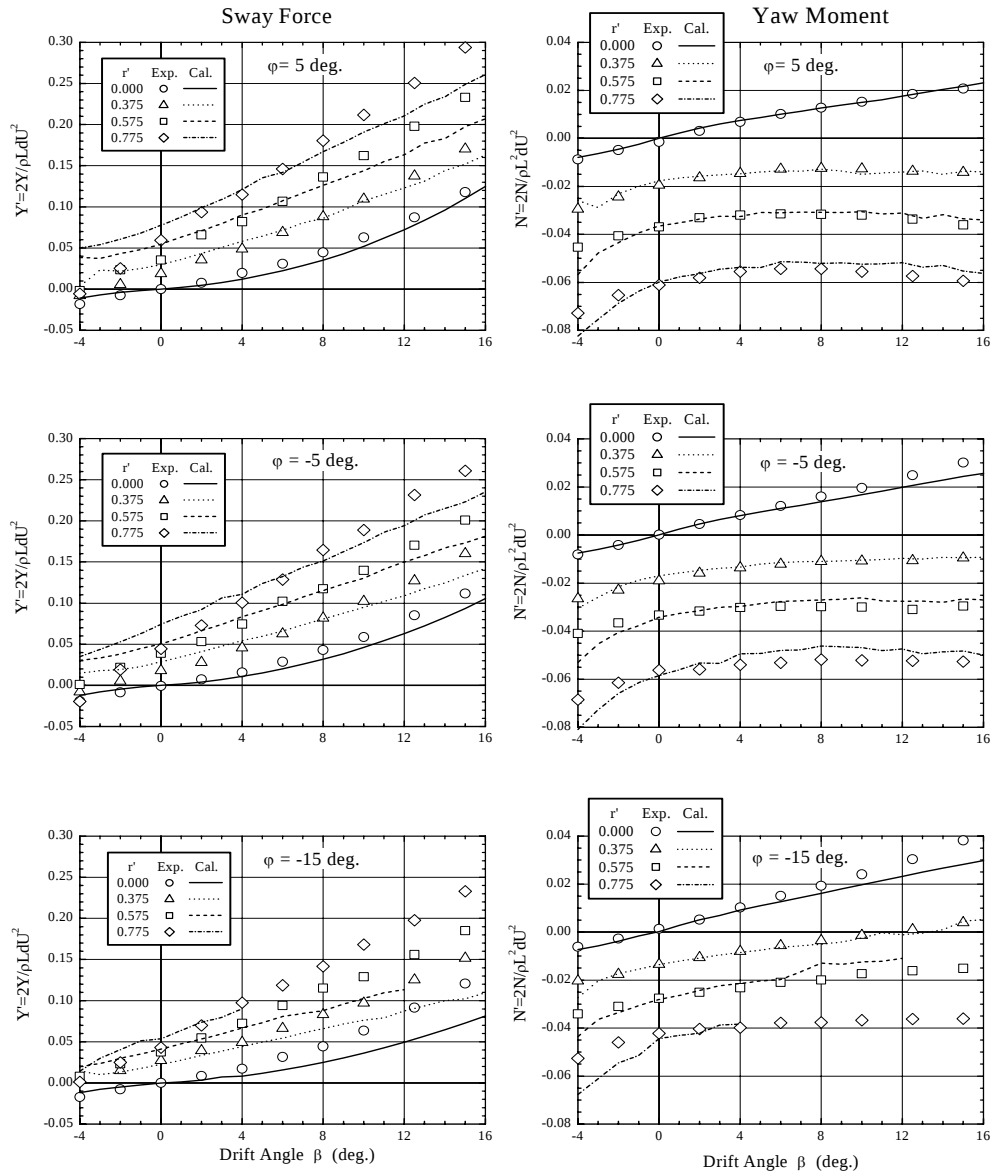


Fig.2.3.16 Heel Effect on Manoeuvring Hydrodynamic Forces (Container Ship)

2.4. 数学モデルの作成と操縦運動シミュレーション

2.4.1. 概要

船舶の操縦性能を操縦運動のシミュレーション計算で評価するには、シミュレーション計算に用いる船舶の運動方程式を表す操縦運動の数学モデルが必要になる。数学モデルとしては、船体・舵・プロペラの単独性能を主体に、それに3者間の相互干渉を加えた形で構成されるM

MG型モデルが現在もっとも一般的に用いられ、本解説書でもMMG型モデルを用いる。

操縦運動の数学モデルは、操縦運動する船舶に働く流体力データをもとに組み立てられる。本節は、操縦運動の数学モデルを作るにはどのような流体力データが必要なのか、それらの流体力データからどのようにして数学モデルを組み立てるのかを示したものである。

流体力データについては、ここでは、設計段階において抵抗・自航性能は既に推定されており、必要な残りの流体力データはCFD等の計算で与えられる場合を想定している。なお、流

体力データは模型実験、データベース、理論計算等により与えられるが、どの方法で得られた流体力データを用いても、数学モデルの構成法に基本的差はない。

2.4.2. 運動方程式と流体力

(1) 座標系

船舶の操縦運動として、水平面内における3自由度の運動 sway, yaw, surge を考える。空間固定の静止座標系を $O-\xi\eta\zeta$ とし、 $\xi\eta$ 平面を静水面に平行に船体重心位置 G を通る平面、 ζ 軸を $\xi\eta$ 平面に垂直に下向きに取る。

船体の運動および船体に働く力は、船体重心まわりの座標系で表現する。船体重心 G を原点とする船体固定の動座標系を $G-xyz$ とし、 x 軸を船体長さ方向の前向きに、 y 軸を右舷方向に、 z 軸を xy 平面に垂直に下向きに取る。 xy 平面は $\xi\eta$ 平面に一致する。

(2) 運動方程式

船体の垂線間長を L 、船幅を B 、喫水を d とする。

船体は x 方向に速度 u 、 y 方向に速度 v で移動し、 z 軸まわりに角速度 r で回頭運動をしているとする。船体重心の速度を U 、偏角を β 、方位角を ψ 、舵角を右舵が正で δ 、舵直圧力を F_N 、プロペラ推力を T とする。

m を船体質量、 I を z 軸まわりの船体慣性モーメント、 X, Y, N を船体全体に働く力とモーメントとすると、船体の運動方程式等は次式で表される。

運動方程式

$$\begin{aligned} m(\dot{x} - vr) &= X \\ m(\dot{y} + ur) &= Y \\ I\dot{r} &= N \end{aligned} \quad (2.4.1)$$

対地速度

$$\begin{aligned} U_\xi &= U \cos(\psi - \beta) = u \cdot \cos \psi - v \cdot \sin \psi \\ U_\eta &= U \sin(\psi - \beta) = u \cdot \sin \psi + v \cdot \cos \psi \end{aligned} \quad (2.4.2)$$

位置と方位

$$\begin{aligned} \xi(t) &= \xi(0) + \int_0^t (u \cdot \cos \psi - v \cdot \sin \psi) dt \\ \eta(t) &= \eta(0) + \int_0^t (u \cdot \sin \psi + v \cdot \cos \psi) dt \\ \psi(t) &= \psi(0) + \int_0^t r \cdot dt \end{aligned} \quad (2.4.3)$$

(128)

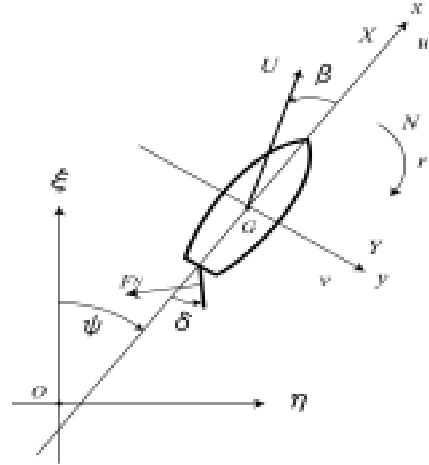


Fig.2.4.1 Coordinate System

(3) 流体力の表現

(3-1) 全体

$$\begin{aligned} X &= X_H + X_P + X_R + X_E \\ Y &= Y_H + Y_P + Y_R + Y_E \\ N &= N_H + N_P + N_R + N_E \end{aligned} \quad (2.4.4)$$

H :Hull、 P :Propeller、 R :Rudder、 E :External Force

(3-2) 船体に働く力 (H)

$$\begin{aligned} X_H &= -m_x \cdot \dot{x} + X_{uu}(u) + (m_y + X_{vr})vr + X_{NL} \\ Y_H &= -m_y \cdot \dot{y} + Y_{\dot{x}} \cdot \dot{x} + Y_v \cdot v + (Y_r - m_x \cdot u)r + Y_{NL} \\ N_H &= -J \cdot \dot{r} + N_{\dot{x}} \cdot \dot{x} + N_v \cdot v + N_r \cdot r + N_{NL} \\ J &= m_y \cdot x_\alpha^2, \quad Y_{\dot{x}} = N_{\dot{x}} = -m_y \cdot x_\alpha \end{aligned} \quad (2.4.5)$$

m_x, m_y : 船体の x, y 方向付加質量、
 J : z 軸まわりの付加慣性モーメント、
 x_α : 付加質量中心の x 方向位置を表す。

非線形項については2次型式、3次型式共によく用いられているが、本節では3次型式を用いることにする。

$$\begin{aligned} X_{NL} &= X_{vv} \cdot v^2 + X_{rr} \cdot r^2 + X_{vr} \cdot vr + X_{vvv} \cdot v^3 \\ Y_{NL} &= Y_{vv} \cdot v^3 + Y_{vr} \cdot v^2 r + Y_{vrr} \cdot vr^2 + Y_{rrr} \cdot r^3 \\ N_{NL} &= N_{vv} \cdot v^3 + N_{vr} \cdot v^2 r + N_{vrr} \cdot vr^2 + N_{rrr} \cdot r^3 \end{aligned} \quad (2.4.6)$$

(3-3) プロペラによる力 (P)

$$X_p = (1 - t_p)T = (1 - t_p) \cdot \rho n^2 D_p^4 \cdot K_T (J_p)$$

$$Y_p = \rho n^2 P^2 D_p^2 \cdot Y_p'' (J_p)$$

$$N_p = \rho n^2 P^2 D_p^2 L \cdot N_p'' (J_p)$$

$$J_p = u_p / n D_p = u(1 - w_p) / n D_p \quad (2.4.7)$$

t_p : 推力減少係数、 T : 推力、 n : プロペラ回転数、 D_p : プロペラ直径

K_T : プロペラ推力係数

前進中プロペラ順転時は通常 $Y_p = N_p = 0$ とする。

停止試験の場合は、前進中プロペラ逆転時の値が必要になるが、現状は計算で精度良く推定出来る段階にはなく、これだけは模型実験が類似船型のデータに頼らざるを得ない。

(3-4) 舵による力 (R)

$$\begin{aligned} X_R &= -(1 - t_R) F_N \sin \delta \\ Y_R &= -(1 + a_H) F_N \cos \delta \end{aligned} \quad (2.4.8)$$

$$N_R = -(x_R + a_H x_H) F_N \cos \delta$$

$$F_N = \frac{\rho}{2} A_R \cdot f(\lambda) \cdot U_R^2 \cdot \sin \alpha_R$$

$$f(\lambda) = \frac{6.13\lambda}{2.25 + \lambda}, \quad \lambda = \frac{H_R}{A_R}$$

$$U_R^2 = u_R^2 + v_R^2, \quad \alpha_R = \delta - \frac{v_R}{u_R}$$

$$\frac{u_R}{u_p} = \varepsilon \sqrt{\eta \left\{ 1 + \kappa \left(\sqrt{1 + \frac{8K_T}{\pi J_p^2}} - 1 \right) \right\}^2 + (1 - \eta)} \quad (2.4.9)$$

$$\varepsilon = \frac{1 - w_R}{1 - w_p}, \quad \eta = \frac{D_p}{H_R}, \quad \kappa = \frac{k_x}{\varepsilon}$$

$$J_p = \frac{u_p}{n D_p} = \frac{U \cos \beta \cdot (1 - w_p)}{n D_p}$$

$$v_R = v_R(\beta_R) = v_R(\beta - l_R' \cdot r'), \quad r' = r \frac{L}{U}$$

A_R : 舵面積、 H_R : 舵高さ、 U_R : 舵有効流入速度、 α_R : 舵有効流入角度、 δ : 舵角、 $1 - w_p$: プロペラ有効伴流率、 $1 - w_R$: 舵有効伴流率、 k_x : 舵位置での増速率、

舵有効流入速度の u_R については、次式も良い近似になる。

$$\frac{u_R}{u_p} = \frac{\varepsilon}{1 - S} \sqrt{1 - 2(1 - \eta\kappa)S + \{1 - \eta\kappa(2 - \kappa)\}S^2} \quad (2.4.10)$$

$$S = \frac{u_p}{nP}$$

S : スリップ比、 P : ピッチ

(4) 数値計算用運動方程式

(4-1) 有次元運動方程式

$$\begin{aligned} (m + m_x) \ddot{x} &= X_{uu}(u)u^2 + (m + m_y + X_{vr})vr \\ &\quad + X_{NL} + (1 - t_p)T - (1 - t_R)F_N \sin \delta + X_E = X_S \\ (m + m_y) \ddot{y} + m_y \cdot x_\alpha \cdot \ddot{x} &= Y_v \cdot v + \{Y_r - (m + m_x)u\}r \\ &\quad + Y_{NL} - (1 + a_H)F_N \cos \delta + Y_p + Y_E = Y_S \\ (I + J) \ddot{\theta} + m_y \cdot x_\alpha \cdot \ddot{x} &= N_v \cdot v + N_r \cdot r + N_{NL} \\ &\quad - (x_R + a_H x_H)F_N \cos \delta + N_p + N_E = N_S \end{aligned} \quad (2.4.11)$$

$$\begin{aligned} (m + m_x) \ddot{x} &= X_S \\ \left\{ (m + m_y)(I + J) - (m_y \cdot x_\alpha)^2 \right\} \ddot{\theta} &= (I + J) \cdot Y_S - m_y \cdot x_\alpha \cdot N_S \\ \left\{ (m + m_y)(I + J) - (m_y \cdot x_\alpha)^2 \right\} \ddot{x} &= (m + m_y) \cdot N_S - m_y \cdot x_\alpha \cdot Y_S \end{aligned} \quad (2.4.12)$$

通常は $x_\alpha = 0$ と近似する場合が多い。以下 $x_\alpha = 0$ の場合を扱う。

(4-2) 無次元化

$$X' = X \left/ \frac{\rho}{2} L d U^2 \right., \quad Y' = Y \left/ \frac{\rho}{2} L d U^2 \right.$$

$$N' = N \left/ \frac{\rho}{2} L^2 d U^2 \right.$$

$$u' = u/U = \cos \beta, \quad v' = v/U = -\sin \beta$$

$$r' = r \cdot L/U, \quad ds = dt \cdot U/L, \quad x' = x/L$$

$$m' = m \left/ \frac{\rho}{2} L^2 d \right. = 2C_B \cdot B/L, \quad I' = I \left/ \frac{\rho}{2} L^2 d \right.$$

$$X_{uu}' = X_{uu} \left/ \frac{\rho}{2} L d \right., \quad X_{vr}' = X_{vr} \left/ \frac{\rho}{2} L^2 d \right.$$

$$Y_v' = Y_v \left/ \frac{\rho}{2} L d U \right., \quad Y_r' = Y_r \left/ \frac{\rho}{2} L^2 d U \right.$$

$$Y_{vv}' = Y_{vv} \cdot U \left/ \frac{\rho}{2} L d \right., \quad Y_{rr}' = Y_{rr} \cdot U \left/ \frac{\rho}{2} L^4 d \right.$$

$$Y_{vr}' = Y_{vr} \cdot U \left/ \frac{\rho}{2} L^2 d \right., \quad Y_{rr}' = Y_{rr} \cdot U \left/ \frac{\rho}{2} L^3 d \right.$$

$$N_v' = N_v \left/ \frac{\rho}{2} L^2 d U \right., \quad N_r' = N_r \left/ \frac{\rho}{2} L^3 d U \right.$$

$$N_{vv}' = N_{vv} \cdot U \left/ \frac{\rho}{2} L^2 d \right., \quad N_{rr}' = N_{rr} \cdot U \left/ \frac{\rho}{2} L^5 d \right.$$

$$N_{vr}' = N_{vr} \cdot U \left/ \frac{\rho}{2} L^3 d \right., \quad N_{rr}' = N_{rr} \cdot U \left/ \frac{\rho}{2} L^4 d \right.$$

$$\begin{aligned}
T' &= T \left/ \frac{\rho}{2} L d U^2 \right. = 2 \left(\frac{n D_p}{U} \right)^2 \frac{D_p^2}{L d} \cdot K_T (J_p) \\
&= \frac{2}{J_s^2} \frac{D_p^2}{L d} \cdot K_T (J_p) \quad , \quad J_s = \frac{U}{n D_p} \\
Y_p' &= \frac{2}{J_s^2} \frac{P^2}{L d} \cdot Y_p'' (J_p) \quad , \quad N_p' = \frac{2}{J_s^2} \frac{P^2}{L d} \cdot N_p'' (J_p) \\
F_N' &= \frac{A_R}{L d} \cdot f(\lambda) \cdot \left(\frac{U_R}{U} \right)^2 \cdot \sin \alpha_R
\end{aligned} \tag{2.4.13}$$

(4 - 3) 無次元運動方程式 ($x_\alpha = 0$ の場合)

$$\begin{aligned}
\left(m' + m_x' \right) \frac{du'}{ds} &= X_{uu}' \cdot u'^2 + \left(m' + m_y' + X_{vr}' \right) v' r' \\
&\quad + X_{NL}' + (1 - t_p) T' - (1 - t_R) F_N' \sin \delta + X_E' \\
\left(m' + m_y' \right) \frac{dv'}{ds} &= Y_v' \cdot v' + \left\{ Y_r' - \left(m' + m_x' \right) u' \right\} r' \\
&\quad + Y_{NL}' - (1 + a_H) F_N' \cos \delta + Y_p' + Y_E' \\
(I' + J') \frac{dr'}{ds} &= N_v' \cdot v' + N_r' \cdot r' + N_{NL}' \\
&\quad - \left(x_R' + a_H x_H' \right) F_N' \cos \delta + N_p' + N_E'
\end{aligned} \tag{2.4.14}$$

2 . 4 . 3 . 微係数推定手法

(1) 必要な船型資料

オフセットテーブル、線図が有り、抵抗・自航性能が推定されている段階での、操縦運動シミュレーション用の数学モデルの作成を想定しており、下記の資料及びデータの存在を前提とする。

(表・図面)

オフセットテーブル、線図、舵形状図

(船体要目)

L 、 B 、 d_a 、 d_f 、 C_B 、 l_{cb} 、 I 、浸水面積 S

(舵要目)

A_R 、 H_R 、 λ

(プロペラ要目)

D_p 、 P 、ボス径、翼数

(抵抗・自航性能)

$X_{uu}(u)$ 、 $1 - w_p$ 、 $1 - t_p$ 、 $K_T(J_p)$ 、
形状影響係数 k

数学モデル作成に必要な残りの係数を、CFD等により求めた流体力から推定する。

(130)

CFDによる流体力計算においては、多数の計算点を必要とすること及び利用できるEWSの能力を考慮し、本節ではレイノルズ数は模型実験対応の 10^{-6} のオーダーとする。

つまり、先ず模型船スケールの数学モデルを作り、次いで縮尺影響の修正を行い実船スケールの数学モデルにする。

なお模型スケールの流体力は、造波現象を考慮しない静水面を鏡像面とする二重モデルについて求める。船速は、公試の操縦性試験における定常直進時船速を基準船速とする。船速の指定が無い場合は、基準船速での計算とする。

(2) 慣性項の推定

付加質量関係の m_x 、 m_y 、 J 、 x_α はポテンシアルフロー計算、あるいは元良チャート (その場合は $x_\alpha = 0$ とする) より求める。

(3) 直進時性能からの推定

直進時性能からは、下記の値を求める。

$$X_{uu}(u), 1 - w_{p0}, 1 - t_p, 1 - w_R, a_H, x_H, 1 - t_R, \kappa$$

$X_{uu}(u), 1 - w_{p0}, 1 - t_p$ については既知という前提であるが、既知で無い場合は (3 - 1) 及び (3 - 2) の計算を行う。

(3 - 1) 直進試験 (舵付き、プロペラ無し)

船速を数種類変え、例えば 0.5 基準船速、0.8 基準船速、基準船速での抵抗から $X_{uu}(u)$ を求める。

(3 - 2) 荷重度変更試験

基準船速において、プロペラ回転数 n を低荷重度、自航点近傍、高荷重度に変えて、拘束力と推力から $1 - w_{p0}$ と $1 - t_p$ を求める。

$$T = \rho n^2 D_p^4 \cdot K_T (J_p)$$

$$\rightarrow J_p \rightarrow 1 - w_{p0} (J_A) \quad , \quad J_A = \frac{u}{n D_p}$$

$$X_{uu}(u) u^2 + (1 - t_p) T + X = 0 \rightarrow 1 - t_p (J_A)$$

(2.4.15)

自航点における X_{uu} 、 n 、 $1 - w_{p0}$ 、 $1 - t_p$ を内挿で求める。

(3 - 3) プロペラ遊転時舵角試験

基準船速において、推力 $T = 0$ 、舵角 $\delta = 10^\circ, 20^\circ, 30^\circ$ で舵直圧力 F_N 計算し、舵への有効伴流率 $1 - w_R$ を求める。 a_H 、 x_H もチェック用に求めておく。

$$F_N = \frac{\rho}{2} A_R \cdot f(\lambda) \cdot U^2 (1 - w_R)^2 \cdot \sin \delta \rightarrow 1 - w_R$$

$$(F_N, Y_H, N_H \rightarrow a_H, x_H)$$

$$(2.4.16)$$

(3-4) 舵角試験

基準船速、自航点において、舵角 $\delta = \pm 15^\circ, \pm 30^\circ$ での F_N, X, Y, N から $a_H, x_H, 1 - t_R$ を求める。

$$X_{uu} \cdot u^2 + (1 - t_p)T - (1 - t_R)F_N \sin \delta + X$$

$$= X - (1 - t_R)F_N \sin \delta = 0$$

$$Y - (1 + a_H)F_N \cos \delta = 0$$

$$N - (x_R + a_H x_H)F_N \cos \delta = 0$$

$$(2.4.17)$$

舵直圧力 F_N そのものからは、伴流率比と増速率の関数である κ を求める。

$$F_N = \frac{\rho}{2} A_R \cdot f(\lambda) \cdot u_R^2 \sin \delta$$

$$\left(\frac{u_R}{U}\right)^2 = (1 - w_R)^2 \left[\eta \left\{ 1 + \kappa \left(\sqrt{1 + \frac{8K_T}{\pi J_p^2}} - 1 \right) \right\}^2 + (1 - \eta) \right]$$

$$(2.4.18)$$

$$\left(\frac{u_R}{U}\right)^2 = \left(\frac{1 - w_R}{1 - S}\right)^2 \left[1 - 2(1 - \eta\kappa)S + \{1 - \eta\kappa(2 - \kappa)\}S^2 \right]$$

$$(2.4.19)$$

(4) 斜航・旋回時性能からの推定

プロペラ有効伴流率 $1 - w_p(\beta, r')$ 、舵有効流入速度の横方向成分 $v_R'(\beta, r')$ 、及び船体に働く流体力 $X_H', Y_H', N_H'(v', r')$ を求める。

基準船速、自航点プロペラ回転数で、CMT状態の計算を行う。

$1 - w_p(\beta, r')$ は、 x 軸方向プロペラ面流入速度の平均値として、推力 T の計算過程で求められる。

(4-1) 運動状態

船速 U 、プロペラ回転数 n は一定で、無次元旋回角速度 r' 、偏角 β 、舵角 δ を変化させる。

変数の組み合わせは、対象とする運動の範囲をカバーするように選ぶ。例えば、タンカー等の肥えた船型では Table.2.4.1、又はコンテナ船等の痩せた船型では Table.2.4.2 のように選ぶ。

(4-2) プロペラ伴流率

与えられた船速 U 、回転数 n に対し、プロペラ面への船長方向流入速度の平均値 u_p から既知の $K_T(J_p)$ により推力 T を求め、プロペラ面へ body force として与え、再び u_p を求め、繰り返し近似で u_p と T の収束値を求める。

$$1 - w_p = (1 - w_{p0}) - \Delta w_p \left(\beta - l_p' r' \right)$$

$$\text{or } 1 - w_{p0} \cdot c \left(\beta - l_p' r' \right)$$

$$(2.4.20)$$

始めに $r' = 0$ のデータから $\Delta w_p(\beta)$ 又は $c(\beta)$ を求め、次いで $r' \neq 0$ のデータから l_p' を求める。

(4-3) 舵有効流入速度、流入角度

$$F_N' = \frac{A_R}{Ld} f(\lambda) \cdot (u_R^2 + v_R^2) \cdot \sin \left(\delta - \frac{v_R}{u_R} \right)$$

$$\frac{u_R}{u_p} = \varepsilon \sqrt{\eta \left\{ 1 + \kappa \left(\sqrt{1 + \frac{8K_T}{\pi J_p^2}} - 1 \right) \right\}^2 + (1 - \eta)}$$

$$(2.4.21)$$

ε は一定とし、(3-2)の自航点における $1 - w_p$ と (3-3)の $1 - w_R$ による値を用い、 κ は(3-4)で求められた値を用いる。 u_p と K_T は計算収束値を用いる。これにより u_R が決まり、後は $v_R(\beta - l_R' r')$ を求める。

始めに $r' = 0$ のデータから $v_R(\beta)$ の関数形を決め、次いで $r' \neq 0$ のデータから l_R' を求める。

(4-4) 船体に働く力

全体力から舵・プロペラによる力とその干渉成分を取り除き、船体単独に働く流体力を求める。

$$X_{total} = X_H + (1 - t_p)T - (1 - t_R)F_N \sin \delta$$

$$Y_{total} = Y_H - (1 + a_H)F_N \cos \delta$$

$$N_{total} = N_H - (x_R + a_H x_H)F_N \cos \delta$$

$$(2.4.22)$$

Table 2.4.1 Calculation Points for Full Ships like Tanker

タンカー等の full な船型

δ (舵角)		r' (無次元旋回角速度)						
		-0.8	-0.4	-0.2	0.0	0.2	0.4	0.8
β (偏角)	-20°	-30°	-30°		-20°			
	-15°				-10°			
	-10°	-30°	-20°		-10°		0°	
	-5°				0°			
	-3°				0°			
	0°	-20°	-10°	0°	0°	0°	10°	20°
	3°				0°			
	5°				0°			
	10°		0°		10°		20°	30°
	15°				10°			
	20°				20°		30°	30°

Table 2.4.2 Calculation Points for Fine Ships like Container Ship

コンテナ船等の fine な船型

δ (舵角)		r' (無次元旋回角速度)						
		-0.6	-0.3	-0.15	0.0	0.15	0.3	0.6
β (偏角)	-16°	-30°	-20°		-10°			
	-12°				-10°			
	-8°	-20°	-10°		0°		0°	
	-4°				0°			
	-2°				0°			
	0°	-10°	0°	0°	0°	0°	0°	10°
	2°				0°			
	4°				0°			
	8°		0°		0°		10°	20°
	12°				10°			
	16°				10°		20°	30°

計算出力

 X_{total} 、 Y_{total} 、 N_{total} 、 $u_p = (1 - w_p)u$ 、 T 、 F_N

既知データ

 x_R 、 δ 、 u 、 v 、 r (3. 3. 1) $\rightarrow X'_{uu}$ (3. 3. 2) $\rightarrow 1 - t_p$ (3. 3. 4) $\rightarrow a_H$ 、 x_H 、 $1 - t_R$

求める式

$$X'_H - X'_{uu} \cdot u'^2 = (m'_y + X'_{vr})v'r' + X'_{vv} \cdot v'^2 + X'_{rr} \cdot r'^2 + X'_{vvv} \cdot v'^4$$

$$Y'_H = Y'_v \cdot v' + (Y'_r - m'_x \cdot u')r' + Y'_{vvv} \cdot v'^3 + Y'_{vvr} \cdot v'^2 r' + Y'_{vrr} \cdot v' r'^2 + Y'_{rrr} \cdot r'^3$$

$$N'_H = N'_v \cdot v' + N'_r \cdot r' + N'_{vvv} \cdot v'^3 + N'_{vvr} \cdot v'^2 r' + N'_{vrr} \cdot v' r'^3 + N'_{rrr} \cdot r'^3$$

(2.4.23)

(132)

始めに線形微係数を求め、次いで残りの係数を定める。

まず $r'=0, |\beta| \leq 5^\circ$ のデータより Y'_v, N'_v を求める。次に $\beta=0^\circ, |r'| \leq 0.2$ のデータより $Y'_r - m'_x, N'_r$ を求める。その後全データより残りの係数を一挙に求める。

(5) 微係数推定手法のまとめ

- (2) 元良チャート
→ m'_x, m'_y, J
- (3-1) 船体直進 (プロペラ遊転)
→ $X'_{uu}(u)$
- (3-2) 直進荷重度変更
→ $1-w_{p0}, 1-t_p$
- (3-3) 直進舵角試験 (プロペラ遊転)
→ $1-w_R, \varepsilon$
- (3-4) 直進舵角試験 (自航点)
→ $a_H, x_H, 1-t_R, \kappa$
- (4-2) CMT - 推力
→ $1-w_p(\beta, r')$
- (4-3) CMT - 舵力
→ $v_R(\beta, r')$
- (4-4) CMT - 船体
→ X'_H, Y'_H, N'_H

(6) 縮率影響

粘性影響を大きく受ける $X'_{uu}(u)$ 、 $1-w_p$ 、 $1-w_R$ については縮率影響を考慮する。

実船の $X'_{uu}(u)$ 、 $1-w_p$ については既に与えられているので、この両者については計算結果の信頼性チェックに用いる。

(6-1) 抵抗係数 $X'_{uu}(u)$

模型船と実船の抵抗係数の比較に3次元外捜法を用いる。

模型船

$$C_{TM} = (1+k)C_{FM} = X'^M_{uu} \frac{1}{2} \rho_M S_M U_M^2$$

実船

$$\begin{aligned} C_{TS} &= \{(1+k)C_{FS} + \Delta C_F\} + C_W \\ &= X'^S_{uu} \frac{1}{2} \rho_S S_S U_S^2 \end{aligned} \quad (2.4.24)$$

添字 M 及び S は模型船及び実船を示す。計算は造波現象を無視し2重モデルを用いているため、模型船の計算値には造波成分 C_W は含まれていない。

C_{FS} と C_{FM} の差がレイノルズ数による差に大凡対応していることを確認する。

(6-2) プロペラ伴流率 $1-w_p$

矢崎チャート又は ITTC1978 の方法で、 $1-w_{PS}$ と $1-w_{PM}$ の対応をチェックする。

ITTC1978

$$\begin{aligned} w_{PS} &= (t_p + 0.04) \\ &+ (w_{PM} - t_p - 0.04) \left[\{(1+k)C_{FS} + \Delta C_F\} / \{(1+k)C_{FM}\} \right] \end{aligned} \quad (2.4.25)$$

(6-3) 舵伴流率 $1-w_R$

一般に $1-w_p$ は船型により大きく変化するが、 $1-w_R$ の船型による変化は比較的小さく、特に実船では大凡 0.75 に近い値をとる。縮率影響については、 $1-w_p$ と $1-w_R$ の差は模型船と実船で変わらないとする芳村の方法を用いる。

$$1-w_{RS} = 1-w_{PS} + \{(1-w_{RM}) - (1-w_{PM})\} \quad (2.4.26)$$

2.4.4. 数学モデルの作成例

VLCC 船型を例に取り、流体力データから前述の方法で数学モデルを作成し、操縦性能を推定する。直進時の抵抗・自航性能については既知とする。

(1) 供試船型要目等

(1-1) 付加質量

元良チャートより求める。 $C_b = 0.8033$ 、 $L/B = 5.517$ 、 $d/B = 0.333$ から次の値が得られる。

$$\begin{aligned} m'_x &= 0.068 \cdot m', m'_y = 0.728 \cdot m' \\ J' &= (0.171)^2 \cdot m' \end{aligned} \quad (2.4.27)$$

但し

$$\begin{aligned} m' &= m \frac{\rho}{2} L^2 d = 2C_b \cdot B/L = 0.2912 \\ J' &= J \frac{\rho}{2} L^4 d \end{aligned}$$

Table. 2.4.3 Ship Dimensions

	実船	模型船
L	320 m	3.500 m
B	58 m	0.6344 m
d	19.3 m	0.2111 m
C_b	0.8033	
l_{cb}	-2.53 %	
S	26342 m ²	3.1531 m ²
D_p	9.40 m	0.1028 m
P	6.22 m	0.0681 m
A_R/Ld	0.01326 (=1/75.41)	
λ	1.656	
η	0.752	
航海速度	15 kt ($F_n=0.1363$)	
R_e 数	2.17×10^9	2.48×10^6

(2) 直進時流体力データからの微係数推定

(2-1) 抵抗係数 $X'_{uu}(u)$

抵抗係数は既知であり、次の値が与えられている。

[模型船]

$$\begin{aligned}
 C_{TM}(F_n \leq 0.1) &= (1+k)C_{FM} \\
 &= 0.007305 - 0.03769F_n + 0.2091F_n^2 - 0.4624F_n^3 \\
 C_{TM}(F_n \geq 0.1) &= (1+k)C_{FM} + C_W \\
 &= (1+k)C_{FM} + 0.00144(F_n - 0.1) \\
 &= 0.007161 - 0.03625F_n + 0.2091F_n^2 - 0.4624F_n^3
 \end{aligned}$$

[実船]

$$\begin{aligned}
 C_F(Hugh) &= 0.066/(\log_{10} R_e - 2.03)^2 \\
 R_{eS} &= 2.17 \times 10^9, \quad R_{eM} = 2.48 \times 10^6 \\
 C_{FS}/C_{FM} &= 0.001236/0.003466 = 0.3566 \\
 \Delta C_F &= 0.0 \\
 C_{TS}(F_n \leq 0.1) &= 0.002605 - 0.01344F_n + 0.07457F_n^2 - 0.1649F_n^3 \\
 C_{TS}(F_n \geq 0.1) &= 0.002461 - 0.01200F_n + 0.07457F_n^2 - 0.1649F_n^3 \\
 X'_{uu} &= -C_T \cdot S/Ld = -4.265 \cdot C_T
 \end{aligned}$$

(134)

$$\begin{aligned}
 X'_{uu}(F_n \leq 1) &= -0.01111 + 0.05732F_n - 0.3180F_n^2 + 0.7033F_n^3 \\
 X'_{uu}(F_n \geq 1) &= -0.01050 + 0.05118F_n - 0.3180F_n^2 + 0.7033F_n^3
 \end{aligned}$$

(2.4.28)

(2-2) 自航性能

自航性能については、次の値が与えられている。

$$\begin{aligned}
 K_T(J_p) &= 0.3085 - 0.2565 \cdot J_p - 0.1695 \cdot J_p^2 \\
 J_p &= u(1-w_p)/nD_p, \quad 1-t_p = 0.822
 \end{aligned}$$

[模型船] $1-w_{PM} = 0.561$

[実船] 矢崎チャート

$$(L/B = 5.52, B/d = 3.01) \rightarrow 1-w_{PS} = 0.687$$

(2.4.29)

(2-3) 直進舵角試験 (プロペラ遊転時)

3種類の舵角に対する舵直圧力の、舵単独の場合と船尾舵の場合との計算値の比較により、舵伴流率を求めた。

$$\begin{aligned}
 [\text{模型船}] \quad 1-w_{RM} &= 0.590 \\
 \varepsilon_M &= (1-w_{RM})/(1-w_{PM}) = 1.052
 \end{aligned}$$

[実船]

$$1-w_{RS}=1-w_{PS}+\{(1-w_{RM})-(1-w_{PM})\}$$

$$=0.687+0.029=0.716$$

$$\varepsilon_S=(1-w_{RS})/(1-w_{PS})=1.042$$

(2.4.30)

(2-4) 直進舵角試験 (自航点)

計算値の X', Y', N', F_N' 及び δ から、最小自乗法で $1-t_R, a_H, x_H'$ を求める。

$$\sum_i \{X_i' - (1-t_R)F_{Ni}' \sin \delta_i + c_X\} = 0$$

$$\sum_i \{Y_i' - (1+a_H)F_{Ni}' \cos \delta_i + c_Y\} = 0$$

$$\sum_i \{N_i' - (x_R' + a_H x_H')F_{Ni}' \cos \delta_i + c_N\} = 0$$

$$\sum_i F_{Ni}' \sin \delta_i \{X_i' - (1-t_R)F_{Ni}' \sin \delta_i + c_X\} = 0$$

$$\sum_i F_{Ni}' \cos \delta_i \{Y_i' - (1+a_H)F_{Ni}' \cos \delta_i + c_Y\} = 0$$

$$\sum_i F_{Ni}' \cos \delta_i \{N_i' - (x_R' + a_H x_H')F_{Ni}' \cos \delta_i + c_N\} = 0$$

$$1-t_R=0.8824, \quad a_H=0.446, \quad x_H'=-0.428$$

(2.4.31)

F_N' から、既に求まっている $1-w_P, 1-w_R$ を用いて、最小自乗法的に κ を求める。

$$\sum_i A_i (1+B \cdot \kappa) \{F_{Ni}' - A_i [\eta (1+B \cdot \kappa)^2 + (1-\eta)]\} = 0$$

$$A_i = \frac{A_R}{Ld} f(\lambda) (1-w_R)^2 \sin \delta_i$$

$$B = \sqrt{1 + \frac{8K_T}{\pi J_p^2} - 1}, \quad J_p = \frac{u(1-w_P)}{nD_p}$$

(2.4.32)

κ に関する3次式となり、 $\kappa=0.2:1.0$ の範囲でゼロクロス点を求める。

$$\kappa=0.527$$

(2.4.33)

(3) 斜航・旋回時流体力データからの微係数推定

(3-1) プロペラ有効伴流率 $1-w_P$

$1-w_P$ の (β, r') 又は (v', r') による変化の表し方は種々あるが、本船流体力データの傾向から本船については次の型式を用いた。

$$1-w_P = (1-w_{P0}) + a \cdot (\beta - l_P' r')$$

$$= (1-w_{P0}) + a \cdot \beta + b \cdot r'$$

$(\beta - l_P' r')$ の正負により a の値を変えるが、先ず斜航データより a の値を求め、次いで全旋回データより l_P' の値を求める。

$$1-w_P = 0.687 + \begin{cases} 0.5133(\beta + 0.5r') & \text{for } (\beta - l_P' r') \geq 0 \\ 0 & \text{for } (\beta - l_P' r') \leq 0 \end{cases}$$

$$l_P' = -0.50$$

(2.4.34)

(3-2) 舵有効流入速度 u_R, v_R

$$F_N' = \frac{A_R}{Ld} f(\lambda) \left(\frac{u_R'^2 + v_R'^2}{U^2} \right) \cdot \sin \left(\delta - \frac{v_R'}{u_R'} \right)$$

$$= \frac{A_R}{Ld} f(\lambda) \left(u_R'^2 + v_R'^2 \right) \cdot \sin \left(\delta - \frac{v_R'}{u_R'} \right)$$

$$u_R'^2 = \left(\frac{u_R}{U} \right)^2$$

$$= (1-w_R)^2 \left[\eta \left\{ 1 + \kappa \left(\sqrt{1 + \frac{8K_T}{\pi J_p^2} - 1} \right) \right\}^2 + (1-\eta) \right]$$

$$J_p = u(1-w_P)/nD_p$$

(2.4.35)

u_R' は既に求めた $1-w_P, 1-w_R, \kappa$ を用いて上式から推定し、 F_N' から v_R を求める。

$$F_N' - B_R \cdot u_R'^2 (1+\alpha^2) \cdot \sin(\delta - \alpha) = 0$$

$$\alpha = v_R' / u_R' = v_R / u_R, \quad B_R = f(\lambda) \cdot A_R / Ld$$

(2.4.36)

$-0.5 \leq \alpha \leq +0.5$ の範囲で α を変化させゼロクロス点の α を求める。得られた v_R を β と r' の関数として近似する。

$$v_R' = \gamma (\beta - l_R' r')$$

(2.4.37)

斜航時データから斜航角 β の正負に対して、各々 γ の値を求める。次いで旋回を含む全データから l_R' を求める。

$$\gamma = \begin{cases} 0.6000 & \text{for } \beta - l_R' r' \geq 0 \\ 0.4152 & \text{for } \beta - l_R' r' \leq 0 \end{cases}$$

(2.4.38)

$$l_R' = -0.862$$

(3-3) 船体に働く流体力

船全体に働く力 ($X_{total}, Y_{total}, N_{total}$) より舵・プロペラに働く力およびその干渉力を差し引き、船体単独に働く力 (X_H, Y_H, N_H) を求める。

舵・プロペラに働く力及びその干渉力については、既に求められている係数を用いた推定式

による値を用いる。

$$\begin{aligned} X_H' &= X_{total}' - (1-t_p)T' + (1-t_R)F_N' \sin \delta \\ Y_H' &= Y_{total}' + (1+a_H)F_N' \cos \delta \\ N_H' &= N_{total}' + (x_R' + a_H x_H')F_N' \cos \delta \end{aligned} \quad (2.4.39)$$

こうして求められた (X_H, Y_H, N_H) より (23) 式に示す船体単独の微係数を求める。

まず $r' = 0, |\beta| \leq 5^\circ$ のデータより Y_v', N_v' を求める。次に $\beta = 0^\circ, |r'| \leq 0.2$ のデータより $Y_r' - m_x', N_r'$ を求める。その後全データより残りの係数を一挙に求める。

$$\begin{aligned} Y_v' &= -0.28147, \quad N_v' = -0.11381 \\ Y_r' - m_x' &= 0.04364 \rightarrow Y_r' = 0.06344, \quad N_r' = -0.05443 \\ Y_{vv}' &= -1.39790, \quad Y_{vr}' = -0.00274 \\ Y_{vr}' &= -0.25541, \quad Y_{rr}' = -0.02088 \\ N_{vv}' &= 0.07425, \quad N_{vr}' = -0.24104 \\ N_{vr}' &= 0.00150, \quad N_{rr}' = -0.01831 \\ X_{vr}' + m_y' &= 0.20385 \rightarrow X_{vr}' = -0.00814 \\ X_{vv}' &= -0.03060, \quad X_{rr}' = 0.04395 \\ X_{vvv}' &= 0.26312, \quad X_{vvr}' = 0.06363 \\ X_{vrr}' &= -0.03228 \end{aligned}$$

(2.4.40)

なお本船の X_H' については、(2.4.23)式の表現では不十分だったので高次の項を付け加えた。

(4) 運動方程式と運動計算

(4-1) 数値計算用運動方程式

運動方程式としては無次元、有次元のどちらでも良いが、本節では無次元運動方程式の (2.4.14)式を用い、かつ実時間積分で運動を計算する。

$$\begin{aligned} \frac{du}{dt} &= \frac{U^2}{L} \frac{1}{m' + m_x'} \left\{ X_{uv}' \cdot u'^2 + (X_{vr}' + m' + m_y') v' r' \right. \\ &\quad \left. + X_{NL}' + (1-t_p)T' - (1-t_R)F_N' \sin \delta + X_E' \right\} \\ \frac{dv}{dt} &= \frac{U^2}{L} \frac{1}{m' + m_y'} \left\{ Y_v' \cdot v' + \left(Y_r' - (m' + m_x') u' \right) r' \right. \\ &\quad \left. + Y_{NL}' - (1+a_H)F_N' \cos \delta + Y_p' + Y_E' \right\} \end{aligned} \quad (136)$$

$$\begin{aligned} \frac{dr}{dt} &= \frac{U^2}{L^2} \frac{1}{I' + J'} \left\{ N_v' \cdot v' + N_r' \cdot r' \right. \\ &\quad \left. + N_{NL}' - (x_R' + a_H x_H') F_N' \cos \delta + N_p' + N_E' \right\} \end{aligned} \quad (2.4.41)$$

これまでに (2) 及び (3) で求めた係数等の値をまとめる。

$$\begin{aligned} m' &= 0.2912, \quad m_x' = 0.0198, \quad m_y' = 0.2120 \\ I' &= 0.01820, \quad J' = 0.00851 \end{aligned}$$

$$X_{uv}' = \begin{cases} -0.01111 + 0.05732 \cdot F_N \\ -0.3180 \cdot F_N^2 + 0.7033 \cdot F_N^3 & (F_N \leq 0.1) \\ -0.01050 + 0.05118 \cdot F_N \\ -0.3180 \cdot F_N^2 + 0.7033 \cdot F_N^3 & (F_N \geq 0.1) \end{cases}$$

$$T' = \frac{2D_p^2}{Ld} \left(\frac{nD_p}{U} \right)^2 \cdot K_T(J_p), \quad J_p = \frac{u(1-w_p)}{nD_p}$$

$$1-t_p = 0.822$$

$$K_T(J_p) = 0.3085 - 0.2565 \cdot J_p - 0.1695 \cdot J_p^2$$

$$1-w_p = 0.687$$

$$+ \begin{cases} 0.5133(\beta - l_p' r') & (\beta - l_p' r' \geq 0.0) \\ 0 & (\beta - l_p' r' \leq 0.0) \end{cases}$$

$$l_p' = -0.50$$

$$1-w_R = 0.716, \quad a_H = 0.446$$

$$x_H' = -0.428, \quad 1-t_R = 0.882$$

$$F_N' = \frac{A_R}{Ld} f(\lambda) \cdot (u_R'^2 + v_R'^2) \sin(\delta - v_R'/u_R')$$

$$u_R'^2 = (1-w_R)^2 \left[\eta \left\{ 1 + \kappa \left(\sqrt{1 + \frac{8K_T}{\pi J_p^2}} - 1 \right) \right\}^2 + (1-\eta) \right]$$

$$\kappa = 0.527$$

$$v_R' = \gamma(\beta - l_R' r'), \quad l_R' = -0.862$$

$$\gamma = \begin{cases} 0.6000 & (\beta - l_R' r' \geq 0.0) \\ 0.4152 & (\beta - l_R' r' \leq 0.0) \end{cases}$$

(2.4.42)

Y_v', N_v' 等の船体単独の微係数については (2.4.40)式に示している。

(4-3) 運動計算と性能評価

平水中を航海速力 15 kt で直進航行中のプロ

ペラ回転数を n とし、 n 一定とした場合の旋回試験、Z 操舵試験、及びスパイラル特性を計算する。

旋回試験

舵角 35 度での左右の旋回航跡、及び、諸変数の時系列計算結果を Fig.2.4.2 に示す。

Table 2.4.4 Turning Test

舵角	Advance	IMO 暫定基準	Tactical Dia.	IMO 暫定基準
35° (Stbd)	3.89 L	< 4.5 L	3.70 L	< 5.0 L
35° (Port)	3.95 L		3.80 L	

Z 操舵試験

10 度 Z、20 度 Z 操舵試験の時系列計算結果を Fig.2.4.3 に示す。但し $L/U=41.41$ 。

Table 2.4.5 Z-Manoeuvring Test

舵角	1st O.S.A.	IMO 暫定基準	2nd O.S.A.	IMO 暫定基準	
10° (Stbd)	5.67°	< 20° for L/U>30	25.22°	< 35° for L/U>30	
10° (Port)	3.25°		15.66°		
20° (Stbd)	9.85°	< 25°			
20° (Port)	13.67°				

O.S.A. : Over Shoot Angle

初期旋回性能

10 度操舵による 10 度変針までの Track Reach。

Table 2.4.6 Initial Turning Ability

舵角	Track Reach	IMO 暫定基準
10° (Stbd)	2.38 L	< 2.5 L
10° (Port)	2.31 L	

スパイラル特性

定常旋回試験、及び、逆スパイラル試験の計算結果を Fig.2.4.4 に示す。

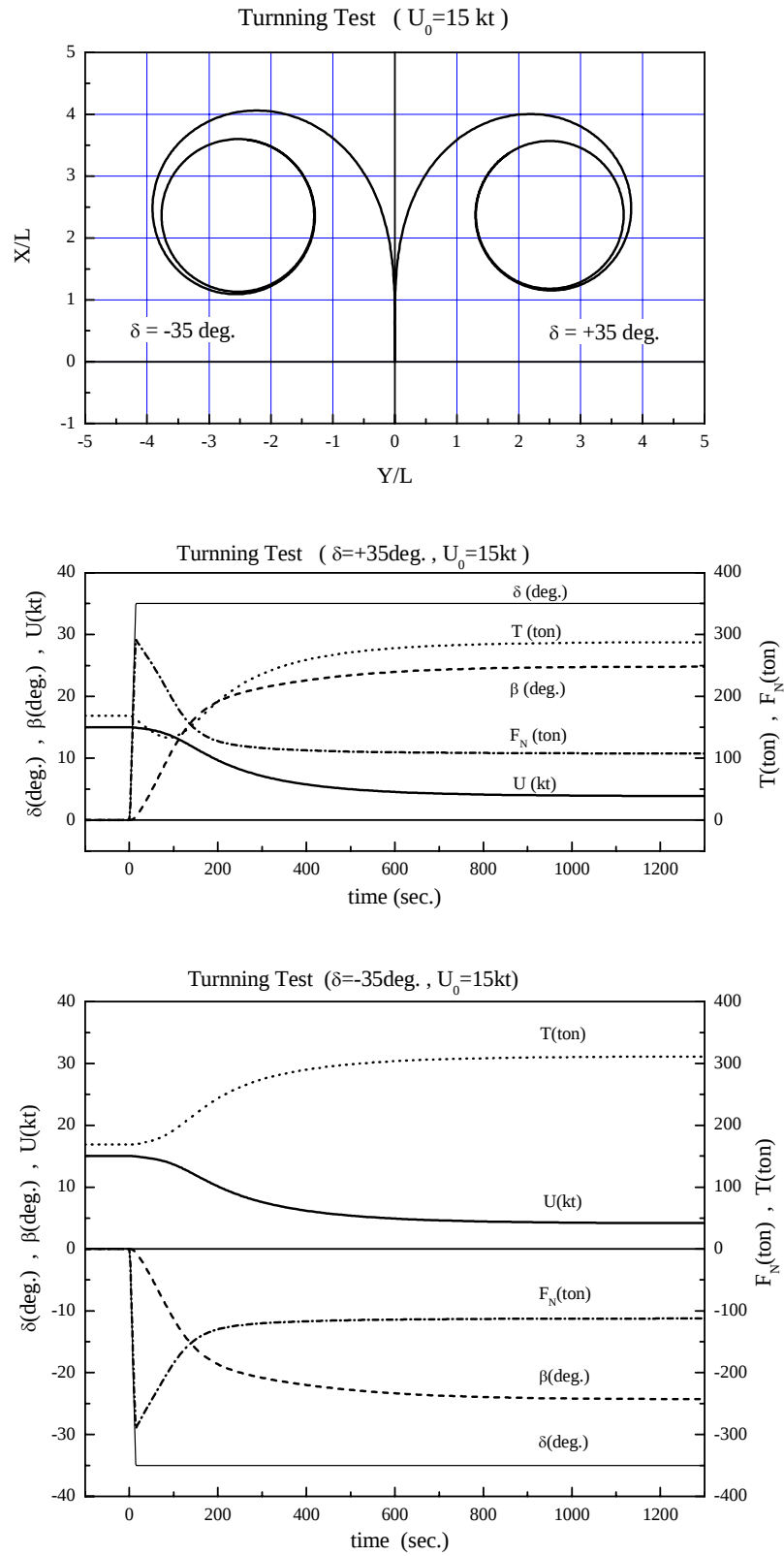


Fig.2.4.2 Turning Test

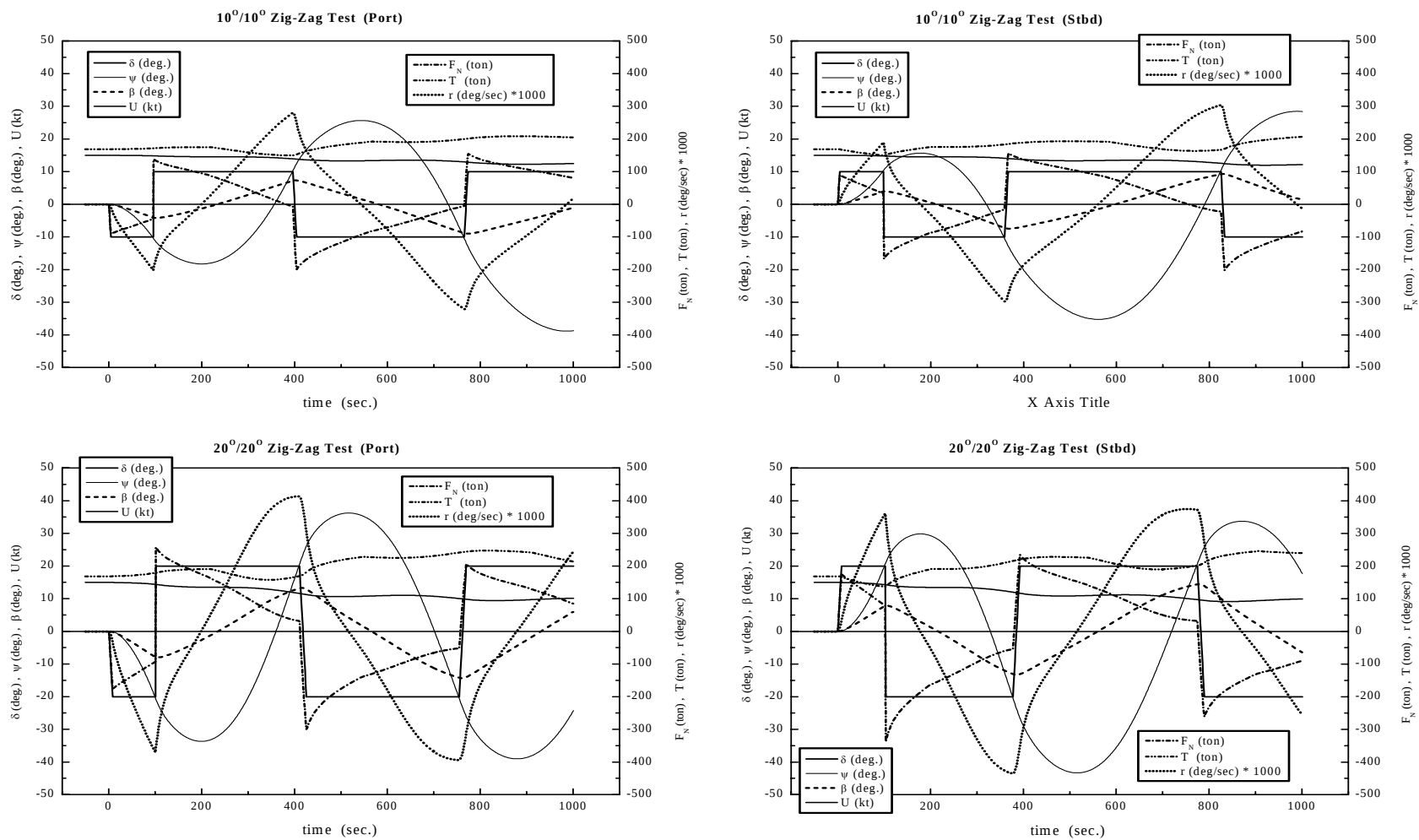


Fig.2.4.3 Z-Manoeuvring Test

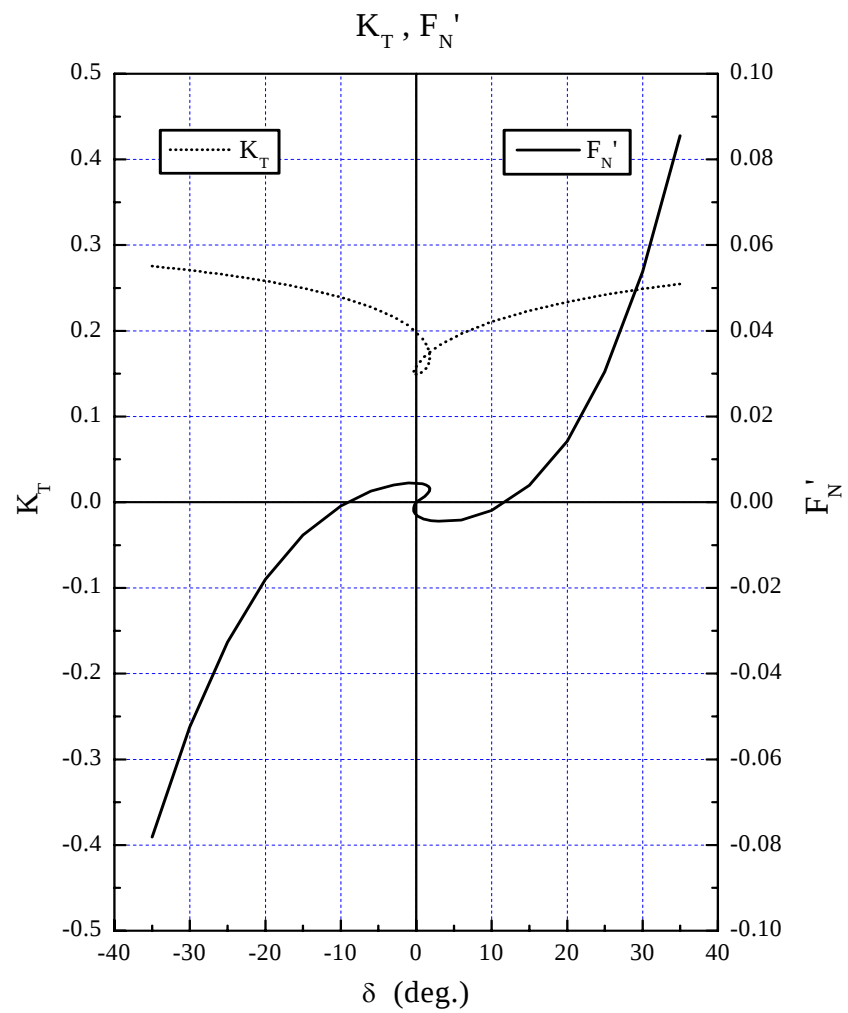
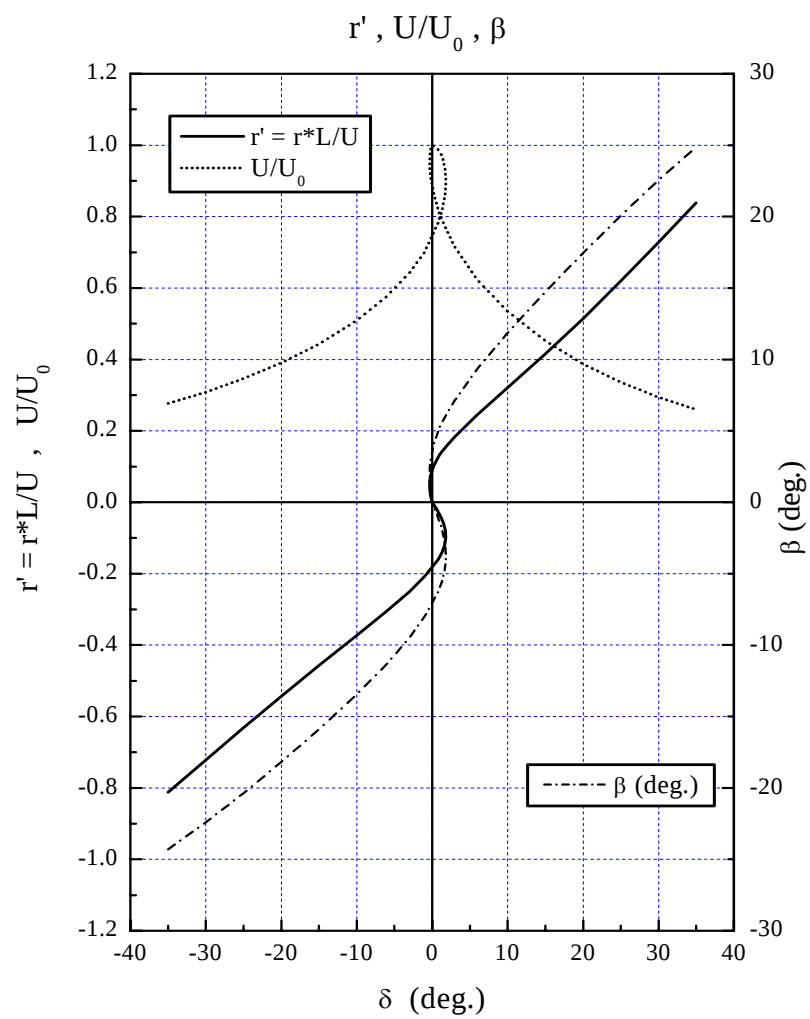


Fig.2.4.4 Spiral Characteristics

3. 外乱下の操縦性能の研究

3.1 風の力の推定法

3.1.1 緒言

風、波、潮流といった外乱による操縦性能への影響を正確に評価することは、船舶が安全に航行する上で重要な問題である。ここでは外乱の1つである風について取り上げる。

操縦性能における風の影響については、強風下での操縦限界や港湾域で低速に航行する場合など多くの研究がなされてきた。風圧力の影響を求めるには、水面上の船体形状が複雑なために理論的推定が行えないことから、風洞等での実験データを利用する場合が多い¹⁾²⁾³⁾。実験を行うことなく風圧力を推定する手段としては、実験データの回帰分析による推定法が、山野ら⁴⁾、Isherwood⁵⁾により提案されている。近年においては、水面下の船体に働く流体力を求める数学モデルを元にした風圧力の推定法が、米田ら⁶⁾によって提案されている。この推定法においても、水面上の船体に働く流体力の各成分を実験データの回帰分析から求めている。

近年、タンカーに関しては大型化し、船舶の用途の広がりからPCC、LNG船等の新形式の船が建造されている。しかし、山野、Isherwoodの推定法は、1970年より前に建造された船舶の実験データを使い、それ以後の船舶は対象になっていない。そのような船舶の風圧力の推定を行った場合には、信頼性が低いことが考えられる。

また、従来の推定法は実験での風速分布の影響について十分に考慮を行っていない。過去に行われた実験においては、様々な風速分布の状態で計測が行われている。海上風を想定した状態と一様風中の実験とでは、当然結果に違いが見られることから⁷⁾⁸⁾、回帰分析を行う場合には実験データに含まれる風速分布の影響を考慮に入れる必要がある。

一方、旋回時等の横傾斜による操縦運動への影響については、従来から指摘されているが⁹⁾¹⁰⁾、強風による横傾斜の影響については、ほとんど検討されていないように思われる。従来の風圧力の推定法では、前後力、横力、回頭モーメント係数についてのみ推定式が提案されている。風による傾斜モーメントを推定する手段が無いことから、強風時の横傾斜を推定することができるなら、船体運動をより正確に検討することができる。

本研究においては、精度良く風圧力の推定を行うために、過去に計測された様々な実験データを利用して、回帰分析により新しい風圧力推定式の提案を行った。初めに、できる限り近年就航している船舶の風洞実験データの収集を行い、異なった実験状態

で行われているデータについては同一条件で扱うために、実験データに及ぼす風速分布の影響を補正した。次に、船体形状を表現する主要寸法で構成される説明変数を用いて、重回帰分析により推定式の作成を行った。推定精度向上のため従来の推定法では考慮されていない多くの説明変数について取り上げ、それらの項の選択にあたっては統計解析手法により合理的に推定式の作成を行った。前後力、横力、回頭モーメント係数の推定式の提案を行うとともに、今まで推定手法の無かった傾斜モーメント係数の推定式も提案した。

最後に実験値と推定値の比較を行い、本推定法が精度良く推定できることを確認した。

3.1.2 風圧力の実験データ

(1) 収集を行った実験データとその種類

回帰分析により推定式を求めるために、実験を行った模型船の形状が明確な風圧力データの収集を行った。その結果、用いた実験データは、著者らのVLCCの実験¹¹⁾¹²⁾及び参考文献7)、13)～17)に示されているデータである。前後力、横力、回頭モーメントのそれぞれの風圧係数に関して68隻のデータ、傾斜モーメント係数に関して41隻のデータを収集することができた。収集した文献の実験データ数及び実験での風速分布の状態をTable 3.1.1に示す。

収集したデータについて、船種ごとに整理しTable 3.1.2に示す。「タンカー(Tanker)」、「貨物船(Cargo)」、「コンテナ船(Container)」、「客船(Passenger)」、「漁船(Fishing)」の5つに分類し、この中に含まれない船舶(LNG船(球形タンク)、調査船、艦艇、高速艇、タグボート)については「その他(Others)」として1つにまとめている。なお、カーフェリー、PCCについては、船体形状を考慮し、「客船」に分類した。収集した68隻の船舶についてFig. 3.1.1に示す水面上の船体形状を表す主要寸法を求め、それらの最大、最小、平均値を示す。ここで、 C 、 C_{BR} については、船体中心を基準とし、船首方向を正とする。

また、収集したデータについて、横軸に船の全長を、縦軸に代表的な主要寸法の無次元値をとりFig. 3.1.2に示す。各図中には、山野、Isherwoodの推定法に利用されたサンプルの最大値、最小値の範囲も併せて示す。Isherwoodのサンプルの最大船長については参考文献の公表年と大型タンカーの建造年表より推測している。Isherwoodのサンプルは主要寸法の比で見ると、今回のサンプルと範囲は大きく異ならないが、船長が300mを越えるVLCCをはじめ、大型船の実験データが無い。また、大型のPCC、LNG船等の実験データも含まれていない。今回収集した実験データには、近年建造された船舶

についてのデータも多く含まれる上、山野、Isherwoodの推定法に用いられたサンプルと比べても広範囲な船型について収集を行っていることがわかる。

収集した実験データの前後力 F_X 、横力 F_Y 、回頭モーメント N 、傾斜モーメント K の各風圧力係数、風圧モーメント係数は次式のように整理を行った。

$$C_X = F_X / (qA_T) \quad (3.1.1)$$

$$C_Y = F_Y / (qA_L) \quad (3.1.2)$$

$$C_N = N / (qLA_L) \quad (3.1.3)$$

$$C_K = K / (qA_L H_L) \quad (3.1.4)$$

但し、

$$q = (1/2)\rho U^2, \quad H_L = A_L / L$$

ここで、 U は代表風速、 ρ は空気密度である。実験データの座標系を Fig.3.1.3 に示す。回頭モーメントは船体中心回りのモーメントで、傾斜モーメントは、喫水を基準としている。

(2) 風速分布の影響修正

収集した実験データは、様々な風の鉛直分布を使った状態で実験を行っていることから、データを統計処理する場合、その影響について補正する必要がある。一例として Fig.3.1.4 に、著者らが行った VLCC 風洞実験¹¹⁾ の各風圧係数の計測結果を示す。図中に示す 2 種類の異なる風速分布で実験を行った。どちらの実験状態も風速分布に境界層の存在する場合であるが、境界層外の一様流中での風速 $U=25.4\text{m/s}$ で実験値の整理を行った。風速分布の形状が異なるため Condition A と B では、2 割程度も差があり、風速分布の違いが実験値に大きな影響を与えていることがわかる。境界層の無い一様風中での実験結果と Condition A を比べた場合には、さらに計測結果の差が大きくなることが予測できる。しかし、Fig.3.1.4 から風速分布の形状の差は定性的に大きな影響を与えないことがわかる。このことは Aertssen ら⁷⁾によっても報告されており、実験データを統一的に扱うためには風速分布の影響を補正する比例定数を求めれば良いこととなる。

今回収集した実験データに関する風速分布の状態を Table 3.1.1 に示す。表中には、実験データの公表年、実験データ数、風速分布の状態、実験時の境界層厚さ[A]、各船の H_L の平均[B]、境界層厚さに

対する船舶の平均高さの比 R 及び一様流速と H_L までの平均風速の動圧比 q/q_m を平均値で示す。

実験状態は、境界層の薄い一様風中で行った実験が 3 通り、海上風を想定し境界層の発達した状態で行った実験も 3 通りである。実験データ数に関しては、一様風中で計測した場合が多い。個々の実験について見てみると、Wagner の実験は $q/q_m=1.04$ であることから、境界層厚さが非常に薄い状態で実験が行われていることがわかる。辻らの実験に関しては、 R 値、 q/q_m から、Wagner や Blendermann の実験に比べて境界層の発達した状態で実験を行っていることがわかる。瀬崎による実験は、詳細な記述が無いため実験状態について不明であるが、一様風中での実験としてとり扱うこととする。

実験状態の風速分布の影響に対する補正法としては W.Blendermann の方法⁸⁾を挙げることができる。海上風を想定して実験を行った結果と、一様風中での実験結果とを同一条件で扱うために、約 30 隻の実験結果から有効動圧を次式のように定義している。

$$\begin{array}{ll} \text{Wind forces} & \text{Dynamic pressure} \\ F_X; & q = q_{H_L} \end{array} \quad (3.1.5)$$

$$F_Y, N, K; \quad q = k_q \cdot q_m + (1 - k_q) \cdot q_{H_L} \quad (3.1.6)$$

ここで、 q_{HL} は側面平均高さでの動圧を示す。 k_q は実験により求められたパラメータであり、参考文献 8)を引用して Fig.3.1.5 に示す。横軸は風速分布形状と船体の平均高さから決定されるパラメータ q_m/q_{HL} である。各実験に用いられた風速分布形状から各模型船に対する q_{HL} 、 q_m 、 k_q を求め、(3.1.5)、(3.1.6)式に従い実験状態の動圧を決定する。この動圧の補正法は、著者らの実験により既に有効であることを確認した¹¹⁾。

このことから、境界層の発達した風速分布を使って行った実験データについては、(3.1.5)、(3.1.6)式を用いて補正を行った。Wagner、Blendermann の実験に関しては境界層が薄いことから一様風中での実験と見なし、実験データの補正は行っていない。

3.1.3 風圧力推定式

前章での風速分布の影響を補正した実験データを用いて、次の手順で風圧力推定式を求めることにする。初めに、実験データに対して風向角をパラメータとした級数展開で表現し、簡略化のために実験データの分布形状を表現するために有意な項のみ選択する。次に、その有意と判断された項の各係数に対して、主要寸法の無次元値を説明変数にした重回

帰式で表現する。各係数を表現するための最適な説明変数の組み合わせについては回帰分析の一方法である逐次法¹⁸⁾を用いて求めることにする。

(1) 風圧力データの数式表現

(1-1) 有意な項の選択

まず、各実験データをそれぞれの風圧係数の物理的性質を考慮し、風向角 ψ を変数として次式で表現する。各係数については最小2乗法により求める。

$$C_X = \sum_{i=0}^5 X_i \cos i\psi \quad (3.1.7)$$

$$C_Y = \sum_{i=1}^5 Y_i \sin i\psi \quad (3.1.8)$$

$$C_N = \sum_{i=1}^5 N_i \sin i\psi \quad (3.1.9)$$

$$C_K = \sum_{i=1}^5 K_i \sin i\psi \quad (3.1.10)$$

風圧係数の分布形状をできるだけ反映させるために、5次の項まで取ることにした。但し、5次ま

での級数展開で実験データを表現すれば、十分な精度で表せることを別途確認している。

ただ、このままでは機械的に5次の項まで取ったにすぎず、実験データを表現するにあたって無意味な項を加えている可能性がある。その上、項の係数をさらにいくつかの説明変数を用いて表すことから係数の数が多くなり、利用する場合に手間を要す。そのために、できるだけ少ない項で精度を落とすことなく簡潔に表現するため、以下の手順に従い(3.1.7)～(3.1.10)式において実験データを表すため

の有意な項を選択する。

回帰モデルの予測値を次式のように表現する。

$$C_j = b_0 + \sum_{i=1}^p b_i x_{ij} \quad (j=1,2,\dots,n) \quad (3.1.11)$$

$$x_{ij} = \begin{cases} \cos i\psi_j & (C_X) \\ \sin i\psi_j & (C_Y, C_N, C_K) \end{cases} \quad (3.1.12)$$

ここで b_i は回帰係数、 x_{ij} は説明変数、 p は説明変数の数、 n はデータ数を示す。但し、ここでは $p=5$ で

あり、各船舶の実験データは、風圧係数ごとに $0 \sim 180^\circ$ までの 10° ごとのデータ19点で与えられている。項の有意性に関しては t 検定で判断する¹⁸⁾¹⁹⁾。自由度 $n-p-1$ の t 分布における信頼区間 $100\alpha\%$ の限界値を $t_\alpha(n-p-1)$ とすると、

$$\Pr(b_i/\sqrt{V_i} \geq t_\alpha(n-p-1)) = \alpha \quad (3.1.13)$$

が成立する。 $\sqrt{V_i}$ は b_i の標準偏差を表し、統計的に標本から計算される値である。ここでは、95%信頼区間である $\alpha=0.05$ とした。 $b_i/\sqrt{V_i}$ が t_α より大きい、すなわち t 分布における確率が 0.05 よりも小さい場合には、有意であると判断する。各実験データごとの $b_i/\sqrt{V_i}$ を計算し、68隻分の有意確率の平均 α' を求め、 $\alpha=0.05$ との比較を行い Fig.3.1.6 に示す。横軸は項の番号 i を示す。図中の $\alpha' > 0.05$ を満たす(3.1.7)～(3.1.10)式の有意であると判定された項を示すと以下ようになる。

$$C_X = X_0 + X_1 \cos \psi + X_3 \cos 3\psi + X_5 \cos 5\psi \quad (3.1.14)$$

$$C_Y = Y_1 \sin \psi + Y_3 \sin 3\psi + Y_5 \sin 5\psi \quad (3.1.15)$$

$$C_N = N_1 \sin \psi + N_2 \sin 2\psi + N_3 \sin 3\psi \quad (3.1.16)$$

$$C_K = K_1 \sin \psi + K_2 \sin 2\psi + K_3 \sin 3\psi + K_5 \sin 5\psi \quad (3.1.17)$$

(1-2) 項の選択による推定精度への影響

ここでは、簡略化を行った(3.1.14)～(3.1.17)式の有効性について確認を行った。全ての項を含んだ(3.1.7)～(3.1.10)式及び(3.1.14)～(3.1.17)式で実験データを表現した場合の標準誤差を求め、風圧係数の絶対値が最大である実験値($|C|_{\max}$)に対する割合を計算した。なお、これ以降本報告では推定値と計測値(目標値)の差の2乗和を標本数で除した値の平方根を標準誤差と呼ぶことにする。結果を Fig.3.1.7 に示し、横軸にはそれぞれの風圧係数について級数展開するために用いた項数を、縦軸の標準誤差の割合については、68隻分の平均を示している。 C_Y 、 C_N 、 C_K については(3.1.7)～(3.1.10)式のように5項全てを使って実験データを表現した場合と、(3.1.14)～(3.1.17)式のように統計的に有意な項を選択した場合とでは1%程度の違いであり、両者の

間にはほとんど差が見られないことがわかる。 C_x についても、3%異なるだけであった。 C_x が他の風圧係数と比べて差が大きい原因としては、 90° 付近の複雑な形状に対応できていないことが挙げられる。しかしながら、前後力において 90° 付近の風圧係数は比較的小さく、操縦性能への影響も小さいと考えられる。

以上、実験データに対して(3.1.7)～(3.1.10)式と(3.1.14)～(3.1.17)式を用いた場合の差が小さいことを確認したので、推定式を求めるために(3.1.14)～(3.1.17)式を用いることにした。

(2) 主要寸法を説明変数に用いた重回帰分析

(2-1) 説明変数

船型の特徴により実験結果が大きく異なることから、船の主要寸法及び形状から推定式を求めるために、適切なパラメータを説明変数として用いる必要がある。

収集したデータの中で代表的な船型について風圧係数の一例を Fig. 3.1.8 に示す。 C_x について見てみると客船の分布傾向に他船とは異なる特徴が見られる。客船は C_y に関しても 90° 付近で2つの山形になる特徴が見られ、これらの風圧係数の分布形状は直方体における縦横比が大きい場合の傾向と類似している¹⁷⁾。回頭モーメントに関しては大型タンカーの満載状態に特徴が見られ、船尾に配置されたブリッジの影響によって、どの風向角に対しても負のモーメントが作用している。LNG 船、コンテナ船の満載状態での C_x の場合、側面形状については箱型であることから、実験結果の傾向が客船の結果に類似しているものと思われるが、 90° 付近で風向角に対して滑らかに値が増大している傾向はタンカー船型に近い。また、コンテナ船については、積み具合による実験データの分布形状に与える影響は小さいことが計測されており¹⁷⁾、ブリッジの位置が1つの重要なパラメータになると考えられる。

Fig.3.1.1 には、説明変数に用いた、船の形状から決定できる主要寸法の一覧を示している。Fig.3.1.8 において示されたような船型ごとの特徴が反映されるように、 C_{BR} というパラメータを用い、ある程度船種を判別できるようにしている。Isherwood は喫水上の側面の周辺長さ、マストやキングポストの数を説明変数に用いているが、これらのパラメータは利用者によって様々な値を取る可能性のある不安定な係数である。このような係数を用いないことにより、風圧力推定時の不確定さが減少するものと思われる。

Fig.3.1.1 に示す主要寸法で構成される無次元値の組み合わせ 19 種及びその逆数 15 種 (C 、 C_{BR} が分母になる場合の組み合わせについては除く。)の総

数 34 種の説明変数を用いることにした。参考までに逆数を除く 19 種の説明変数についての相関を Table 3.1.3 に示す。

(2-2) 逐次法による重回帰分析

前節で取り上げた 34 種の説明変数を用いて(3.1.14)～(3.1.17)式の各係数を次の重回帰式で表す。

$$X_i = x_{i0} + \sum_{m=1}^{m_x} x_{im} P_{x_{im}} \quad (3.1.18)$$

$$N_i = n_{i0} + \sum_{m=1}^{m_n} n_{im} P_{n_{im}} \quad (3.1.19)$$

$$Y_i = y_{i0} + \sum_{m=1}^{m_y} y_{im} P_{y_{im}} \quad (3.1.20)$$

$$K_i = k_{i0} + \sum_{m=1}^{m_k} k_{im} P_{k_{im}} \quad (3.1.21)$$

但し、 x_{im} 等は回帰係数、 $P_{x_{im}}$ 等は説明変数である。 x_{im} 等を表現するための最適な説明変数の数及び組み合わせを回帰分析の一方法である逐次法を使って求める。この方法で説明変数の組み合わせを考えることにより、多重共線性を除くことができる。

回帰式を求める際、その中の項が有意であるかどうかは次式に示す F 値がある値より大きいかどうかで判断することにする。以後、(3.1.18)式の場合を例に取ると、

$$F = x_{im}^2 / V_{x_{im}} \quad (3.1.22)$$

ここで $V_{x_{im}}$ は x_{im} の分散で、標本データから統計的に算出される値である。サンプル数が n の時この F 値は自由度 $n-m_x-1$ の F 分布に従うことが知られている。

初めに、目的変数 X_i に対して 1 つずつ説明変数 $P_{x_{im}}$ を採用し、F 値が最大 (単相関の最大) である $P_{x_{im}}$ を選択する。次に既に入っている変数に加えて、残りの変数を順番に選択し、F 値の大きいものを採用する。それぞれの F 値を求め F 値の限界値 F_R との比較を行う。F 値が F_R よりも大きい、すなわち回帰係数が 0 であるという仮説が棄却されるならば、その変数を加える。 F_R よりも小さい場合には、その変数を取り入れない。さらに残りの変数に対しても同様の作業を続け、 F_R を基準に取り入れる変数がなくなるまで変数の選択を行う。変数の相互関係により項の選択を行うたびに、全ての変数の F 値が変化

することから、既に採用された説明変数が F_R に満たなく棄却されたり、再び採用されたりということも起こり得る。

変数の増減にあたっての限界値 F_R をここでは一般的によく用いられる $F_R=2.0$ とする¹⁸⁾。収束するまで、項の選択を行い、最終的に有意であると判別された各係数は以下ようになる。但し、定数項を除いて有意であると判断された項から順番に表記している。

$$X_0 = x_{00} + x_{01} \frac{BH_{BR}}{A_T} + x_{02} \frac{C}{H_C} + x_{03} \frac{A_{OD}}{L^2} \quad (3.1.23)$$

$$X_1 = x_{10} + x_{11} \frac{A_L}{LB} + x_{12} \frac{LH_C}{A_L} + x_{13} \frac{LH_{BR}}{A_L} + x_{14} \frac{A_{OD}}{A_L} + x_{15} \frac{A_T}{LB} + x_{16} \left(\frac{A_T}{L^2} \right)^{-1} + x_{17} \left(\frac{H_C}{L} \right)^{-1} \quad (3.1.24)$$

$$X_3 = x_{30} + x_{31} \left(\frac{LH_{BR}}{A_L} \right)^{-1} + x_{32} \frac{A_L}{A_T} + x_{33} \frac{LH_C}{A_L} + x_{34} \frac{A_{OD}}{A_L} + x_{35} \frac{A_{OD}}{L^2} + x_{36} \frac{C}{H_C} + x_{37} \frac{C_{BR}}{L} \quad (3.1.25)$$

$$X_5 = x_{50} + x_{51} \left(\frac{A_{OD}}{L^2} \right)^{-1} + x_{52} \frac{C_{BR}}{L} + x_{53} \frac{A_L}{LB} \quad (3.1.26)$$

$$Y_1 = y_{10} + y_{11} \frac{C_{BR}}{L} + y_{12} \frac{C}{L} + y_{13} \left(\frac{A_{OD}}{A_L} \right)^{-1} + y_{14} \frac{C}{H_C} + y_{15} \left(\frac{BH_{BR}}{A_T} \right)^{-1} \quad (3.1.27)$$

$$Y_3 = y_{30} + y_{31} \frac{A_L}{LB} + y_{32} \frac{LH_C}{A_L} + y_{33} \frac{C_{BR}}{L} + y_{34} \left(\frac{H_{BR}}{B} \right)^{-1} + y_{35} \frac{A_{OD}}{A_L} + y_{36} \left(\frac{BH_{BR}}{A_T} \right)^{-1} \quad (3.1.28)$$

$$Y_5 = y_{50} + y_{51} \frac{A_L}{LB} + y_{52} \left(\frac{H_{BR}}{L} \right)^{-1} + y_{53} \frac{C_{BR}}{L} + y_{54} \left(\frac{A_T}{B^2} \right)^{-1} + y_{55} \frac{C}{L} + y_{56} \frac{LH_C}{A_L} \quad (3.1.29)$$

$$N_1 = n_{10} + n_{11} \frac{C}{L} + n_{12} \frac{LH_C}{A_L} + n_{13} \left(\frac{A_L}{A_T} \right)^{-1} + n_{14} \frac{C}{H_C} + n_{15} \frac{A_L}{LB} + n_{16} \frac{A_T}{L^2} + n_{17} \left(\frac{A_T}{B^2} \right)^{-1} + n_{18} \frac{C_{BR}}{L} \quad (3.1.30)$$

$$N_2 = n_{20} + n_{21} \frac{C_{BR}}{L} + n_{22} \frac{C}{L} + n_{23} \left(\frac{A_{OD}}{A_L} \right)^{-1} + n_{24} \frac{A_T}{B^2} + n_{25} \left(\frac{H_{BR}}{L} \right)^{-1} + n_{26} \left(\frac{BH_{BR}}{A_T} \right)^{-1} + n_{27} \frac{A_L}{LB} + n_{28} \frac{A_L}{L^2}$$

(3.1.31)

$$N_3 = n_{30} + n_{31} \frac{C_{BR}}{L} + n_{32} \left(\frac{BH_{BR}}{A_T} \right)^{-1} + n_{33} \frac{A_L}{A_T} \quad (3.1.32)$$

$$K_1 = k_{10} + k_{11} \frac{H_{BR}}{L} + k_{12} \frac{A_T}{LB} + k_{13} \frac{LH_C}{A_L} + k_{14} \frac{C}{L} + k_{15} \frac{C_{BR}}{L} + k_{16} \left(\frac{H_{BR}}{B} \right)^{-1} + k_{17} \left(\frac{A_T}{B^2} \right)^{-1} + k_{18} \left(\frac{B}{L} \right)^{-1} \quad (3.1.33)$$

$$K_2 = k_{20} + k_{21} \left(\frac{H_{BR}}{B} \right)^{-1} + k_{22} \frac{A_T}{B^2} + k_{23} \left(\frac{LH_C}{A_L} \right)^{-1} + k_{24} \frac{C_{BR}}{L} + k_{25} \frac{H_{BR}C}{A_L} + k_{26} \left(\frac{B}{L} \right)^{-1} + k_{27} \left(\frac{A_L}{L^2} \right)^{-1} \quad (3.1.34)$$

$$K_3 = k_{30} + k_{31} \left(\frac{A_T}{B^2} \right)^{-1} + k_{32} \frac{C_{BR}}{L} + k_{33} \frac{H_C}{L} + k_{34} \frac{A_T}{LB} + k_{35} \left(\frac{A_L}{LB} \right)^{-1} + k_{36} \frac{A_{OD}}{L^2} \quad (3.1.35)$$

$$K_5 = k_{50} + k_{51} \left(\frac{LH_C}{A_L} \right)^{-1} + k_{52} \left(\frac{A_{OD}}{A_L} \right)^{-1} + k_{53} \left(\frac{A_L}{A_T} \right)^{-1} + k_{54} \left(\frac{B}{L} \right)^{-1} + k_{55} \frac{A_L}{LB} \quad (3.1.36)$$

各項の係数を Table 3.1.4 に示す。採用する項数が少なくなるように、 $F_R=4.0$ とし同様の検討を行ったが、必要とする項数は 96 から 50 と減少するものの、推定精度が標準誤差で約 27% 大きくなる結果を得た。

他の推定式では、縦横比に相当する A_L/L^2 が揚力を表す説明変数としてよく用いられているが、今回の結果からは全風圧係数において A_L/L^2 が取り入れられた項数は、逆数も含めて 2 項のみである。Table 3.1.3 に示すように A_L/L^2 は、 A_{OD}/L^2 、 H_C/L 、 A_T/LB 、 A_L/LB 等との相関が強い。他の説明変数との関係から、有意であると判断されることが少なかったことがわかる。

C_X の第 2 項 X_1 については、縦横比を表現する説明変数が多く選択されている。 Y_1 に関して見てみると側面積形状を表現する係数が非常に多い。回頭モーメントの主要項である N_2 に関しては、 C_{BR}/L が一番有意な項である。この説明変数は他の推定式にて考慮されていないが、回頭モーメントを求める場合に重要なパラメータであることがわかる。

3.1.4 風圧力推定法の精度

本推定法及び風圧力推定のために既に提案されている Isherwood、山野、米田の方法と実験データと

の比較を行い、推定精度について検討を行った。

(1) 比較に用いた各推定法の概要

本推定法及び Isherwood、山野、米田のそれぞれの推定法についての概要を Table 3.1.5 に示す。表中には、説明変数に使った主要寸法の数、推定式に使用する係数の数、回帰分析に用いたサンプル数、サンプルの代表的な船種を示す。どの推定法も説明変数に使った主要寸法の数についてはそれほど大きな差が無い。回帰式に用いる係数の数について見てみると、Isherwood の方法は風向角ごとに回帰係数を決定しているため、その数が他の推定法と比べ非常に多い。本推定法においては、他の推定法と比べ実験データのサンプル数も多く、様々な実験データについて収集していることがわかる。

(2) 推定法の標準誤差

本推定法を用いて、一例として船型の特徴が大きく異なる VLCC 及び客船の 2 隻について風圧係数の推定を行った結果を Fig.3.1.9 に示す。上から前後力、横力、回頭モーメント、傾斜モーメントの各風圧係数を示し、Isherwood、山野、米田の方法による結果も併せて示す。但し、米田の方法を用いる場合にトリムは全て無しとして推定を行っている。

C_X について見てみると、Fig.3.1.8 で示した場合と同様に VLCC 及び客船の風圧係数の傾向はかなり異なっているが、山野、米田による推定値は、その形状の特徴を表現していないことがわかる。この傾向については他の船舶についての比較を行った場合も同様の結果であった。今回提案した推定法の結果は、複雑な分布形状についても良く一致していることがわかる。また、VLCC の C_N については、他の推定法の精度が良くないが、本推定法は非常に良く実験値と一致しており、有効であることがわかる。

推定式を作成するために使用した実験データの引用文献の中から、共通のサンプルと思われる Wagner による 15 隻分の風洞実験についての推定精度の比較を行った。実験データごとに標準誤差を求め、15 隻分の平均値を Fig.3.1.10 に示す。 C_X 、 C_N については、本推定法と Isherwood の推定法が山野、米田の推定法に比べ精度が高い。Isherwood の推定値と比較して本推定法の標準誤差が若干大きい理由については、Table 3.1.5 に示したように本推定法では Isherwood の実験データよりもかなり多くのデータを収集しており、限られた母集団のサンプルを対象とした場合には、少し精度が落ちることもあると考えられる。

本推定法を求めるために用いた全ての実験結果に対して、それぞれの方法より推定を行い標準誤差の平均値を求め Fig.3.1.11 に示す。各風圧係数にお

いて、本推定法が最も精度良く推定できており、特に C_X 、 C_N に関して他の推定法との差が顕著にみられる。また、 C_K についても標準誤差は非常に小さい。標準誤差の値は、実験データの持つ最大振幅値と比較しても 10%程度であり、風の影響を検討する上で有効である。

本推定法における標準誤差を Fig.3.1.10 及び Fig.3.1.11 で比較してみるとほとんど変化がみられない。このことから推定を行うサンプルの母集団が多少変化しても誤差が大きく変化しない、安定した推定法であるといえる。また、この結果は逐次法により説明変数が適切な組み合わせで推定式の中に取り込まれていることを示す。

本推定法においては、Table 3.1.5 に示したように実験データのサンプル数も多く、採用した船舶も多岐にわたっている。Fig.3.1.11 での比較から、近年の建造された船舶も含めて様々な船舶を対象にした風圧力の推定を行う場合、本推定法は有効であることがわかる。

(3) 船種ごとの推定精度

船種ごとの推定精度の検討を行うために個々の船の実験データに対する標準誤差を Fig.3.1.12 に示す。それぞれの風圧係数について、(b)の棒グラフは本推定法における 1 隻ごとの標準誤差を示したもので、(a)の折れ線グラフは本推定法の標準誤差 σ_P に対する他の推定法の標準誤差 σ_E の大きさを示す。すなわち、縦軸は次式の値である。

$$\sigma_R = \sigma_E / \sigma_P \quad (3.1.37)$$

横軸には船の種類ごとに、左より船長の長い順に整理している。

本推定法の結果(b)について見てみると、 C_X については漁船の精度が若干落ちてはいるものの、残りの船舶については精度良く推定できており、標準誤差に大きな差が見られない。 C_Y については全体的に精度良く推定できている。また、 C_N については、「漁船」、「その他」に分類されている小型船等一部を除けば、値として 0.01 ~ 0.02 に収まり精度良く推定できていることがわかる。個別の船舶においては、VLCC、や LNG 船に対する推定結果も実験データと良い一致を示している。本推定法が、従来の推定法のサンプルに無かった多様な船型に対して有効であることを示す。

次に、他の推定法についての標準誤差の大きさを示すグラフである(a)について、その特徴を調べると、T1 から T10 の VLCC、大型タンカー(L=約 300m)、LNG 船に対する推定精度が、本推定法の精度に比べ

て悪くなっていることがわかる。 C_Y については、P1からP6に示すPCCや大型フェリー(L=約150~200m)の推定精度の悪いことがわかる。この原因としては、他の推定法においてはVLCCやLNG船といった大型船のサンプルが欠如していること、また、風速分布の影響、説明変数の選び方等様々な理由が考えられる。

漁船に関しては、本推定法も他種の船舶に比べて推定精度が少し落ちていたが、他の推定法についてはさらに誤差が大きい。Table 3.1.2で示した側面形状に見られるように漁船の形状は用途によって様々な船型が存在し、その上今回用いた実験データ数も少ない。船首楼や艀装物の風圧係数に及ぼす影響が大型船に比べ相対的に大きくなり、主要寸法からでは抽出できない特徴が見られるためであると考えられる。大型船に比べ相対的に重量が軽いこともあり、漁船の操船に対し風は大きな影響を与えることから、風圧係数を精度良く推定することは重要であると考えられる。小型船に対する推定精度向上は今後の検討課題であるといえる。

3.1.5 推定法の有効性の確認

本推定法の有効性を確認するために2種類の異なった船舶について風洞実験を行い実験値と計算結果との比較を行った²⁰⁾。

1隻は、全長185mのばら積み貨物船であり、もう1隻は、117mの練習船である。実験結果と計算結果の比較をFig.3.1.13に示す。

C_Y 及び C_N 、 C_K については、計算結果と実験結果との値は非常に良く一致している。 C_X の値についてはやや異なるが、 C_Y に比べると操縦性能に与える影響が小さいことを考慮すると実用上問題のない程度に推定できていると考えられる。風の前後力については、船体上部構造物の複雑さが影響を与えており、精度良く推定することの困難さを示しているとも言え、さらなる精度向上が図られることが望まれる。

3.1.6 結言

回帰分析の一方法である逐次法を用いて、船体に働く風圧力の推定法の提案を行った。本研究によって得られた結論をまとめると以下ようになる。

- 1) 従来提案されている推定法に比べ、近年建造された船舶を対象とした上で、多くの様々な船舶の風洞実験データの収集を行い、回帰分析による新しい風圧力推定式の提案を行った。収集した実験データについては、風速分布の違いによる実験結果への影響を補正した上で統計処理を行った。
- 2) 本推定法は、船体形状から容易に決定される主

要寸法を用い、その組み合わせにおいて、従来の推定法では考慮していない34種の説明変数について検討を行った。解析方法には逐次法を用いて統計的に最適な説明変数及び回帰係数の決定を行った。

- 3) 本推定法は、従来の推定法と比較して実験値に対して精度良く推定することができる。また、他の推定法では精度の悪いVLCC、LNG等の近年建造された大型船に対しても本推定法は精度良く推定できることが明らかになった。
- 4) 風の影響による傾斜モーメントの推定式の提案を行った。強風時の横傾斜を考慮に入れた船体運動を容易に検討することができる。
- 5) 本推定法の妥当性を検討するためにばら積み貨物船及び練習船の風洞実験を行い、実験結果と計算結果を比較した。その結果、風圧力係数を推定する上で本推定法は非常に有効であるとの結論を得た。

3.1. の参考文献

- (1) 井上正祐、石橋賢論：操縦性に対する風の影響()、西部造船会会報、第45号(1972)、pp.111-128
- (2) 田中陽、山下順雄、山下保己、三住悦己：強風下の操船性能について、関西造船協会誌、第176号(1980)、pp.1-10
- (3) 芳村康男、永島実郎：風力下の操縦運動推定について、日本造船学会論文集、第158号(1985)、pp.117-128
- (4) 山野惟夫、斉藤泰夫：船体に働く風圧力の一推定法、関西造船協会誌、第228号(1997)、pp.91-100、(1971年に講演)
- (5) R.M.Isherwood : Wind Resistance of Merchant Ships、The Royal Institution of Naval Architects、Vol.115(1972)、pp.327-338
- (6) 米田国三郎、蛇沼俊二、烏野慶一：船舶風圧力データの力学モデルによる解析、日本航海学会論文集、第86号(1992)、pp.169-177
- (7) G.Aertssen、P.E.Colin: Wind Tunnel Tests on a Model of a Car-ferry、I.S.P.、Vol.15 No.163(1968)、pp.71-77
- (8) W.Blendermann : Estimation of Wind Loads on Ships in Wind with a Strong Gradient、1995 OMAE、Vol.1-A、pp.271-277
- (9) 平野雅祥：初期設計時における船の操縦運動計算法について、日本造船学会論文集、第147号(1980)、pp.144-153
- (10) 貴島勝郎ほか：操縦運動時における横傾斜に関

- する一考察、西部造船会会報、第93号(1997)、pp.35-46
- (11) 藤原敏文、二村正、上野道雄：船体に働く風圧力に関する研究（超大型タンカーの場合）、第70回船舶技術研究所研究発表会講演集、1997、pp.142-147
- (12) 二村正、藤原敏文、上野道雄、野中晃二：タンカーに働く風荷重と流れの可視化、可視化情報 Vol.17 Suppl. No.2(1997)、pp.217-220
- (13) B.Wagner : Windkrafte an Uberwasserschiffen、Schiff und Hafen, 1967,pp.894-900
- (14) 辻豊治ほか：船体に働く風圧力に関する模型試験、船舶技術研究所報告、第7巻第5号(1970)、pp.13-37
- (15) C.Aage : Wind Coefficients for Nine Ship Models、Hydro and aerodynamics laboratory、Report No.A-3(1971)
- (16) 瀬崎良明：自動車運搬船の船速に対する風の影響について（一計算例）関西造船協会誌、第179号(1980)、pp.13-17
- (17) W.Blendermann : Wind Loading of Ships Collected Data from Wind Tunnel Tests in Uniform Flow、Institut fur Schiffbau der Universitat Hamburg、No.574(1996)
- (18) 田中豊ほか：多変量統計解析法、現代数学社、1983
- (19) 杉山高一：多変量データ解析入門、朝倉書店、1983
- (20) T.Fujiwara, M.Ueno and T.Nimura : An Estimation Method of Wind Forces and Moments acting on Ships, Proceeding of Mini Symposium on Prediction of Ship Manoeuvring Performance(2001), pp.83-92

Table 3.1.1 Experimental results used for present estimation method with experimental conditions of the wind velocity profile

Author	Published	Samples	Experimental condition	[A] Thickness of boundary layer (m)	[B] Mean height of the model (m)	R [A]/[B]	q/q _m
B.Wagner	1967	15	uniform	---	0.085	---	1.04
G.Aertssen	1968	1	above sea	0.60	0.217	2.76	1.27
T.Tuji	1970	15	uniform	0.05	0.138	0.36	1.16
C.Aage	1971	9	above sea	0.05	0.043	1.16	1.30
Y.Sezaki	1980	1	---	---	---	---	---
W.Blendermann	1996	25	uniform	0.02	0.125	0.16	---
T.Fujiwara	1997	2	above sea	0.30	0.100	3.00	1.37

Table 3.1.2 Data on samples of ships used in present estimation method

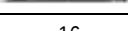
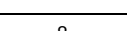
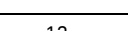
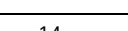
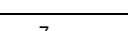
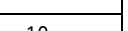
		Tanker	Cargo	Container	Passenger	Fishing	Others
Profiles (example)							
							
							
							
Samples		16	8	13	14	7	10
L (m)	max	351.40	160.88	216.40	195.00	75.17	274.00
	min	50.00	141.10	118.67	84.74	25.05	33.92
	mean	273.07	154.87	184.33	156.86	39.66	114.89
B (m)	max	58.00	21.34	32.20	32.20	11.04	47.20
	min	8.36	18.50	18.13	13.30	5.80	8.31
	mean	41.02	19.81	25.79	22.55	6.90	18.96
A _T (m ²)	max	1803.93	440.53	857.06	898.21	108.75	1827.12
	min	60.02	302.08	385.87	155.56	24.10	53.49
	mean	965.85	375.15	654.19	528.11	43.03	472.61
A _L (m ²)	max	8055.11	1951.56	3773.51	4693.94	446.96	8313.74
	min	178.25	1192.46	1455.37	764.54	72.20	141.76
	mean	3940.26	1553.85	2705.12	2962.82	149.34	2059.25
A _{OD} (m ²)	max	807.71	534.38	2505.00	2679.00	147.59	3417.00
	min	40.00	271.00	333.00	271.00	15.00	63.94
	mean	566.22	401.68	1009.55	1483.37	38.35	895.04
C (m)	max	6.60	0.55	-0.86	6.78	1.20	7.95
	min	-27.90	-14.72	-13.10	-8.98	-2.77	-3.99
	mean	-13.54	-5.67	-6.39	-1.90	-0.24	2.23
C _{BR} (m)	max	-17.40	-0.19	-40.40	10.97	8.60	14.40
	min	-139.70	-61.56	-68.70	-12.20	-5.80	-91.40
	mean	-100.71	-34.50	-46.86	-3.03	0.85	-11.98
H _{BR} (m)	max	38.00	25.00	30.50	30.70	11.03	45.80
	min	9.85	14.20	19.80	12.40	4.60	8.40
	mean	27.37	19.44	25.64	22.72	6.29	18.89
H _c (m)	max	15.24	8.04	11.07	14.85	3.78	17.07
	min	3.03	5.35	7.11	4.91	1.65	3.07
	mean	8.18	6.62	8.71	9.80	2.12	7.05

Table 3.1.3 Correlation table of non-dimensional independent variables

	A _T /L ²	A _L /L ²	A _{OD} /L ²	B/L	H _{BR} /L	H _c /L	C/L	C _{BR} /L	A _L /A _T	A _{OD} /A _L	A _T /B ²	A _T /LB	A _L /LB	H _{BR} /B	C/H _c	LH _c /A _L	H _{BR} C/A _L	LH _{BR} /A _L	BH _{BR} /A _T
A _T /L ²	1.00																		
A _L /L ²	0.73	1.00																	
A _{OD} /L ²	0.41	0.81	1.00																
B/L	0.78	0.38	0.10	1.00															
H _{BR} /L	0.88	0.75	0.45	0.56	1.00														
H _c /L	0.86	0.93	0.71	0.50	0.88	1.00													
C/L	0.41	0.36	0.19	0.29	0.42	0.41	1.00												
C _{BR} /L	0.52	0.56	0.40	0.25	0.54	0.58	0.77	1.00											
A _L /A _T	-0.37	0.32	0.49	-0.56	-0.21	0.08	0.05	0.09	1.00										
A _{OD} /A _L	0.16	0.53	0.90	-0.12	0.22	0.47	0.09	0.27	0.49	1.00									
A _T /B ²	0.33	0.57	0.49	-0.31	0.53	0.57	0.23	0.43	0.32	0.43	1.00								
A _T /LB	0.88	0.82	0.54	0.41	0.91	0.90	0.39	0.59	-0.12	0.32	0.73	1.00							
A _L /LB	0.32	0.84	0.79	-0.18	0.48	0.70	0.27	0.48	0.70	0.63	0.79	0.62	1.00						
H _{BR} /B	0.32	0.54	0.44	-0.26	0.65	0.57	0.25	0.41	0.29	0.37	0.92	0.68	0.73	1.00					
C/H _c	0.50	0.58	0.35	0.24	0.57	0.59	0.90	0.74	0.18	0.22	0.47	0.58	0.51	0.48	1.00				
LH _c /A _L	0.10	-0.35	-0.31	0.15	0.10	-0.01	-0.08	-0.09	-0.59	-0.12	-0.11	0.00	-0.45	-0.04	-0.19	1.00			
H _{BR} C/A _L	0.45	0.45	0.27	0.31	0.46	0.48	0.98	0.75	0.10	0.14	0.27	0.45	0.35	0.27	0.95	-0.17	1.00		
LH _{BR} /A _L	-0.26	-0.75	-0.69	-0.01	-0.21	-0.56	-0.26	-0.35	-0.67	-0.54	-0.41	-0.40	-0.79	-0.25	-0.49	0.62	-0.39	1.00	
BH _{BR} /A _T	-0.26	-0.40	-0.37	0.24	-0.15	-0.37	-0.10	-0.31	-0.20	-0.38	-0.70	-0.53	-0.54	-0.39	-0.29	0.12	-0.18	0.55	1.00

Table 3.1.4 Each coefficient of independent variables

m=		0	1	2	3	4	5	6	7	8
C_X	x_{0m}	-0.330	0.293	0.0193	0.682					
	x_{1m}	-1.353	1.700	2.87	-0.463	-0.570	-6.640	-0.0123	0.0202	
	x_{3m}	0.830	-0.413	-0.0827	-0.563	0.804	-5.67	0.0401	-0.132	
	x_{5m}	0.0372	-0.0075	-0.103	0.0921					
C_Y	y_{1m}	0.684	0.717	-3.22	0.0281	0.0661	0.298			
	y_{3m}	-0.400	0.282	0.307	0.0519	0.0526	-0.0814	0.0582		
	y_{5m}	0.122	-0.166	-0.0054	-0.0481	-0.0136	0.0864	-0.0297		
C_N	n_{1m}	0.299	1.71	0.183	-1.09	-0.0442	-0.289	4.24	-0.0646	0.0306
	n_{2m}	0.117	0.123	-0.323	0.0041	-0.166	-0.0109	0.174	0.214	-1.06
	n_{3m}	0.0230	0.0385	-0.0339	0.0023					
C_K	k_{1m}	3.63	-30.7	16.8	3.270	-3.03	0.552	-3.03	1.82	-0.224
	k_{2m}	-0.480	0.166	0.318	0.132	-0.148	0.408	-0.0394	0.0041	
	k_{3m}	0.164	-0.170	0.0803	4.92	-1.780	0.0404	-0.739		
	k_{5m}	0.449	-0.148	-0.0049	-0.396	-0.0109	-0.0726			

Table 3.1.5 Characteristic of estimation methods for wind force coefficients

	Present method	Isherwood	Yamano	Yoneta
Parameters	9	8	5	6
Total number of coefficients on C_X, C_Y, C_N	66 96 (C_X, C_Y, C_N, C_K)	219	36	21
Number of samples	68	49	38	68
Samples of experimental results	Tanker Cargo Ship Container Ship Passenger Ship Fishing Boat Research Vessel Tug Boat LNG Carrier PCC Naval Vessel Speed Boat	Tanker Cargo Ship Passenger Ship Fishing Boat Research Vessel Tug Boat Hydrofoil etc.	Tanker Cargo Ship Container Ship Passenger Ship	Tanker Cargo Ship Container Ship Passenger Ship Fishing Boat etc.

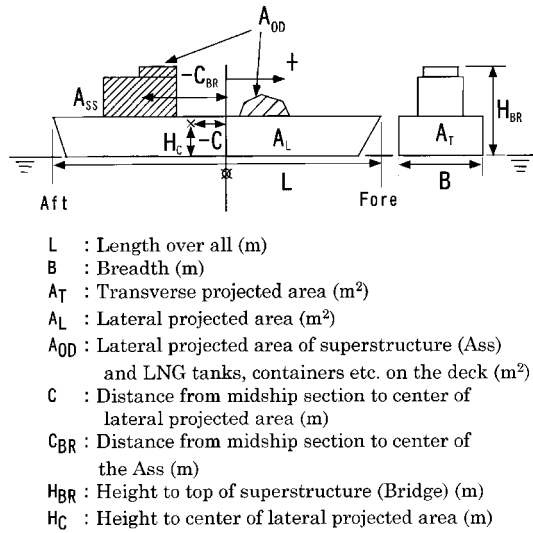


Fig.3.1.1 Definitions of a characteristic parameter which expresses form of a ship

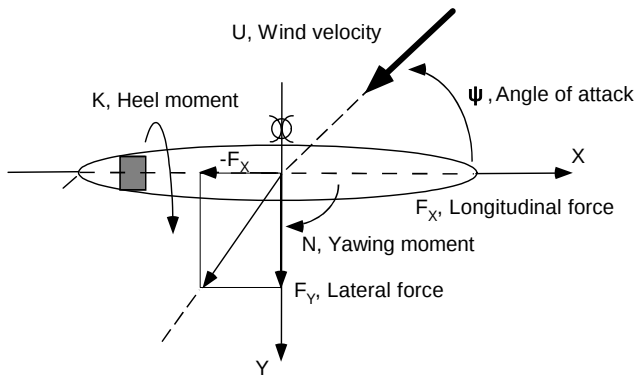


Fig.3.1.3 Coordinate system

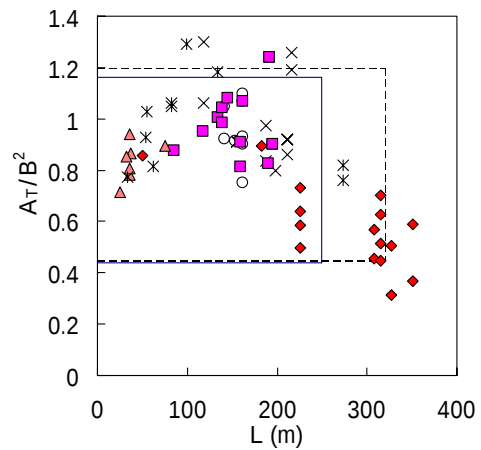
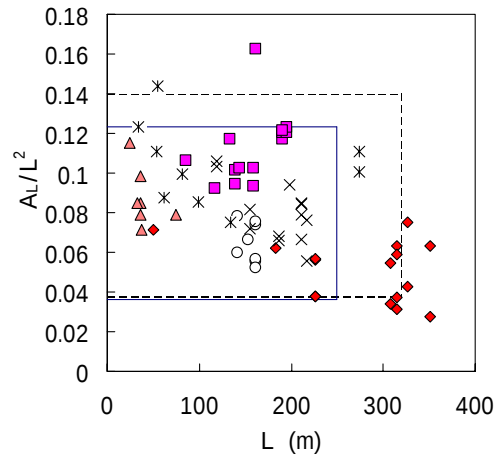
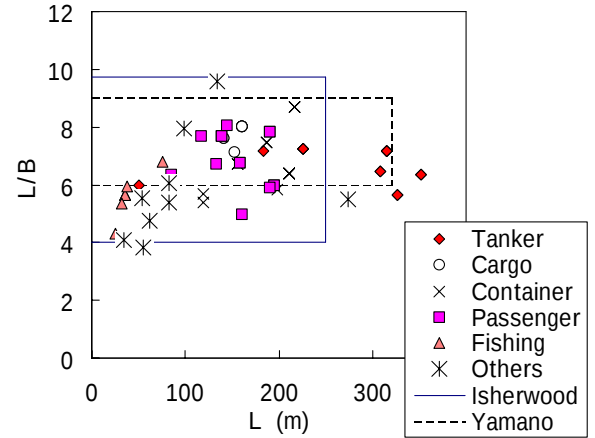


Fig.3.1.2 Distribution of independent variables versus ship length

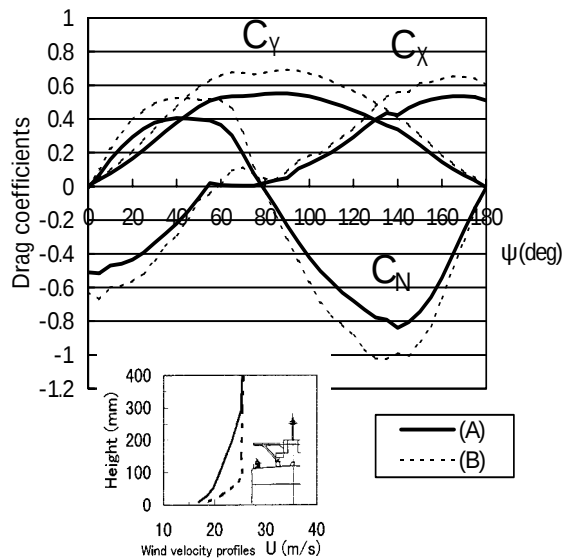


Fig.3.1.4 Experimental results on wind force coefficients of VLCC (Ballast condition)

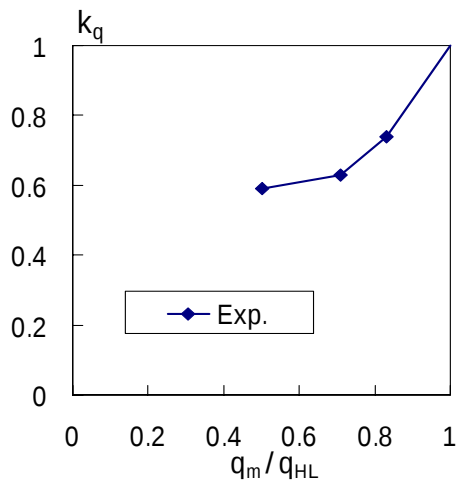


Fig.3.1.5 Factor k_q by Blendermann's experiments ⁸⁾

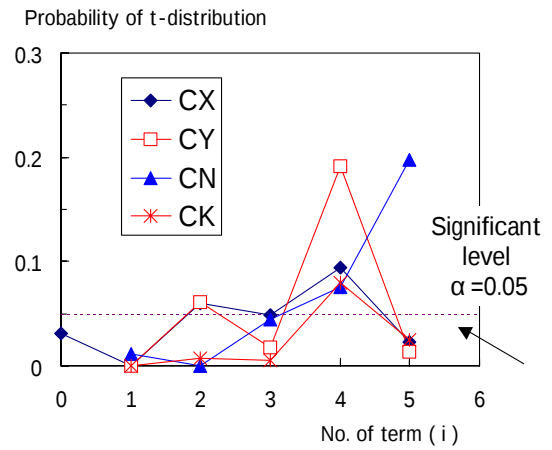


Fig.3.1.6 Significance tests on linear multiple regression model of experimental results

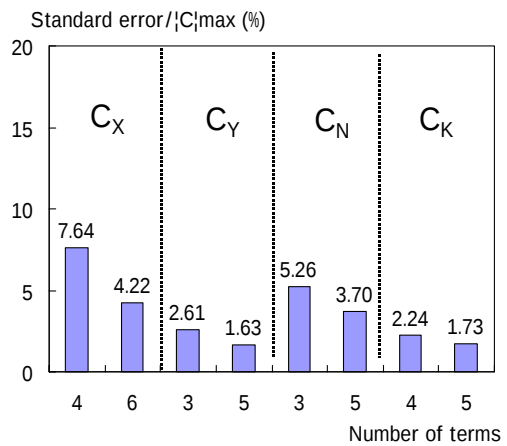


Fig.3.1.7 Applicability on a trigonometrical series for wind force coefficients

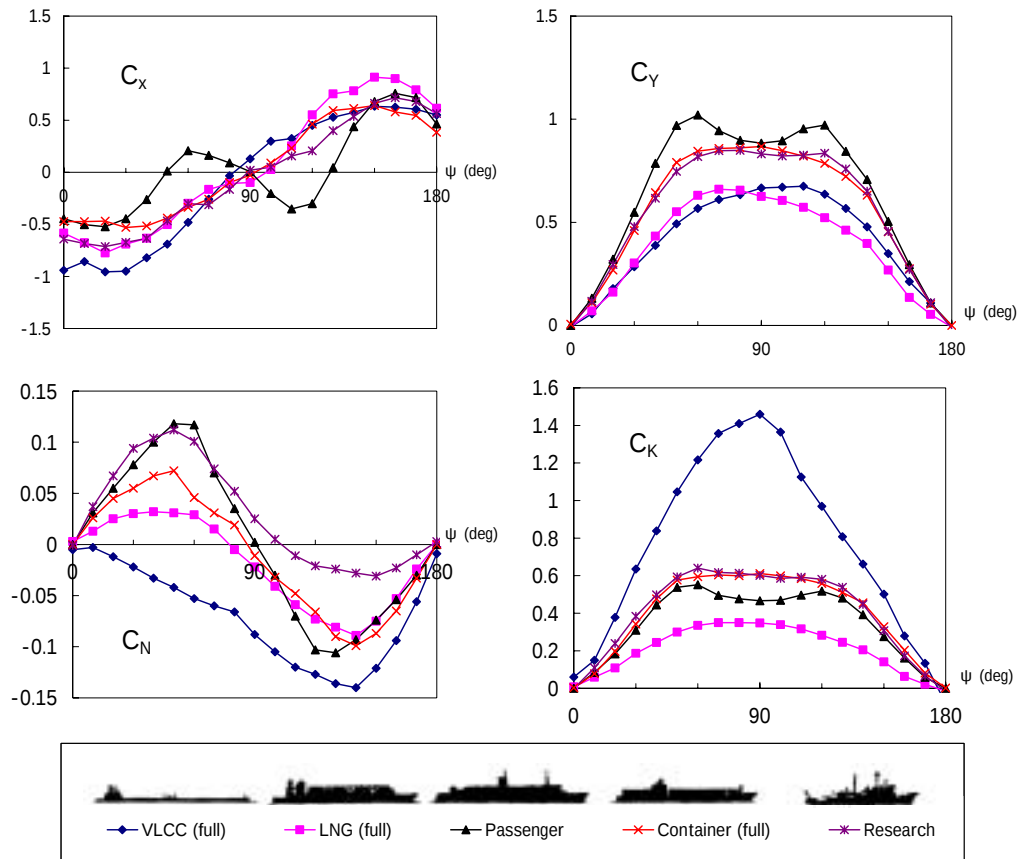


Fig.3.1.8 Experimental results on wind force coefficients for some kinds of ships

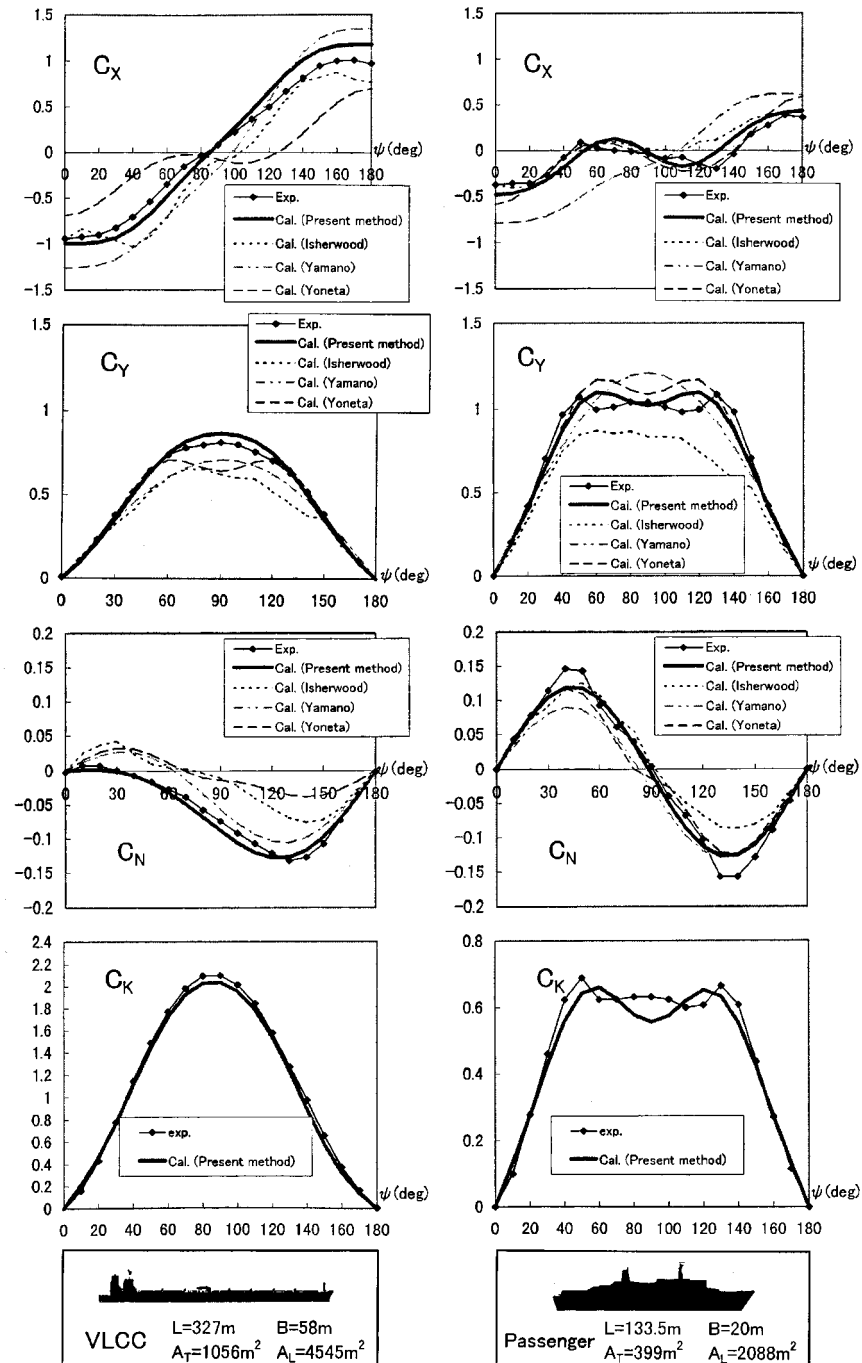


Fig. 3.1.9 Comparison of measured wind force coefficients with predicted results

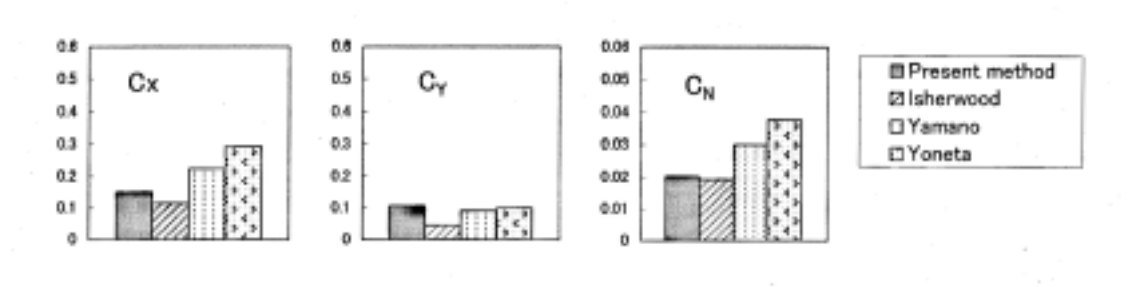


Fig.3.1.10 Standard error of wind force coefficients for each estimation method (Wagner's experiments)

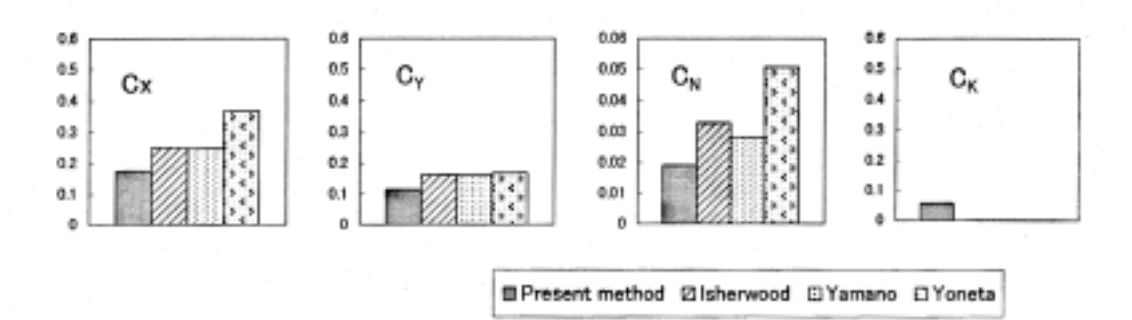


Fig.3.1.11 Standard error of wind force coefficients for each estimation method (All samples)

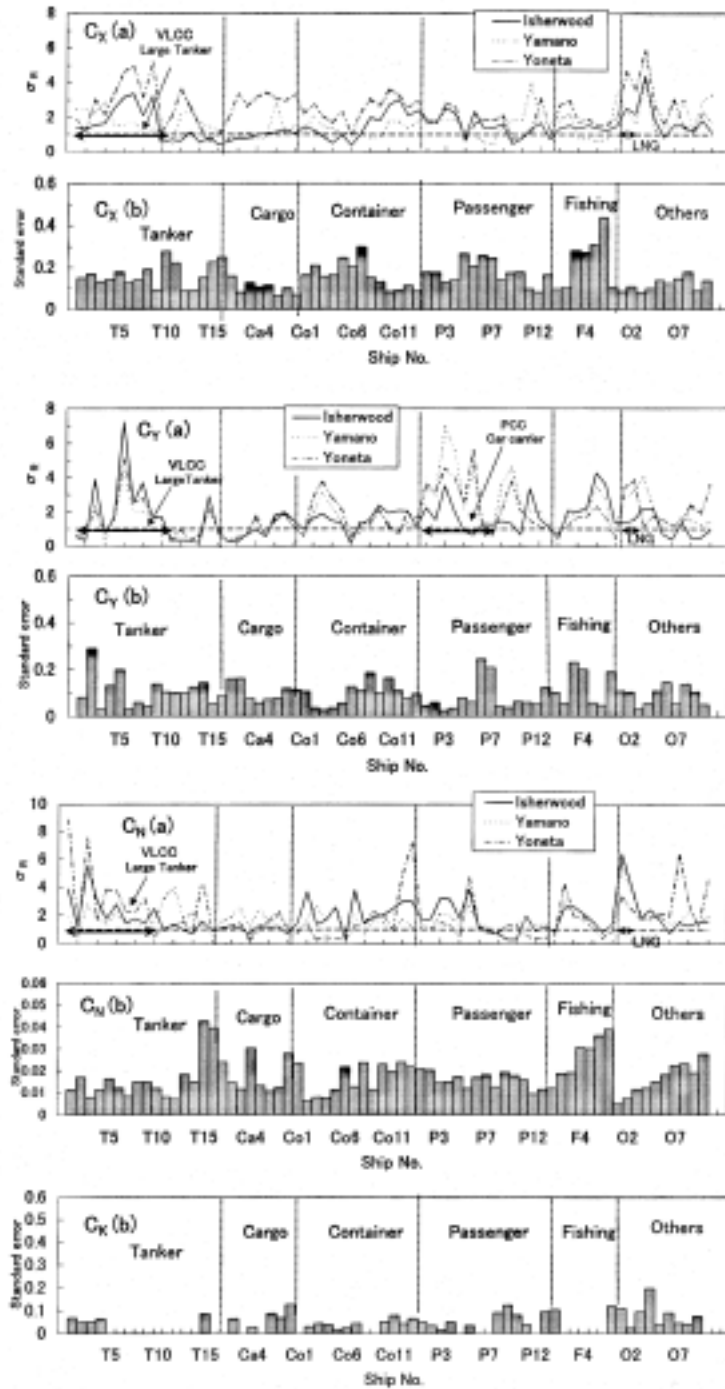
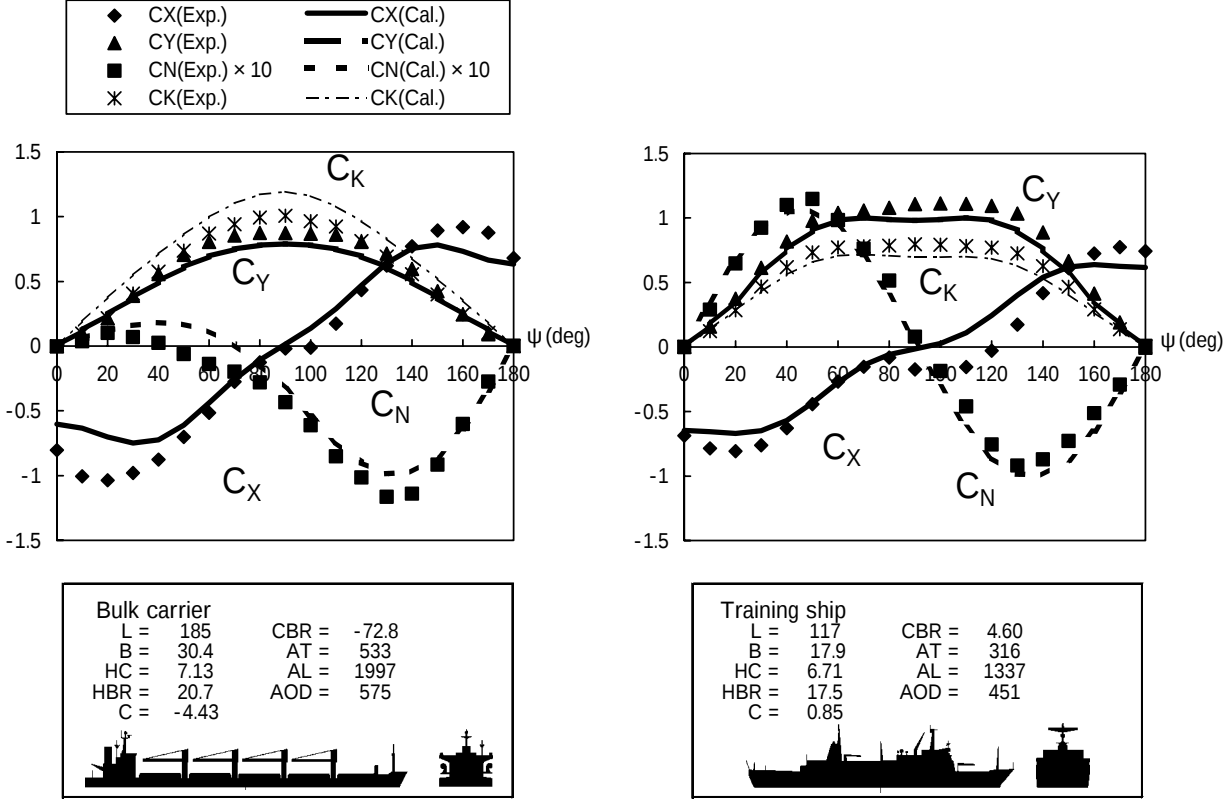


Fig.3.1.12 Standard error of wind force coefficients for each ship and relative magnification compared of wind force coefficients by present method with by the other estimation



3. 2. 波の力の推定法

実海域における外乱のうち波について考えると、波が操縦運動に影響を与えるのは波周期の波力ではなく時間定常的な波力であると考えられ¹⁾、この定常波力は波長の短い波でも大きなものとなることが実験的に確認²⁾されている。静穏な海象であったとしても船体の動揺をほとんど誘起しない程度の短波長波は一般に常に存在すると考えられるため、短波長波の操縦運動への影響を明らかにすることは実海域の操縦性能試験結果を正しく評価するために必要なだけでなく、通常の航行安全性を考える上でも実用上重要であると考えられる。

短波長波が原因となる定常波力のうちの前後力成分については、これまで耐航性能分野における抵抗増加成分として研究が積み重ねられてきており、藤井ら³⁾による半実験式や Faltinsen ら⁴⁾の船体近傍の流れを考慮した推定式、内藤ら⁵⁾の波線理論による抵抗増加の推定などの研究がある。これらの研究例に見られるように短波長波中の前後力に関しては比較的豊富な実験データが報告されており、推定式の検証もそれぞれなされていると考えられる。また、これらの理論は一部左右力や回頭モーメントの推定にまで発展させて研究^{6),7),8)}されている。しかし、それらはほとんどが波浪中直進時を対象としており、今考えようとしている斜航や旋回を伴う操縦運動中を対象にして定常波力を検討したものはほとんどない。

本節では定常波力を斜航および旋回を含む操縦運動時に働く準定常的な前後力と左右力、回頭モーメントととらえ、まず、短波長波がもたらす定常波力の推定法を、Ohkusu⁹⁾による正面向波直進中の抵抗増加理論を操縦運動中の船に拡張して導く。次に、短波長規則波中で斜航および旋回状態を含む操縦運動状態にある船に働く定常波力を、模型船の波との出会周波数の動揺を拘束せずに計測した実験について述べ、本推定法による計算結果と実験結果を比較検討し考察をおこなう。さらに、定常波力の水線上分布や積分範囲等および規則波中と不規則波中の定常波力の傾向について、船型によってどのような影響が現れるかを、本推定法を用いた 2 種類の船型に対する比較計算によって調べた結果について述べる。

3. 2. 1. 操縦運動中定常波力の理論推定法

短波長波が船体におよぼす力については、前後力について藤井ら³⁾によって半実験的に推定式が示され、高橋¹⁰⁾によって係数の見直しがなされた。Faltinsen ら⁴⁾は船体周りの局所流による波の屈折を考慮した抵抗増加の推定式を示した。Ohkusu⁹⁾は Faltinsen ら⁴⁾の理論の不合理な点を改良し、向波直進中の抵抗増加の推定式を導いた。Sakamoto ら¹¹⁾は Faltinsen ら⁴⁾の船速が小さい場合の展開式を修正した推定式を導くとともに、円柱を対象とした具体的な計算例によって、Faltinsen ら⁴⁾の推定式の積分範囲について明確でない点があることを指摘している。内藤ら⁵⁾や Kalske¹²⁾は波線追跡法を用いた抵抗増加の計算例を示しており、さらに内藤ら⁶⁾は左右力と回頭モーメントについても計算をおこない実験と比較検討している。これらの理論はいずれも短波長波による定常波力の起源を船体を局所的に見た場合の波の反射によるものと考えたものであり、平山ら⁸⁾の例に見られるように操縦運動中の理論への拡張も比較的容易と考えられる。本報告でもこのような考え方を踏襲して斜航や旋回といった一般の操縦運動中の船に働く短波長波による定常波力を考えることとする。その際、短波長波ほど船体周りの流れの影響を受けやすいと考えられることから、操縦運動中の船体周りの局所流れを考慮できる理論の中から Ohkusu⁹⁾の方法を拡張して考察することとする。

流れのない深水域における短波長波中を操縦運動する船を考える。まず、船に働く波の力を局所的に考えるために水線面の一部を表す座標系を Fig. 3.2.1 に示す。接線方向に s 軸、内向き法線方向に n 軸をとることとし、船体外部の領域を船体に接する近傍域と遠方域に分けて考える。現象は定常であって、かつ n 軸方向のみに変化しているものとする。船体固定の座標系から見たとき、遠方域には波数ベクトル k 、円周波数 ω 、振幅 ζ の波とベクトル V で表される操縦運動に起因する遠方域流れが存在することとする。波数 k と遠方域流れ V の方向は s 軸正方向から時計回りにそれぞれ角度 γ_V と γ_V の方向とする。近傍域にはベクトル V_1 で表される船体近傍域流れと遠方域から伝播しこの流れによって変形された波数ベクトル k_1 、振幅 ζ_1 、円周波数 ω_1 なる波が存在することとする。近傍域における流れ V_1 は s 軸正方向とし、近傍域に

おける波数ベクトル k_1 の方向は s 軸正方向から時計回りに角度 γ_{w1} の方向とする。 V 、 k 、 V_1 、 k_1 はそれぞれ V 、 k 、 V_1 、 k_1 のスカラー量を表す。

定常状態における波頂の保存則¹³⁾より次の関係が得られる。

$$\begin{aligned}\omega &= \sqrt{gk} + \mathbf{V}\mathbf{k} \cos(\gamma_V - \gamma_w) \\ &= \omega_1 \\ &= \sqrt{gk_1} + \mathbf{V}_1\mathbf{k}_1 \cos \gamma_{w1}\end{aligned}\quad (3.2.1)$$

ここで g は重力加速度を表す。波数ベクトルは非回転¹³⁾であるから次の関係が得られる。

$$k \cos \gamma_w = k_1 \cos \gamma_{w1} \quad (3.2.2)$$

近傍域の波数 k_1 とその方向 γ_{w1} は(3.2.1)式と(3.2.2)式よりそれぞれ以下のように求められる。

$$k_1 = \frac{(\omega - \mathbf{V}_1\mathbf{k} \cos \gamma_w)^2}{g} \quad (3.2.3)$$

$$\gamma_{w1} = \cos^{-1} \left\{ \frac{gk \cos \gamma_w}{(\omega - \mathbf{V}_1\mathbf{k} \cos \gamma_w)^2} \right\} \quad (3.2.4)$$

(3.2.3)式と(3.2.4)式より短波長の波ほど近傍域流れ V_1 の影響を大きく受けることがわかる。

遠方域から近傍域へ伝播する波の変化の様子が十分緩やかなものであると仮定すると wave action の保存則¹³⁾が成立する。今考えている定常問題にこれを適用すると波振幅に関して次の関係が得られる。

$$\frac{\zeta_1}{\zeta} = \sqrt{\frac{k_1}{k} \frac{2\mathbf{V}\mathbf{k} \sin \gamma_V + \sigma \sin \gamma_w}{\sigma \sin \gamma_{w1}}} \quad (3.2.5)$$

ここで、 σ は空間固定座標から見た遠方域における波の円周波数であり、 $\sqrt{gk}$ で与えられる。

遠方域から近傍域に伝播してきた波が船体に正反射して s 軸から反時計回りに γ_{w1} の方向に進んでいくものとする。近傍域において $n=0$ の平面に平行な面と船体とで囲まれた領域における運動量変化を考えることに

よって、水線単位長さあたりの船体に働く n 方向の力の時間平均から静水圧による寄与を除いた成分 P_n を求めるとこれは次のように表すことができる。

$$P_n = -\frac{\rho}{2} \left(\frac{\partial \phi}{\partial t} + V_1 \frac{\partial \phi}{\partial s} \right) \bigg|_{z=0}^2 - \frac{\rho}{2} \int_0^\infty \left\{ \left(\frac{\partial \phi}{\partial s} \right)^2 - \left(\frac{\partial \phi}{\partial n} \right)^2 + \left(\frac{\partial \phi}{\partial z} \right)^2 \right\} dz \quad (3.2.6)$$

ここで、 z は平水面を原点として鉛直下向きにとった座標を表し、各項の上部横線は時間平均を取ることを表す。 ϕ は近傍域における速度ポテンシャルを ϕ としたとき次式で定義される速度ポテンシャル成分であり、遠方域から近傍域まで伝播してきた波とこれが船体によって反射された波の成分から構成される。

$$\phi = V_1 s + \phi \quad (3.2.7)$$

近傍域における波の円周波数 ω_1 や波数ベクトル k_1 、振幅 ζ_1 は(3.2.1)式、(3.2.3)式、(3.2.4)式、(3.2.5)式のように与えられているからこれらを用いると(3.2.6)式は次のように表される。

$$P_n = \frac{1}{2} \rho g \zeta_1^2 \sin^2 \gamma_{w1} \quad (3.2.8)$$

(3.2.8)式はある角度を持って壁面で反射される波がおよぼす定常波力について Havelock¹⁴⁾の与えた式と形式的に同じであるが、振幅と角度に近傍域流れが考慮されている点異なる。ここまでの展開は Ohkusu⁹⁾が正面向波直進中の抵抗増加推定式を求めた場合と基本的に同じと考えられる。実際、 $\gamma_v = \gamma_w$ とすれば Ohkusu⁹⁾の与えた単位水線長あたり定常波力の式と等価な式が得られる。

次に、船の操縦運動と局所遠方域との関連を考える。操縦運動中の船の座標系を Fig. 3.2.2 に示す。 x 軸は船首方向、 y 軸は右舷方向にとり、原点は船体重心にとることとする。船は前進速度 U 、斜航角 β 、旋回角速度 r で運動しているものとする。波との出会角は χ とし、定常波力の成分を X_d 、 Y_d 、 N_d で表すこととする。水線に沿った座標 $l(x_{wl}, y_{wl})$ を時計回りに定義する。 l の正方向は x 軸正方向から時計回りに θ の方向とする。 xy 座標系の成分で考えると、局所域における遠方域流れ V

と入射波を表す波数ベクトル $\mathbf{k}$ はそれぞれ次式で表される。

$$\mathbf{V} = (U \cos \beta - y_{wl} r, -U \sin \beta + x_{wl} r) \quad (3.2.9)$$

$$\mathbf{k} = (k \cos \chi, -k \sin \chi) \quad (3.2.10)$$

水線に沿った座標 l の方向 θ は次式で表される。

$$\theta = \tan^{-1} \frac{dy_{wl}/dl}{dx_{wl}/dl} \quad (3.2.11)$$

法線方向単位ベクトル $\mathbf{n}$ は θ を用いて次式で表される。

接線方向単位ベクトル $\mathbf{s}$ は局所近傍域流れ V_1 の方向であるから、これを局所遠方域流れ $\mathbf{V}$ の接線方向成分の正の方向とすると次のように定義される。

$$\mathbf{s} = (\cos \theta_s, \sin \theta_s) \quad (3.2.13)$$

$$\theta_s = \begin{cases} \theta, & \text{for } \mathbf{n} \times \mathbf{V} < 0 \\ \theta - \pi, & \text{for } \mathbf{n} \times \mathbf{V} > 0 \end{cases}$$

Fig. 3.2.1 に示した局所遠方域流れの方向 γ_V と入射波の波数ベクトルの方向 γ_w は次のように表される。

$$\gamma_V = \arg \mathbf{V} - \theta_s \quad (3.2.14)$$

$$\gamma_w = \arg \mathbf{k} - \theta_s = -\chi - \theta_s \quad (3.2.15)$$

局所近傍域流れの強さ V_1 については、二重模型周りのポテンシャル流計算による方法や Sakamoto ら¹¹⁾ が用いた水線面と同じ断面形状を持った柱体周りの流れの計算による方法などが考えられるが、ここでは Faltinsen ら⁴⁾、Ohkusu⁹⁾ に倣って簡単化して次式のように定義する。

$$V_1 = \mathbf{s} \cdot \mathbf{V} \quad (3.2.16)$$

さて、今求めようとしている定常波力 X_d と、 Y_d 、 N_d は(3.2.8)式で表される P_n を次式のように水線上で積分して得られる。

$$\begin{cases} X_d = -\oint P_n \sin \theta dl \\ Y_d = \oint P_n \cos \theta dl \\ N_d = \oint P_n (x_{wl} \cos \theta + y_{wl} \sin \theta) dl \end{cases} \quad (3.2.17)$$

正面向波直進中の場合の積分範囲については、Ohkusu⁹⁾ は船首部の入射波に面した領域としている。斜波中の場合の積分範囲については、局所的な力の推定法は異なるものの、高橋¹⁰⁾、Faltinsen ら⁴⁾、Sakamoto ら¹¹⁾ はいずれも入射波の進行方向に面している船体表面領域として定義している。しかし、斜波中直進時のみならず斜航や旋回を伴う操縦運動中を考えると、そのような定義は曖昧な点を含んでいると考えられる。物理的には波のエネルギーが相対的に船に向かってくる領域を積分範囲と定義すべきであると考えられる。実際、局所近傍域で波が船体に反射するためには近傍域における波数ベクトルの方向 γ_{w1} は、まず次の関係を満足しなくてはならない。

$$0 < \gamma_{w1} < \pi \quad (3.2.18)$$

さらに、(3.2.18)式を前提として(3.2.5)式で示す近傍域における波振幅が計算可能であるため、すなわち(3.2.5)式右辺の根号の内部が正であるためには次の関係が満足されなくてはならない。

$$V \sin \gamma_V + c_g \sin \gamma_w > 0 \quad (3.2.19)$$

ここで、 c_g は空間固定座標系から見た遠方域における入射波の群速度を表す。(3.2.19)式は遠方域において流れの中にある波のエネルギーの法線ベクトル $\mathbf{n}$ 方向成分が正、すなわち波エネルギーが局所域において相対的に船体に向かってくるという条件を要求していると解釈することができる。(3.2.19)式中の遠方域流れの強さ V には(3.2.9)式に示すように船体の操縦運動が考慮されているから、たとえ斜波中直進時であっても波の進行方向と船の位置関係だけで積分範囲を定義することはできないと考えられる。

積分範囲に関してもう一点考慮すべき点は(3.2.4)式で与えられる γ_{w1} が存在する条件である。これは次式で表される。

$$|k \cos \gamma_w| \leq \frac{(\omega - V_1 k \cos \gamma_w)^2}{g} \quad (3.2.20)$$

(3.2.20)式の右辺は(3.2.3)式より k_1 に等しいから、この条件は近傍域における波数 k_1 がある一定値よりも小さくならないことを要求していることになる。とりうる最低値となった場合、すなわち(3.2.20)式で等号が成り立つ場合は(3.2.2)式より γ_{w1} が 0 か π となる場合であって、これは近傍域流れ V_1 によって波線が船体に平行になるまで曲げられたものと解釈され、(3.2.18)式の条件を満足できない場合に相当する。この場合、波線は船体に到達することはできないため(3.2.8)式で定常波力を評価することはできず、したがって積分範囲からは除外されることとなる。ただ、この場合は(3.2.19)式の条件を満足しない場合、すなわち遠方域において波エネルギーが相対的に船体に向かってこない場合とは異なり、向かってきた波線が操縦運動に伴う船体周囲流場の影響によって曲げられたことが原因であるから、本来は船体周囲流場の運動量変化など何らかの形で船体への影響は考慮されるべきであるが、本推定法ではただ単に積分範囲から除外して考えることとする。

なお、波頂と直交する波線と波のエネルギーの進む方向は流れの中の波を考えた場合には一般に一致しないことから、(3.2.20)式の条件と(3.2.19)式の条件は異なると考えられ、したがって両者が除外する積分範囲は一致しないと考えられる。

積分範囲に関連する事項として、内藤ら⁶⁾は波線追跡法によって定常波力の推定をおこなった場合に追波状態で遠方からの波線が船体まで到達しないため計算できない出会角があることを報告している。上述の波線に関する議論はこれと類似するものと考えられるが、後述の計算結果を見る限り本推定法では内藤ら⁶⁾が示したような計算できない状況はないものと思われる。

3.2.2. 模型実験による理論の検証

(1) 波力測定装置

本装置は6自由度の波周期の運動をできるだけ拘束せずに模型の平均的な位置をある一定の範囲内に押さえながら波周波数の模型の運動と前後力、左右力、回頭モーメントの計測をおこなうことを目的としたものである。規則波中の場合、定常波

力は計測された力の平均値として得られる。計測方法については、基本的には定常波力に相当する力の大まかな部分を重りで釣り合わせ残りの部分を弱いバネで調整するという方法^{15),16)}と同じである。ただ、重りとバネからなる機構を定トルクモーターによって実現した点が異なる。このことによってこれまでの重りに相当する部分の調整を電圧信号によって連続的に調整することができるため、反射波の影響が現れるまでの限られた時間内に前後力、左右力、回頭モーメント3種類の反定常波力の調整を比較的容易におこなうことが可能になった。また、バネ定数の変更も電圧信号の調整だけでおこなうことができる。反定常波力とバネ定数の調整はつまみと外部入力端子のいずれかでおこなうことができる。今回の実験では計測者が模型の動きを見ながら電圧の調整をおこなったが、定常波力は計測される力あるいはモーメントの低周波数の成分として得られるため時間遅れのない理想的な低域通過フィルターを用いて計測した力の低周波数成分をフィードバックしてやれば自動的に調整をおこなうことも可能と考えられる。

本装置の概念図を Fig. 3.2.3 に、仕様を Table 3.2.1 に示す。6種類の動揺はポテンシオメータで、前後力、左右力、回頭モーメントは模型船との接続箇所を設置された3分力計によってそれぞれ計測する。クランプ装置は模型船が6自由度で動揺するため、模型の4点をワイヤーで斜めに引き上げる機構となっている。ワイヤーの巻き取りおよび繰り出し速度は実験状態に応じて可変である。

本装置の問題点の一つは、大きな力となる左右力と回頭モーメントを1本の支柱で支えることになったため移動部の重量が比較的大きくなったことである。上下揺れに対する移動部重量は模型船の排水量に含めることができるが、前後と左右の移動部重量は模型船の排水量が小さい場合は計測結果に影響をおよぼすことも考えられる。なお、本装置が船首揺れに対して付加的におよぼす慣性モーメントは模型船の慣性モーメントから考えて無視できる程度であると考えられる。

本装置のもう一つの問題点は定トルクモーターのコギング現象である。これは定トルクモーターのバネ機構部が変位に対して厳密な意味での線形性を有しておらず、変位と力の関係を図示した場合に本来直線になるべきところが緩やかな波を打つ線になる。これは、定トルクモーター内部での回転子1回転あたりの磁界の不連続による影響が、極めて低回転の場合に顕在化したことによると考えられる。このコギング現象について調べたところ、前後揺れ、左右揺れ、船首揺れについてそれ

それぞれ約 54.7mm、53.0mm、2.7deg の間隔で、約 4.47N(0.457kgf) 、 4.43N(0.453kgf) 、 2.08Nm(0.212kgf-m)程度の変動があることが計測された。これらの値は排水量の 0.2%未満か排水量と船長の積の 0.03%程度であり、計測される力や運動にはほとんど影響はないと考えられる。しかし、微小な外乱によって釣り合い位置が前後、左右、船首揺れの各成分について上記の 1 間隔分だけずれる可能性があることを意味する。前後揺れや左右揺れの平均的な位置が変化しても実験状態としては問題ないが、船首揺れについては波との出会角が変化するので注意する必要があると考えられる。

(2) 模型船と実験状態および解析手順

実験は回転盤つきのいわゆる $xy\phi$ 台車を備えた水槽でおこなった。実験に用いた模型船の主要目を Table 3.2.2 に示す。本模型船は VLCC 模型である。舵とプロペラは装着した状態で、プロペラは固定状態にある。実験状態は Table 3.2.3 に示すとおりである。短波長波を考えるため波長 λ は船長 L の 0.2 倍の状態とし、波振幅 ζ は停止状態では 1.5cm、前進速度のある状態では 1.1cm とした。実験状態には斜航および旋回状態に加えて比較のため停止状態も含まれている。なお、表中の χ_U は船の進行方向と入射波の進行方向のなす角度を表し、Fig. 3.2.4 に示すように、次式で定義される量である。

$$\chi_U = \chi - \beta \quad (3.2.21)$$

斜航状態において χ_U が 0deg あるいは 180deg の場合では対称性を考慮して斜航角は正の状態のみを実施した。また、旋回状態のうち、無次元旋回角速度 r' が 0.3 の場合は旋回半径が水槽の大きさに比べて大きくなりすぎるため、半周ずつ分けて計測をおこなった。旋回は右旋回とし、旋回中の斜航角は 0deg と +10deg または +18deg とした。

停止状態では計測された力あるいはモーメントの時間平均をとって定常波力データとした。斜航状態では波浪中に計測した力のデータの平均値から平水中航走時の力の平均値を差し引いて定常波力データとした。旋回状態は厳密な意味では定常状態ではないため波浪中の計測データは斜航状態のように平均することはできない。定常波力データを得る方法としては、斜航状態のように波浪中に計測された力の時系列データから平水中の力の平均値を一律に差し引く方法も考えられるが、今回は波浪中の時系列データから平水中の時系列

データを時々刻々差し引く方法を採用した。これは次のような理由による。模型船は xy 台車によって曳航されるが、旋回状態では x 台車あるいは y 台車の曳航方向が変わる点が出てくる。この点での台車の運動が十分滑らかではないため台車固有の振動が発生して力の計測データにどうしてもその影響が出てしまう。台車の運転はプログラム化されているためこの振動成分は波浪中も平水中も同じように出ていていると考えられる。したがって、時系列データとして時々刻々波浪中のデータから平水中データを差し引くことによってこの台車の振動による成分をほぼ除去したことになると考えられる。なお、差し引いた時系列データに χ_U で 20deg 分に相当するデータ幅の加重移動平均化処理をおこなって最終的な定常波力データとした。

(3) 停止状態の定常波力

斜航や旋回といった操縦運動時の定常波力を検討する前に前進速度影響のない停止状態の定常波力を比較検討することとする。Fig. 3.2.5 に停止状態の定常波力の実験結果と計算結果を示す。横軸は波との出会角 χ を表す。前進速度のない場合、前後力と左右力は定量的にもよい一致を示していることがわかる。回頭モーメントについては定性的にはほぼ一致しているものの斜め追波および斜め向波状態で定量的な差が見られる。原因としては、特に船尾部の喫水が小さくなっている部分に働く左右方向の力を過大に推定している可能性があると考えられる。

(4) 斜航状態定常波力

斜航状態の定常波力の実験結果および計算結果を Fig. 3.2.6 に示す。横軸は船の進行方向と入射波の進行方向のなす角 χ_U として斜航角毎に分けてデータを図示した。

前後力に関しては本推定法は斜め向波状態で斜航角の違いを大きく表現しておりこの点で実験結果を定性的にはよく表現しているものと考えられる。しかし、それでも斜め向波状態などで抵抗増加量として過小評価する結果となっている。

左右力に関しては実験結果は明確に斜航角の影響を示しており、向波状態から横波状態にかけてその影響が大きく出ていることがわかる。逆に斜め追波状態から追波状態では斜航角の影響は小さいことがわかる。推定計算結果はこのような傾向を定性的にはよくとらえたものとなっている。定量的には全般的に絶対値としては実験結果を少し下回る値を示している。

回頭モーメントに関しては、左右力よりも実験結果を表す点はばらついているものの、やはり実

験結果には斜航角の影響が大きく表れていることが伺える。定量的な評価は実験点が左右力に比べてばらついているため難しいが、向波から斜め向波状態では本推定法は実験結果に近い値を示している。

(5) 旋回状態の定常波力

Fig. 3.2.7 と Fig. 3.2.8 にそれぞれ無次元旋回角速度 r' が 0.3 と 0.6 の場合の図を示す。横軸は船の進行方向と入射波の進行方向のなす角度 χ_U であるが、実験結果は実質的に時系列データと見なしでよい。推定計算結果は時々刻々の状態を定常状態として計算した結果である。前章で述べたように、無次元旋回角速度が 0.3 の場合を示す Fig. 3.2.7 ではデータは2つの計測をつなぎ合わせており χ_U が 270deg 付近にデータの境目がある。

無次元旋回角速度が 0.3 の場合をまず比較すると、前後力、左右力、回頭モーメントいずれについても、推定計算結果は追波中では斜航角の影響が比較的小さく向波に近い状態ほどその影響が大きくなるという前節の斜航状態で示したと同様の傾向を旋回中も示しており、実験結果もほぼこれに一致する定性的傾向を示しているように見える。定量的には前後力と左右力において χ_U が 270deg のデータの境目付近に大きな差が見られる。しかし、たとえば左右力のこの実験結果は Fig. 3.2.8 に示す無次元旋回角速度が 0.6 の場合の同じ χ_U 付近の値よりも大きな値を示していることから、この付近で模型船が造波装置に近くなりすぎて反射波の影響を受けている等データの信頼性が低下していることも考えられる。また、停止状態あるいは斜航状態で計算結果と実験結果に比較差が見られた回頭モーメントについても実験データのゆらぎの程度を考慮すれば、複雑な操縦運動状態にあるにもかかわらず本推定法は前後力、左右力、回頭モーメントにおいておおむねよい推定値を与えていると思われる。

無次元旋回角速度が 0.6 の場合は 0.3 の場合よりも運動が強いため、実験データは雑音成分が多くなっている。しかし、この無次元旋回角速度が 0.6 の場合でも旋回中の斜航角の影響が向波から横波にかけて大きくなるという傾向は無次元旋回角速度 0.3 の場合と同様に実験結果および計算結果に表れていると見ることができる。無次元旋回角速度が 0.3 の時に斜航角が 10deg なのに対し、0.6 では 18deg のため斜航角の有無の差は計算結果では無次元旋回角速度 0.6 の場合の方が大きい。実験結果では比較的データが安定している左右力にこの計算結果と一致する傾向が見られる。定量的には前後力においては χ_U が 300deg 付近で実験

結果と計算結果に差が見られるが、これも造波装置からの反射波の影響かどうかは現時点では不明である。左右力では無次元旋回角速度が 0.3 の場合にも若干見られた χ_U が 100deg 付近から 200deg 付近にかけての差が無次元旋回角速度が 0.6 の場合にやや大きくなるようである。このことは斜航状態で左右力の計算結果がやや過小に推定されていたことに対応すると考えられる。回頭モーメントの斜航角が正の場合の実験データには χ_U が 150deg 付近で信頼性に疑問のある挙動が見られ、その部分で定量的な差が大きい。しかし、これら以外の部分では、本推定法はほぼ妥当な推定値を与えている。

今回の実験では無次元旋回角速度が 0.3 と 0.6 の場合を実施し、Fig. 3.2.7 と Fig. 3.2.8 に示すように一定の傾向をつかめる実験データが得られた。しかし、前後力と左右力、回頭モーメントを含めて旋回角速度の大きさの違いが定常波力にどのように表れているかを Fig. 3.2.7 と Fig. 3.2.8 に示す実験データの比較から把握することは計測精度の問題から困難と思われる。実験的に明確に旋回角速度の大きさの影響を把握するためには計測精度の向上と、より大きな旋回角速度での計測が必要と考えられる。

3.2.3. 定常波力に対する船型影響

(1) 計算対象船型

短波長波の定常力を検討するにあたって計算の対象とした船型は VLCC 船型とコンテナ船型である。前者は定常波力に関する模型実験をおこなった船型である。

対象船型の主要寸法を Table 3.2.4 に示す。方形係数 C_b はもちろん大きな差があるが、水線面積係数 C_w にも差があることがわかる。

3.2.1 で述べた推定法においては、短波長波の定常力に対する船型影響は水線面形状影響として表れる。Fig. 3.2.9 に VLCC とコンテナ船の水線面形状を示す。抵抗増加に関連して指摘される船首部の形状の差に加え、これに続く船体平行部の長さの違いも大きいことがわかる。

波浪中を航行する船の座標系は Fig. 3.2.2 に示すとおりとする。

(2) 定常波力の分布と積分範囲

短波長波中を操縦運動する船の周囲の流場が 3.2.1 で述べた推定法でどのように表現されるかを明らかにするために、VLCC とコンテナ船に対する計算結果を検討する。計算状態は、フルード数 F_n が 0.1、波長船長比 λ/L が 0.2 の状態とし、横軸に Square station をとって流場を表す変数

の船長方向分布を比較することとする。

計算結果のうち定常波力の積分範囲は、3.2.1で述べた推定法では、(3.2.19)式と(3.2.20)式とで定義されることとなる。これらのうち、(3.2.19)式は次式で書き換えることができる。

$$0 < \gamma_e < \pi \quad (3.2.21)$$

ここで、 γ_e 船に対する波エネルギーの進行方向を表し、船体表面の接線ベクトル s の方向を基準に時計回りを正として定義するものとする、次式で与えられる量である。

$$\gamma_e = \arg \left(\mathbf{V} + \frac{c_g}{k} \mathbf{k} \right) \quad (3.2.22)$$

積分範囲の定義である (3.2.19)式と(3.2.20)式は(3.2.21)式および(3.2.18)式と等価である。

一方、従来の短波長波中抵抗増加の考え方における積分範囲の定義は前進速度を含む船体の平面運動を考慮しておらず、次式で定義されることとなる。

$$0 < \gamma_w < \pi \quad (3.2.23)$$

以下では、これらの変数によっても船体周りの流場を表現することとする。

(2 - 1) 斜め向波中の斜航状態

波の進行方向と船速方向のなす角度 χ_U が 120deg で無次元旋回角速度 $r' (=rL/U)$ が 0.0、斜航角 β が +18deg と 0deg、-18deg の場合についての計算結果を、VLCC については Fig. 3.2.10 に、コンテナ船については Fig. 3.2.11 に示す。横軸に右舷側の Square Station をとって波上側の流場を表す変数の分布を示している。上から短波長波による単位水線長あたり定常波力 P_n の分布、積分範囲 (印のある領域が積分範囲を表す)、波エネルギーの進行方向 γ_e 、近傍域波振幅比 ζ_1/ζ 、近傍域波数比 k_1/k 、近傍域波数ベクトルの向き γ_{w1} 、遠方域波数ベクトルの向き γ_w をそれぞれ表す。

単位水線長あたり定常波力 P_n の分布については両船型とも船首に向かって次第に大きな値を示す分布形状となっているが、その傾向は長い平行部を持つ VLCC と平行部のほとんどないコンテナ船では大きく異なることがわかる。特に VLCC の船首部における立ち上がりが急である。両船型と

も斜航角 β が +18deg、0deg、-18deg の順に単位水線長あたり定常波力 P_n が大きくなる傾向を示しており、近傍域と遠方域の波数比 k_1/k も単位水線長あたり定常波力 P_n の分布と類似の傾向を示している。右舷側から波を受けるこの状態では、この斜航角の順に波向き方向の投影長さが長くなり、右舷側の船側に沿っての流れの強さ V_1 もこの順に小さくなっている。

VLCC の積分範囲については、Fig. 3.2.10 の最下図から、従来の(3.2.23)式の定義では3種類の斜航角についていずれも右舷側のすべての領域が積分範囲となるはずであるが、3.2.1で述べた推定法によれば斜航角 β が 0deg の場合は船尾から S.S.1 程度まで、斜航角 β が +18deg の場合は船尾から S.S.2 程度までが積分範囲から除かれることとなることが Fig. 3.2.10 の上から2番目の図からわかる。その理由は、これらの領域の大部分が(3.2.21)式と(3.2.18)式を両方とも満足できないためであることが γ_e と γ_{w1} の分布からわかる。これらの領域では波が船体にまで到達できないため、近傍域の波振幅 ζ_1 が計算不能となる。

一方、コンテナ船の積分範囲については、ここでも従来の(3.2.23)式の定義では3種類の斜航角についていずれも右舷側のすべての領域が積分範囲となるのに対し、3.2.1で述べた推定法によれば斜航角 β が +18deg の場合にのみ船尾から S.S.3 程度までが積分範囲から除かれることとなり、VLCC との差が見られる。そして、この領域のうち、船尾から S.S.2 付近までは(3.2.18)式と(3.2.21)式を両方とも満足できない領域であるのに対し、S.S.2 付近から S.S.3 付近までは(3.2.21)式は満足するが(3.2.18)式は満足しない領域であることがわかる。この領域は、波エネルギーは遠方域から船体に向かってくるが、船体近傍域流れによる屈折のため波線が船体表面に届かない領域に対応する。このような領域については、VLCC についても Fig. 3.2.10 の積分範囲の境界付近を細かく調べるとわずかながら存在すると見られるが、船型の異なるコンテナ船ではこのような領域が広がったものと考えられる。

上記の積分範囲の境界は近傍域に波が存在するかしないかの境界に当たり、この部分で近傍域波振幅比 ζ_1/ζ が発散するような傾向が見られるが、短波長波による単位水線長あたり定常波力 P_n の分布は滑らかに 0 に収束しており、不自然な挙動は示していない。

(2 - 2) 斜め追波中の斜航状態

波の進行方向と船速方向のなす角度 χ_U が 30deg で斜航角 β は 0deg、無次元旋回角速度 r' が

+0.8、0.0、-0.8の場合についての計算結果を、VLCCについてはFig. 3.2.12に、コンテナ船についてはFig. 3.2.13に示す。ここでも横軸には右舷側のSquare Stationをとって波上側の流場を表す変数の分布を示している。

追波状態のため全般的に短波長波による単位水線長あたり定常波力 P_n は小さな値を示しているが、概略両船型とも旋回角速度が正の場合は船首側で、負の場合は船尾側で大きな値を示すことがわかる。ただ、コンテナ船では旋回角速度が正の場合、船首に近づくほど単位水線長あたり定常波力 P_n が大きくなっているのに対し、VLCCではS.S.9付近までは単位水線長あたり定常波力 P_n が大きくなるもののさらに船首側では小さくなるという船型影響が見られる。

積分範囲を見ると、船尾付近においてVLCC、コンテナ船共に無次元旋回角速度 r' が+0.8の場合に積分範囲とはならない領域が見られる。この領域は従来の定義では積分範囲である。この積分範囲とならない領域のうちでも船尾付近は(3.2.21)式と(3.2.18)式を両方とも満足できない領域であるのに対し、船尾から少し離れた領域は(3.2.21)式は満足するものの(3.2.18)式は満足しない領域となっている。

一方、船首部を見ると、VLCCのすべての旋回角速度の状態およびコンテナ船の無次元旋回角速度 r' が-0.8の状態において、(3.2.21)式は満足するが(3.2.18)式を満足しないことで積分範囲から除かれていることがわかる。この船首部の領域に関しては、コンテナ船の船首部については従来の定義では積分範囲に含まれるのに対し、VLCCでは従来の定義でも積分範囲から除外されることになる点に船型の影響が見られる。このように、3.2.1で述べた推定法による積分範囲の境界と従来のそれとがほぼ一致する領域もあることがわかる。

この旋回状態についても、積分範囲の境界付近で近傍域波振幅比 ζ_1/ζ に発散傾向が見られる部分があるが、短波長波による単位水線長あたり定常波力 P_n の分布は滑らかな傾向を示している

(3) 規則波中の定常波力

短波長規則波による定常力 X_d 、 Y_d 、 N_d の特性がVLCCとコンテナ船でどのように異なるかを、前章で取り上げたフルード数 F_n が0.1、波長船長比 λ/L が0.2の状態と比較する。同時に、斜航角と旋回角速度の影響も比較検討する。斜航角 β は+18deg、0deg、-18deg、無次元旋回角速度 r' は+0.8、0.0、-0.8で、これも前章で流場を表す変数の船長方向分布を検討した計算状態に対応する状態であ

る。なお、以下で述べるのは波の進行方向と船速方向のなす角度 χ_U が0degから180degの範囲の計算結果をもとにしたものであるため、 χ_U が0degから-180degの範囲では対称性を考慮して判断する必要がある。

(3-1) 斜航状態

無次元旋回角速度 r' が0.0で斜航角 β を+18deg、0deg、-18degと変化した状態における短波長波による定常力3成分を、横軸に波の進行方向と船速方向のなす角度 χ_U をとってFig. 3.2.14に示す。太線がVLCC、細線がコンテナ船に対応する計算結果を表す。

前後力成分について、斜航角 β が0degの場合に向波状態で大きな船型影響が見られるのは、従来から指摘されている船首部形状の影響であると考えられる。斜航角の影響は、 χ_U によって前後力成分を増加させたり減少させたりと変化する様子が見られる。特に、斜航角が負の場合の斜め向波中で、抵抗増加成分を大きくするように斜航角が影響していることは波浪中推進性能を考える上でも重要であると考えられる。一方、追波状態では斜航角の影響は見られない。 χ_U に依存する斜航角の影響は定性的には概略VLCCとコンテナ船で同じ傾向を示しており、斜航角のある状態でも船型影響は基本的な差として残っているように見られる。

左右力成分については、まず、船型の影響が斜航角の有無に関わらずほとんど見られないことが特徴的である。斜航角は斜め追波から向波状態にかけて大きな影響をおよぼしているが、VLCCとコンテナ船でほとんど同じ程度の定量的影響をおよぼしている。追波中では前後力成分と同じように斜航角は影響をおよぼさない。

回頭モーメント成分については、斜航角0degの場合で見ると、斜め追波から斜め向波状態にかけて船型影響が見られる。追波および向波に近づくほど船型影響は見られなくなる。斜航角の影響は、正の斜航角の場合に船型影響を打ち消す方向に働き、Fig. 3.2.14に示した例では、斜航角 β が0degの場合に見られた船型による差が斜航角 β が+18degの場合にはかなり小さくなる結果となっている。逆に斜航角が負になると船型影響を増大させる方向に斜航角の影響が働く結果となっており、船型によって値に差の出る χ_U の範囲も広がる傾向を見せている。

(3-2) 旋回状態

斜航角 β が0degで無次元旋回角速度 r' を+0.8、0.0、-0.8と変化した状態における短波長波による定

常力 3 成分を Fig. 3.2.15 に示す。無次元旋回角速度 r' が 0.0 の場合の実線は Fig. 3.2.14 における斜航角 β が 0deg を表す実線と同じ値である。

前後力成分における旋回角速度の影響は、追波と向波のごく限られた領域を除いて、船型の違いによらず正の旋回角速度は前後力成分を減少させ、負の旋回角速度は前後力成分を増加させる傾向のあることがわかる。定量的な旋回角速度の船型影響については、斜め向波中で VLCC の方がコンテナ船よりも影響がやや大きく出る傾向にある。追波状態と向波状態では旋回角速度の影響は船型によらず小さい。

左右力成分については、もともと船型影響がほとんど見られない上に、旋回角速度の影響も斜航角の影響に比べれば小さい。それでも細かく見ると、旋回角速度の影響は旋回角速度が正の場合と負の場合とで異なっており、旋回角速度が正の場合の影響が比較的大きい。そして、VLCC よりもコンテナ船の方がその影響の程度が大きく、かつ、影響の出る χ_U の範囲も広くなる傾向が見られる。

回頭モーメント成分に関しては、正の旋回角速度は回頭モーメントを減少させ、負のそれは増加させる影響が見られる。この影響は、おもに横波に近い状態で大きく出る傾向がある。無次元旋回角速度 r' が 0.0 の場合に見られる回頭モーメントの船型による差は、旋回角速度が正の場合により大きくなり、負の場合に小さくなる傾向が見られる。追波状態では船型影響も旋回角速度の影響も小さい。

(4) 不規則波中の定常波力

不規則波中の計算にあたって、不規則波のスペクトルは次式で表される ISSC 型のスペクトルを用いることとする。

$$S_{(w)} = \frac{173H_V^2}{TV^4\omega^5} \exp\left(\frac{-691}{TV^4\omega^4}\right) \quad (3.2.24)$$

ここで、 T_V は目視観測波周期、 H_V は目視観測波高、 ω は円周波数を表す。

短波頂不規則波における方向分布関数 $G_{(\mu)}$ は、波の主方向を $\mu=0$ として、次式で定義される $\cos^2$ 分布の形状とした。

$$G_{(\mu)} = \frac{2}{\pi} \cos^2 \mu, \quad \left(-\frac{\pi}{2} \leq \mu \leq \frac{\pi}{2}\right) \quad (3.2.25)$$

不規則波中の定常波力 3 成分を $X_{d[ir]}$ 、 $Y_{d[ir]}$ 、 $N_{d[ir]}$

で表し、不規則波の代表波振幅を ζ_{ir} と表す。 ζ_{ir} の定義については後に示す。規則波振幅を ζ で表し、 $1/2 \rho \zeta^2 L$ または $1/2 \rho \zeta^2 L^2$ で無次元化した規則波中の無次元定常波力 3 成分を X'_d 、 Y'_d 、 N'_d と表す。短波頂不規則波中の定常波力 3 成分 $X_{d[ir]}$ 、 $Y_{d[ir]}$ 、 $N_{d[ir]}$ は、次式によって計算した。

$$\begin{cases} \frac{X_{d[ir]}}{1/2 \rho g \zeta_{ir}^2 L} = \frac{1}{m_0} \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \int_0^\infty X'_{d(\omega, \mu)} S_{(\omega)} G_{(\mu)} d\omega d\mu \\ \frac{Y_{d[ir]}}{1/2 \rho g \zeta_{ir}^2 L} = \frac{1}{m_0} \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \int_0^\infty Y'_{d(\omega, \mu)} S_{(\omega)} G_{(\mu)} d\omega d\mu \\ \frac{N_{d[ir]}}{1/2 \rho g \zeta_{ir}^2 L^2} = \frac{1}{m_0} \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \int_0^\infty N'_{d(\omega, \mu)} S_{(\omega)} G_{(\mu)} d\omega d\mu \end{cases} \quad (3.2.26)$$

ここで、 m_0 は一般的に次式で定義される不規則波スペクトルの n 次モーメントのうちの 0 次モーメントを表す。 m_0 は波の分散に等しい。

$$m_{n(n=0,1,2)} = \int_0^\infty S_{(\omega)} \omega^n d\omega \quad (3.2.27)$$

長波頂不規則波中の定常波力 3 成分の計算に際しては、(3.2.26) 式中の方向分布関数 $G_{(\mu)}$ を $2/\pi$ に置き換えて計算をおこなった。

さて、平山ら¹⁷⁾は規則波の波高と不規則波の平均波高を対応づけているが、上記の計算手順では、不規則波中における短波長波定常力を無次元化するにあたって狭帯域スペクトルを仮定したとき、不規則波の代表波振幅 ζ_{ir} は波高の二乗平均平方 H_{rms} の $1/2$ と対応づけられることになる。すなわち、不規則波中の目視観測波高 H_V が $1/3$ 有義波高に相当するとした場合、(3.2.26) 式中の不規則波の代表波振幅 ζ_{ir} は次の関係式から与えられる。

$$\zeta_{ir} = \frac{1}{2} H_{rms} = \frac{\sqrt{2}}{4} H_{1/3} = \frac{\sqrt{2}}{4} H_V \quad (3.2.28)$$

波周期に関しては、 T_{reg} で表す規則波の周期と不規則波のゼロクロス周期とを対応づけることとする。このとき、次の関係式によって目視観測波周期 T_V と規則波周期 T_{reg} が対応づけられる。

$$T_V = 2\pi \frac{m_0}{m_1} = 1.086 \times 2\pi \sqrt{\frac{m_0}{m_2}} = 1.086 T_{reg} \quad (3.2.29)$$

ここで、 m_1 と m_2 は(3.2.27)式で定義される不規則波スペクトルの1次と2次のモーメントをそれぞれ表す。

上記の手順を用いて、VLCC とコンテナ船に対する長波頂不規則波中および短波頂不規則波中の定常波力計算をおこなった。フルード数 F_n は 0.1、斜航角 β は +18deg、旋回角速度 r' は +0.8 とした。不規則波の目視観測波周期 T_V は規則波の波長船長比 λ/L で 0.2 に相当する値とした。具体的には(3.2.29)式の関係によって次の値とした。

$$T_V = \begin{cases} 6.960 \text{ sec} & (\text{VLCC}) \\ 5.147 \text{ sec} & (\text{Container ship}) \end{cases} \quad (3.2.30)$$

計算結果を Fig. 3.2.16 に示す。比較のため、Fig. 3.2.16 には波長船長比 λ/L が 0.2 の規則波を対象とした計算結果も示している。横軸の χ_U は -180deg から +180deg の範囲とした。斜航角 β が 15deg で旋回角速度 r' が +0.8 の状態は右旋回に対応した状態であり、準定常の仮定の範囲内で、Fig. 3.2.16 は定常波力の時系列と見なすことができる。主として、 χ_U が負の場合は左舷側から波を受ける状態、正の場合は右舷側から波を受ける状態に対応する。

前後力成分の規則波の結果について見ると、追波から横波状態にかけての左舷側から波を受ける状態と斜め追波から向波にかけての右舷側から波を受ける状態で船型による差が大きいことがわかる。VLCC では、同じ横波状態でも右舷側から波を受ける状態と左舷側から波を受ける状態では大きく差が表れている。このような非対称性はコンテナ船よりも VLCC の方が大きく表れる傾向にある。不規則波による影響は、長波頂不規則波についてはコンテナ船、VLCC 共に定常波力の極値付近で極値がわずかに小さくなる傾向を示している。他はほぼ規則波と同じ傾向を示しており、不規則波における波周期と波振幅に関する(3.2.29)式と(3.2.28)式の関係が妥当なものであることを示していると考えられる。短波長不規則波については波の方向に関して重み付き平滑化に相当する計算をしていることになるため、定常波力の極値が長波頂不規則波の場合よりもさらに小さくなる傾向となる。しかし、この場合でも規則波の結果に見られた基本的な傾向は VLCC とコンテナ船でほぼ同じとなっている。

左右力成分については、Fig. 3.2.14 と Fig. 3.2.15 で示したように斜航および旋回中いずれにおいても船型影響が見られなかったが、Fig. 3.2.16 に示

した斜航角付き旋回状態においても VLCC とコンテナ船の違いはほとんど見られない。ただ、両船型とも、前後力成分と同様に、右舷側から波を受ける状態と左舷側から波を受ける状態で大きな非対称性を示している。前章の計算結果から考えて、この非対称性は大部分が斜航角の影響によるものであると考えられる。不規則波の影響は、前後力成分と同じく、長波頂の場合、短波頂の場合の順に極値が小さくなる影響として表れている。規則波との差についても船型による大きな違いは見られない。

回頭モーメント成分の規則波中の結果を見ると、斜め向波から斜め追波までの左舷側から波を受ける状態と、斜め追波から横波にかけての右舷側から波を受ける状態で船型による影響が見られる。回頭モーメント成分は向波中の一部を除いてほぼ一貫して定常波力成分は旋回抵抗の側に働いているが、左舷側から波を受ける状態では VLCC の方が旋回抵抗が大きく、右舷側から波を受ける状態ではコンテナ船の方が旋回抵抗が大きいという船型による傾向の違いが見られる。不規則波の影響は基本的には前後力成分や左右力成分と同じであるが、短波頂不規則波中では右舷側から波を受ける状態での船型による差がかなり小さくなる。

以上述べてきた Fig. 3.2.16 の傾向は、あくまで斜航角と旋回角速度を一定に保った状態における計算結果に関するものであって、実際の旋回状態では定常波力によって斜航角や旋回角速度が変化を受け、さらにこれに伴って定常波力も変化することに注意する必要がある。

3.2.4. 結言

操縦運動中の船に働く定常波力を短波長波の船体による反射の観点から理論的に計算する方法を示した。実験的な定常波力の特性の把握については、波との出会周期の動揺を拘束せずに定常波力を計測するための波力測定装置を開発して、これまでに計測例のない斜航と旋回を含む操縦運動時に働く定常波力の計測をおこなった。定常波力の理論値と実験値の比較検討によって、おおむね本研究で導いた理論が妥当であることが確認された。さらに、本理論計算法を用いて、定常波力の水線上分布や積分範囲等が肥大船瘦型船でどのように異なるかを明らかにした。また、規則波中と不規則波中の定常波力の傾向についても船型影響を明らかにした。

本計算法は操縦運動のシミュレーションプログラムに容易に組み扱うことが可能と考えられ、波浪中の操縦運動特性の解明に有

力な解析手法となりうると考えられる。

3.2. の参考文献

- (1) 野中晃二：波浪中の操船運動について，西部造船会会報，第 80 号，(1990)，pp. 73-86.
- (2) 二村 正，原口富博，野中晃二，吉野良枝：波浪中での旋回及び直進試験(その 2)，船舶技術研究所研究発表会講演集，第 58 回，(1991)，pp. 1-6.
- (3) 藤井 斉，高橋 雄：肥大船の波浪中抵抗増加推定法に関する実験的研究，日本造船学会論文集，第 137 号，(1975)，pp. 132-137.
- (4) Faltinsen O. M., Minsaas K. J., Liapis, N., Skjoldal S. O.: Prediction of Resistance and Propulsion of a Ship in a Seaway, Proceedings of Thirteenth Symposium on Naval Hydrodynamics, (1980), pp. 505-529.
- (5) 内藤 林，中村彰一，西口 映：肥えた船首をもつ船の短波長波における抵抗増加に関する研究，関西造船協会誌，第 197 号，(1985)，pp. 39-45.
- (6) 内藤 林，溝口純敏，香川和彦：斜波中を航走する船体に働く波浪定常力，関西造船協会誌，第 213 号，(1990)，pp. 45-50.
- (7) 和田洋二郎：斜波中航走時の船速低下に関する一考察，西部造船会会報，第 81 号，(1990)，pp. 113-128.
- (8) 平山次清，金 世殷：肥大船の操縦性能におよぼす短波長方向スペクトル波の影響の一考察，日本造船学会論文集，第 176 号，(1994)，pp. 129-136.
- (9) Ohkusu M.: Added Resistance of Blunt Bow Ships in Very Short Waves, Journal of The Kansai Society of Naval Architects, Japan, No. 202, (1986), pp. 39-42.
- (10) 高橋 雄：波浪中抵抗増加の実用的推定法とその船型計画への応用，西部造船会会報，第 75 号，(1987)，pp. 75-95.
- (11) Sakamoto T., Baba E.: Minimization of Resistance of Slowly Moving Full Hull Forms in Short Waves, Proceedings of Sixteenth Symposium on Naval Hydrodynamics, (1986), pp. 598-613.
- (12) Kalske S.: Unsteady Bow Wave Field and Added Resistance of Ships in Short Waves, Thirteenth International Workshop on Water Waves and Floating Bodies, (1998), pp. 59-62.
- (13) Mei, C. C.: The Applied Dynamics of Ocean Surface Waves, World Scientific, (1992), pp. 59-108.
- (14) Havelock, T. H.: The Pressure of Water Waves upon a Fixed Obstacle, Proceedings of Royal Society of London, Series A, No. 963, Vol. 175, (1940), pp. 409-420.
- (15) 原口富博，二村 正：曳船およびバージの波漂流力計測，船舶技術研究所報告，第 31 巻，第 3 号，1994，pp. 19-39.
- (16) 朝長義英，畠中勝則：浮遊式海洋構造物に作用する波漂流力の計測，西部造船会会報，第 59 号，1980，pp. 33-42.
- (17) 平山次清，金 世殷：肥大船の操縦性能におよぼす短波長方向スペクトル波の影響の一考察，日本造船学会論文集，第 176 号，1994，pp. 129-136.

3.3. 外乱下の操縦運動シミュレーション

3.1 で風の力を、3.2 で波の力の推定法について述べた。ここでは、これらの外乱による力を考慮した操縦運動の計算法について述べる。

3.3.1. 平水中操縦運動シミュレーション プログラムへの外乱力の組み込み方

外乱下の操縦運動シミュレーションの基本となるのは次式で表される外乱下を想定した操縦運動方程式である。

$$\begin{cases} (m+m_x)(\dot{U}\cos\beta-U\dot{\beta}\sin\beta)-(m+m_y)(-U\sin\beta)r \\ = X_{HPR} + X_{WIND} + X_{WAVE} \\ (m+m_y)(-\dot{U}\sin\beta-U\dot{\beta}\cos\beta)+(m+m_x)(U\cos\beta)r \\ = Y_{HPR} + Y_{WIND} + Y_{WAVE} \\ (I_z + J_z)\dot{r} = N_{HPR} + N_{WIND} + N_{WAVE} \end{cases} \quad (3.3.1)$$

ここで、 m と I_z は船の質量と慣性モーメントを表し、 m_x と m_y 、 J_z はそれぞれ前後方向と左右方向の付加質量、付加慣性モーメントを表す。 L は船長、 U は船速、 β は斜航角、 r は旋回角速度を表す。記号上の $\dot{}$ は時間微分を表す。

左辺の X 、 Y 、 N は船に働く前後力、左右力、回頭モーメントを表す。これらの添字の HPR は外乱力がない場合の主船体とプロペラ、舵に働く流体

力を表す。WIND は風による力とモーメントを表す。WAVE は波による力とモーメントを表す。

上記のように(3.3.1)式は基本的に平水中の運動方程式に WIND の項と WAVE の項が加わった形式となっている。時間シミュレーションの方法についても、時々刻々の HPR 項を計算するのと同様に、時々刻々の WIND 項および WAVE 項を計算しながら時間積分をおこなっていけばよい。具体的な WIND 項と WAVE 項との計算手順を以下に述べる

(1) 風の力の組み込み方

相対風向 ψ_{Ar} と相対風速 U_{Ar} が与えられれば、3.1で述べた風圧力推定法によって風による前後力と左右力、回頭モーメントが計算される。すなわち、WIND 項は以下のように表される。

$$\begin{cases} X_{WIND} = X_{WIND}(\psi_{Ar}, U_{Ar}) \\ Y_{WIND} = Y_{WIND}(\psi_{Ar}, U_{Ar}) \\ N_{WIND} = N_{WIND}(\psi_{Ar}, U_{Ar}) \end{cases} \quad (3.3.2)$$

風の状況は対地風向 ψ_A と対地風速 U_A で与えられる。操縦運動計算プログラムでは船速 U と斜航角 β 、旋回角速度 r が時間刻みごとに計算され、これらと初期状態から対地船首方位 ψ および対地船速方向 ψ_U も時々刻々計算される。対地風向 ψ_A と対地風速 U_A 、船速 U 、対地船首方位 ψ 、対地船速方向 ψ_U から時々刻々の相対風向 ψ_{Ar} と相対風速 U_{Ar} が計算される。すなわち、相対風向 ψ_{Ar} と相対風速 U_{Ar} は次式で表される。

$$\begin{cases} \psi_{Ar} = \psi_{Ar}(U_A, \psi_A, U, \psi_U, \psi) \\ \quad = \psi_{Ar}(U_A, \psi_A, U, \psi - \beta, \psi) \\ U_{Ar} = U_{Ar}(U_A, \psi_A, U, \psi_U, \psi) \\ \quad = U_{Ar}(U_A, \psi_A, U, \psi - \beta, \psi) \end{cases} \quad (3.3.3)$$

(3.3.3)式からわかるように、操縦運動を表す船速 U と斜航角 β 、旋回角速度 r のうち風の力に考慮されるのは船速 U と斜航角 β で、旋回角速度 r は直接には考慮されない。

風の力を考慮する際に注意すべき点は、対地風速が0でも、船が運動することによって相対風速が発生し、したがって風の力も発生するということである。すなわち、(3.3.1)式に置いて WIND 項を無視することと WIND 項の計算において対地風速を0と設定することとは異なるということである。(3.3.1)式に置いて WIND 項を無視することは、いわば真空中を船が操縦運動する状態に対応する。

(2) 波の力の組み込み方

相対波向き χ と波周期(不規則波の場合は目視観測波周期) T 、波高(不規則波の場合は目視観測波高) H_W 、船速 U 、斜航角 β 、旋回角速度 r から3.2で述べた波の力の推定法によって波による前後力と左右力、回頭モーメントが計算される。すなわち、(3.3.1)式中の WAVE 項は次式で表される。

$$\begin{cases} X_{WAVE} = X_{WAVE}(\chi, T, H_W, U, \beta, r) \\ Y_{WAVE} = Y_{WAVE}(\chi, T, H_W, U, \beta, r) \\ N_{WAVE} = N_{WAVE}(\chi, T, H_W, U, \beta, r) \end{cases} \quad (3.3.4)$$

(3.3.4)式中の波周期 T と波高 H_W は船の操縦運動とは独立して与えられる量であるが、相対波向きは、対地波向き(短波頂不規則波の場合は波の主方向) ψ_w と船首方位 ψ から計算される。すなわち、(3.3.4)式は次式で書き換えられる。

$$\begin{cases} X_{WAVE} = X_{WAVE}(\psi_w, T, H_W, U, \beta, r) \\ Y_{WAVE} = Y_{WAVE}(\psi_w, T, H_W, U, \beta, r) \\ N_{WAVE} = N_{WAVE}(\psi_w, T, H_W, U, \beta, r) \end{cases} \quad (3.3.5)$$

(3.3.4)式あるいは(3.3.5)式からわかるように、波の力に関しては操縦運動を表す船速 U と斜航角 β 、旋回角速度 r のすべてが考慮される。

以上の手順で計算した WAVE 項を(3.3.1)式右辺に代入して時々刻々の時間シミュレーションをおこなえばよい。

3.3.2. 外乱下操縦運動の計算例

外乱下の操縦運動シミュレーション計算例を示す。長さ4m(実船長さ200m)の貨物船模型を対象に35度旋回と10度Z操舵および20度Z操舵について風波中の計算をおこなった。

風に関しては、風速1.5m/s(実船換算10.6m/s)で、風向は直進時船首右30度の方向とした。波に関しては、波周期1.6秒(波長船長比0.998)、波高0.04m(実船換算2.0m)の規則波が直進時右90度の方向から向かってくる状態を対象とした。船の初速は0.941m/s(実船換算12.9kt)である。

Fig. 3.3.1に35度旋回の例を示す。航跡図において船はX/L軸負の方向から正の方向へ直進し、座標原点で操舵を開始する。外乱との出会角の変化に伴い、斜航角 β や旋回角速度 r が変化しながらほぼ風の方向に流されていることがわかる。

Fig. 3.3.2に10度Z操舵、Fig. 3.3.3に20度Z操舵の例を示す。外乱との出会角がFig. 3.3.1の旋回の場合と異なり、大きくは変化しないため斜航

角 β 等の変動には外乱の影響は顕著には表れていない。流される方向はこの例ではやや風上方向となる結果となっている。

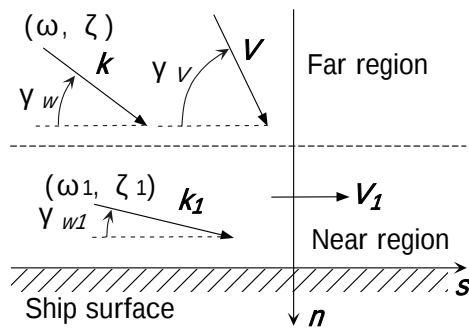


Fig. 3.2.1 Local coordinate system.

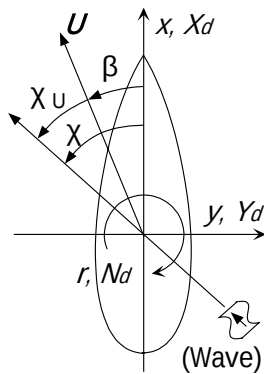


Fig. 3.2.2 Coordinate system describing ship motion and wave forces.

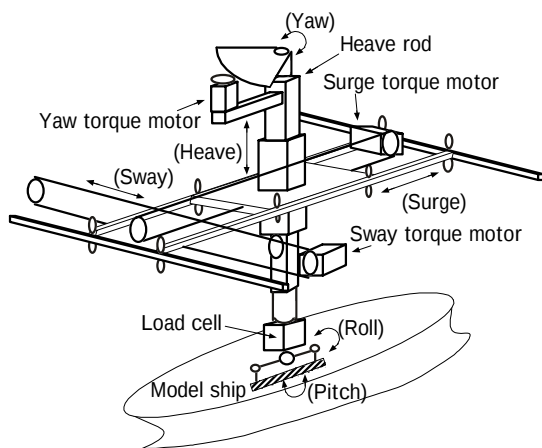


Fig. 3.2.3 Measuring system for steady wave forces and moment.

Table 3.2.1 Specifications of measuring

Motion / Force	Range of motion	Range of forces	Range of spring constant	Mass of moving carriage
Surge	± 200mm	± 29.4N (3kgf)	Min: under 0.0294N/mm (0.003kgf/mm), Max: over 4.9N/mm (0.5kgf/mm)	8.9kg
Sway	± 200mm	± 68.6N (7kgf)		18.4kg
Yaw	± 30deg (additional ± 20deg for anti-st-s. wave moment)	± 39.2Nm (4kgf-m)	Min: under 0.0294Nm/deg (0.003kgf-m/deg), Max: over 4.9Nm/deg (0.5kgf-m/deg)	
Heave	± 150mm			12.8kg
Roll	± 30deg			
Pitch	± 20deg			

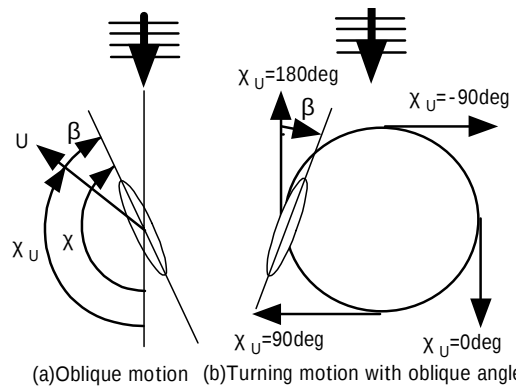
Fig. 3.2.4 Definition of χ_u in oblique and turning motion.

Table 3.2.2 Principal dimensions of a VLCC model ship

Length (L)	2.970(m)
Breadth	0.5383(m)
Draft	0.1791(m)
Displaced volume	0.23215(m ³)
Transverse metacenter height	0.060(m)
Yaw gyration radius	0.240 × L
Center of buoyancy (fore from midship)	0.0253 × L

Table 3.2.3 Experiment conditions.

λ / L	0.2			
ζ (cm)	1.5	1.1		
U (m/s)	0.0	0.372		
Fn	0.0	0.069		
$r'=rL/U$		0.0	0.3	0.6
β (deg)	-	+18, 0, -18	+10, 0	+18, 0
χ (deg)	0, 10, 20, ..., 180	-		
χ_u (deg)	-	0, 15, 30, ..., 180		

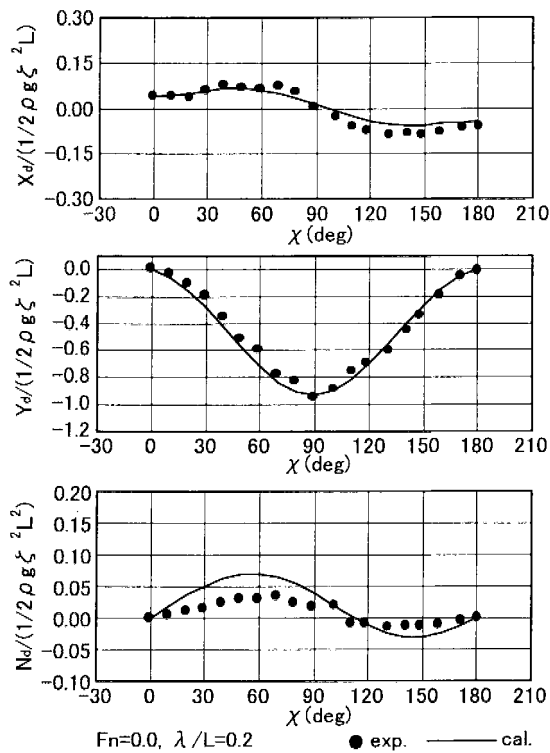
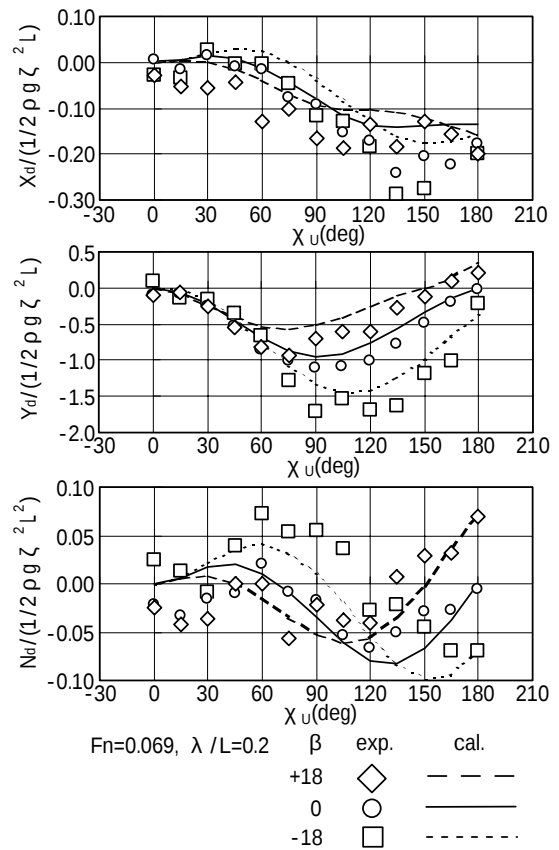
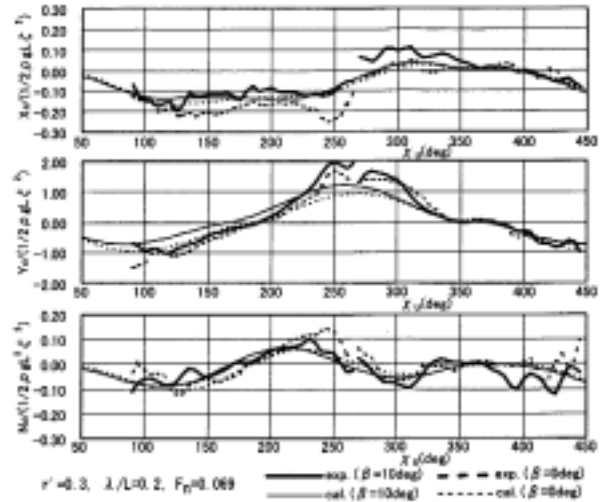
Fig. 3.2.5 Steady wave forces and moment at $Fn=0.0$.

Fig. 3.2.6 Steady wave forces and moment in oblique motion.

Fig. 3.2.7 Steady wave forces and moment in turning motion ($r'=0.3$).

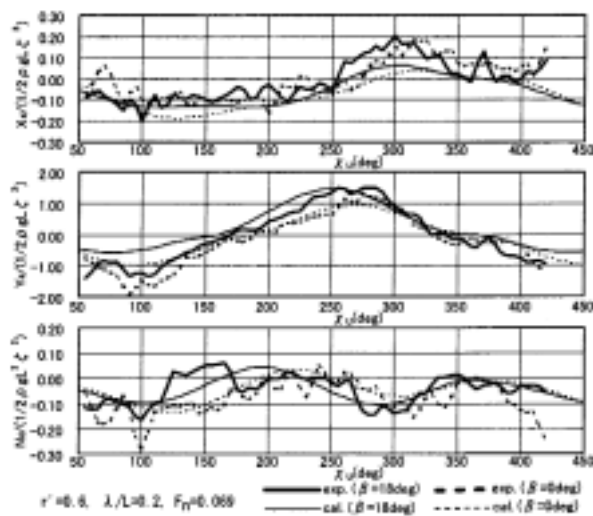


Fig. 3.2.8 Steady wave forces and moment in turning motion ($r'=0.6$).

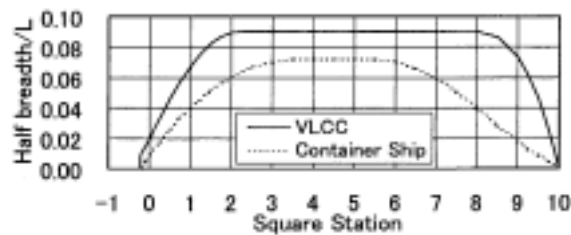


Fig. 3.2.9 Water planes of a VLCC and a Container ship.

Table 3.2.4 Comparison of principal dimensions of a VLCC and a Container ship.

	VLCC	Container Ship
Length: L (m)	320.0	175.0
Breadth: B (m)	58.0	25.4
Draft: d (m)	19.3	9.5
L/B	5.517	6.890
L/d	16.580	18.421
lcb(%aft)	-2.530	1.417
Cb	0.8033	0.5716
Cw	0.8726	0.7108

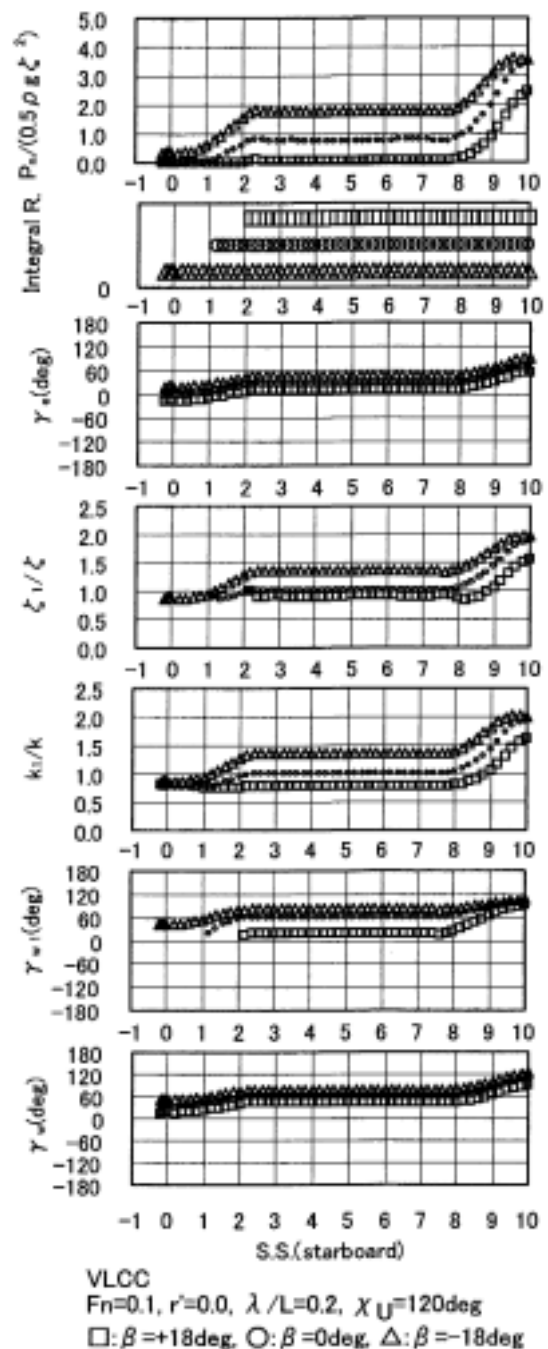
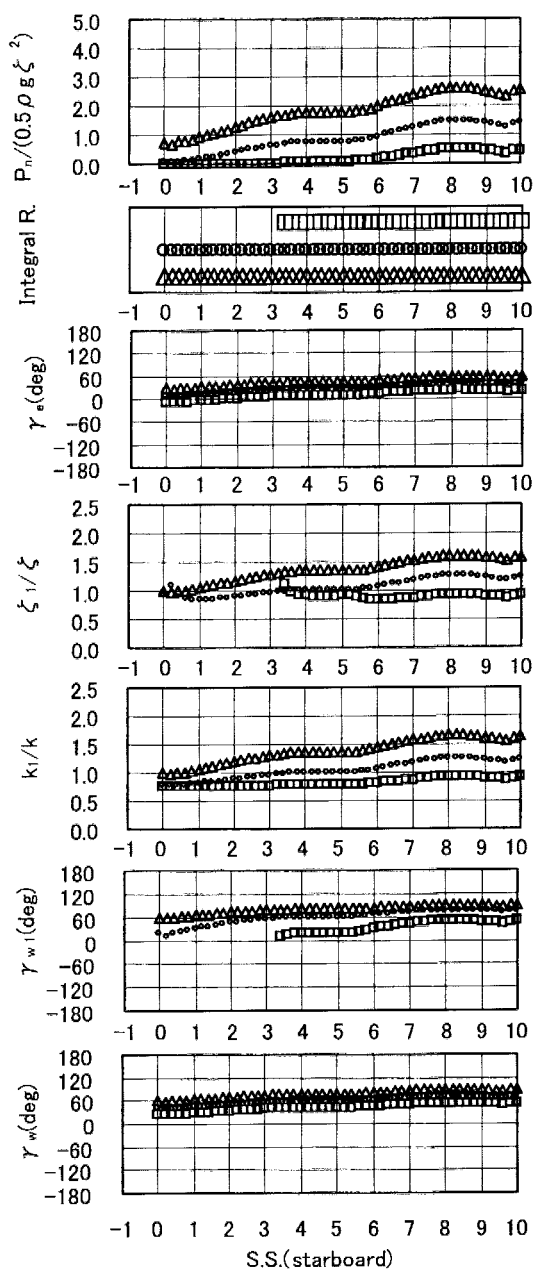
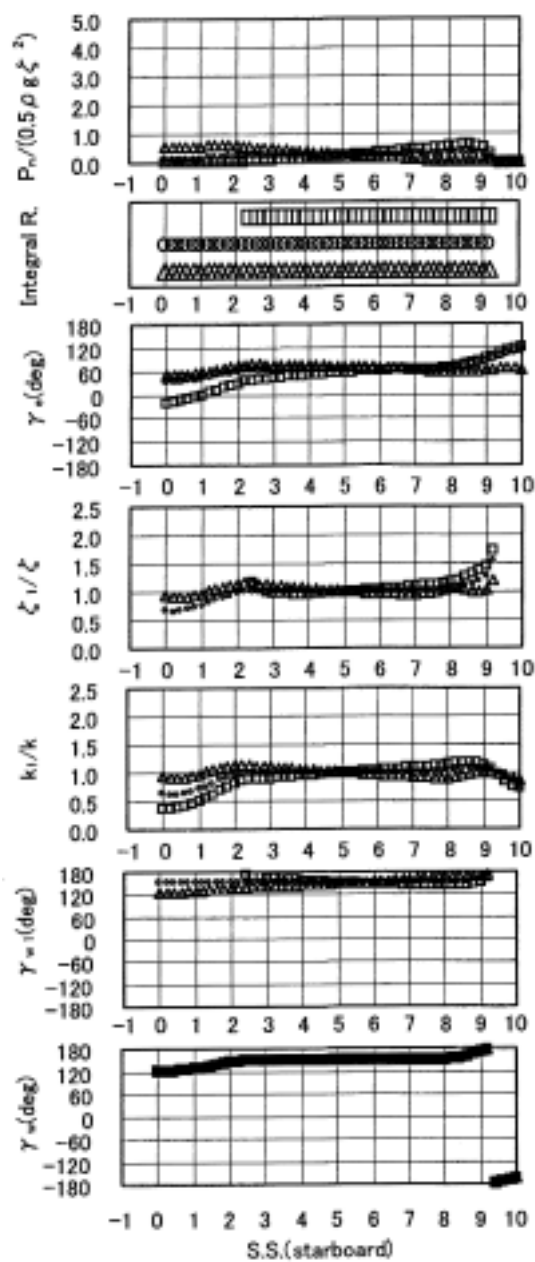


Fig. 3.2.10 Distributions of parameters in oblique motion (VLCC, $\chi_U=120\text{deg}$).



Container Ship
 $Fn=0.1$, $r'=0.0$, $\lambda/L=0.2$, $\chi_U=120\text{deg}$
 $\square: \beta=+18\text{deg}$, $\circ: \beta=0\text{deg}$, $\triangle: \beta=-18\text{deg}$

Fig. 3.2.11 Distributions of parameters in oblique motion (Container ship, $\chi_U=120\text{deg}$).



VLCC
 $Fn=0.1$, $\beta=0\text{deg}$, $\lambda/L=0.2$, $\chi_U=30\text{deg}$
 $\square: r'=+0.8$, $\circ: r'=0.0$, $\triangle: r'=-0.8$

Fig. 3.2.12 Distributions of parameters in turning motion (VLCC, $\chi_U=30\text{deg}$).

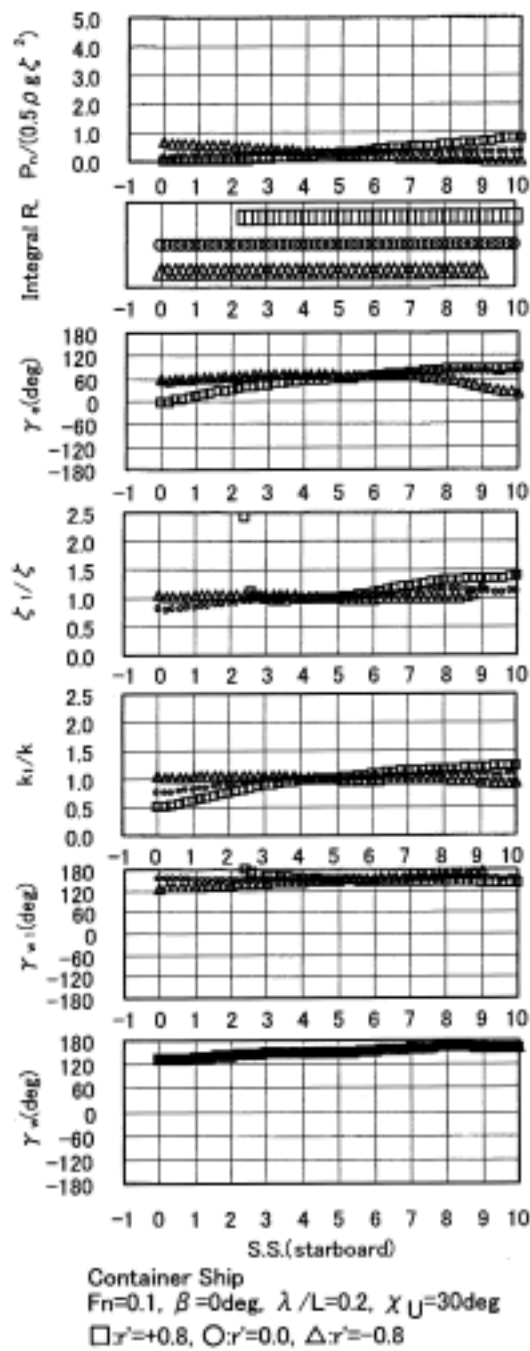


Fig. 3.2.13 Distributions of parameters in turning motion (Container ship, $\chi_U=30deg$).

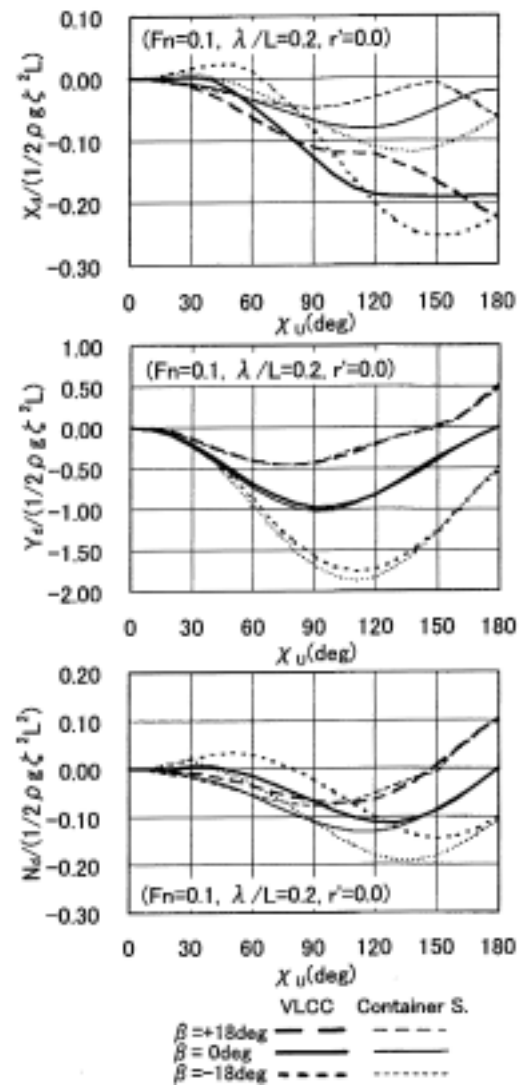


Fig. 3.2.14 Hull form effects in oblique motion.

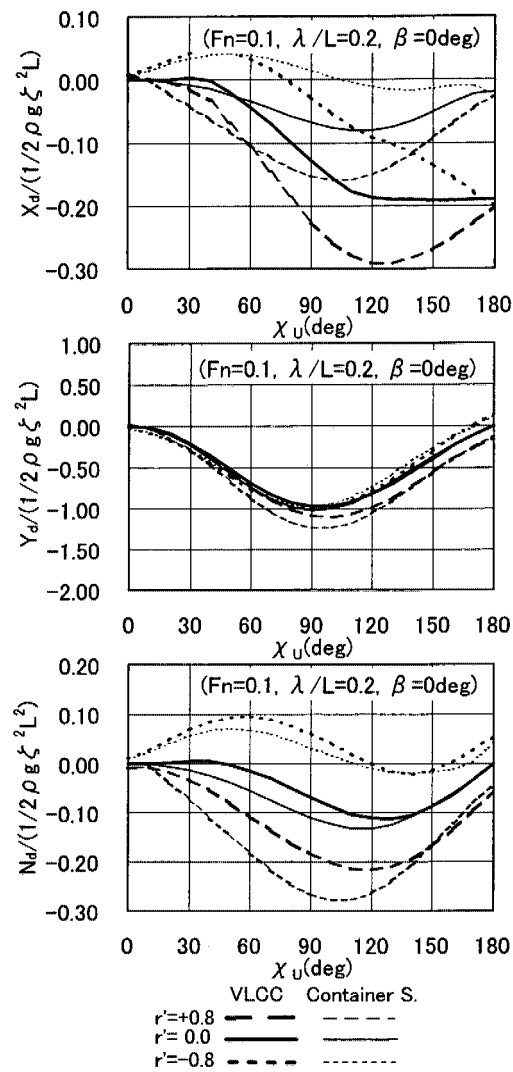


Fig. 3.2.15 Hull form effects in turning motion.

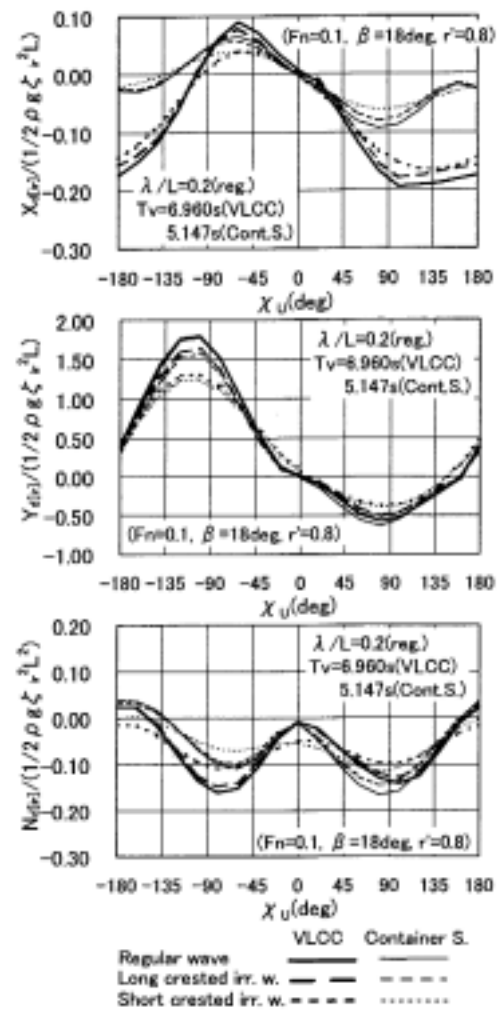


Fig. 3.2.16 Hull form effects in irregular wave conditions.

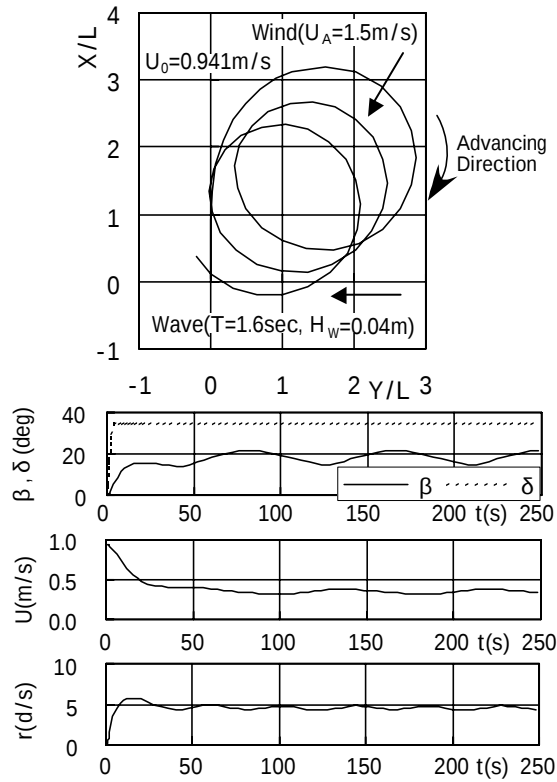


Fig. 3.3.1 Calculation of 35 deg turning in wind and wave.

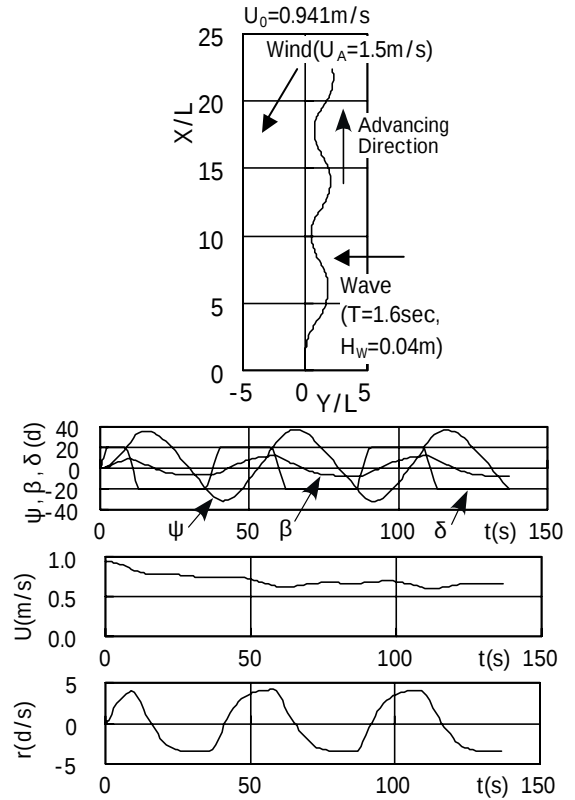


Fig. 3.3.3 Calculation of 20 deg zig-zag manoeuvre in wind and wave.

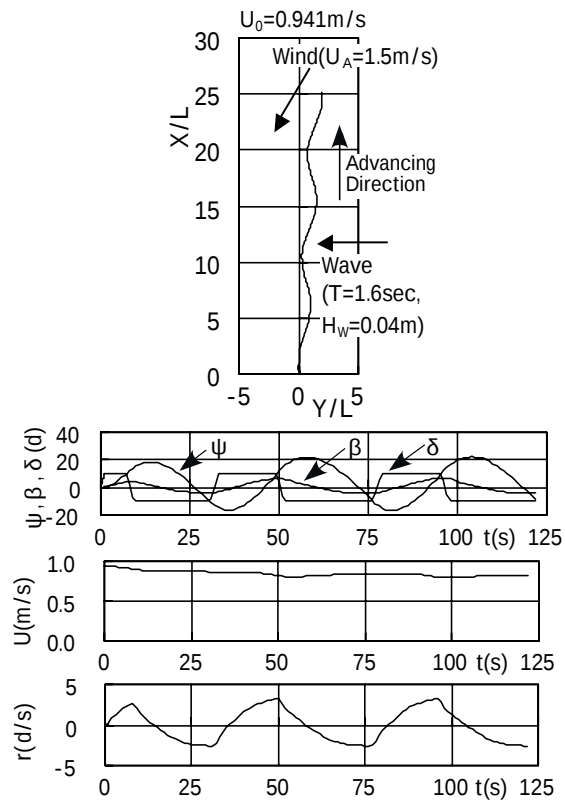


Fig. 3.3.2 Calculation of 10 deg zig-zag manoeuvre in wind and wave.

4. 操縦性能デ - タベ - スの研究

4. 1 操縦性能デ - タベ - スによる解析結果

国際海事機関(IMO)では多くの海難事故を背景に、船舶の操縦性能の重要性を認識し、1990年のIMO第33回設計設備小委員会(DE)以降、人命安全、海洋環境保全の観点から航行の安全性をとらえ操縦性基準の検討を行った。その結果、1993年11月のIMO第18回総会で操縦性暫定基準(A.751(18))が採択された¹⁾が、その5年後に見直しを行うことになっていた。このため我が国では、運輸省が造船会社49社の協力を得て操縦性試験デ - タの収集を行った²⁾。この収集された各船舶固有のデ - タは、その性質上機密保持の必要があるため、国の機関である船舶技術研究所(現在海上技術安全研究所)で操縦性能デ - タベ - スの構築を行うこととなった。

操縦性暫定基準には、主に次の4つの課題がある。

- (1) 10°Z操縦試験のセカンドオ - パ - シュ - ト角と20°Z操縦試験のファ - ストオ - パ - シュ - ト角の合理性
- (2) 乾貨物船のようにバラスト状態で試運転を行う船の基準適合性の確認方法
- (3) 試運転時の風、波浪などの外乱の修正法
- (4) 停止性能基準値の再検討

ここでは、このデ - タベ - スの現状について報告するとともに、(1)、(2)に関連してデ - タベ - スの解析例、および(4)に関連して現在IMOに提案されている日本案を紹介する。また、(2)とも関連して、操縦性能暫定基準の指標となっている操縦性能を、主要目等から直接推定する簡便な一方法について報告する。

4. 1. 1 操縦性能デ - タベ - スの現状

この節では、操縦性能デ - タベ - スの現状について報告するとともに解析例を報告する。

平成11年12月現在収集されたデ - タは、運輸省で収集されたデ - タ170隻をはじめとして合計287隻である。最近の船の性能と暫定基準との対応を把握する上で、満載状態の船の操縦性試験デ - タが重要であるが、必ずしも十分なデ - タが得られなかった。特に満載状態でのZ操縦試験のデ - タが少なかったことから、こうしたデ - タを補充するために就航時に計測されたデ - タが35隻含まれている。操縦性暫定基準の指標ごとに試験デ - タが報告された船の数をTable4.1に示す。

また、基本的には1990年以降に日本で建造された船舶を中心としているが、就航時に計測された船舶や停止性能解析用のデ - タには、それ以前に建造された船舶や建造日不明船舶が多く含まれて

いる。ここでは、1載貨状態を1隻と数えているため、試験ごとの計測デ - タとしては、停止試験を除きかなりの船で1隻につき試験開始時の操舵方向が異なる2点のデ - タがある。

暫定基準では、夏季満載喫水の95%以上の喫水で海上試運転を行うことになっているが、ここでの満載状態の定義は、試験時平均喫水が設計喫水の95%以上とした。また、設計喫水が不明な船では、夏季満載喫水あるいはスカントリング喫水の95%を使用している。さらに、設計喫水等そのものが不明な船もあり、この場合満載として報告されたものは全て満載とした。この定義だと126隻(44%)の船が満載となる。これには、停止試験用のデ - タ53隻が含まれ、これを除くと73隻となる。

これらの船の中で、明らかに暫定基準(決議A.751(18))の対象となる船舶(1994年7月1日以降の建造日)は134隻、この内前述の満載状態の船は29隻となり、暫定基準で定められた試験を定められた状態で全て行っている船は14隻と少ない。姉妹船の場合、停止試験のみの報告例もある。

船の種類(Fig.4.1.1)では、タンカ - が93隻、バルクキャリアが99隻で合計192隻となり、全体の67%を占めている。従って、日本の建造実績を反映したタンカ - 、バルクキャリアが中心のデ - タベ - スとも言える。満載状態ではタンカ - が最も多く70隻で、これは満載状態の56%、船全体の24%を占めている。一般に満載状態で試運転が行われるのはタンカ - であり、満載状態にタンカ - が多いのは当然であるが、それ以外にバルクキャリア15隻やコンテナ船3隻、特殊貨物船、特殊タンカ - 、旅客船各1隻も含まれている。これはいずれも就航時に試験が行われたことを意味している。

船の長さ(Fig.4.1.2)では、200m~250mの範囲の船が最も多い。船長が200m以上で満載状態の船のうち少なくとも半数以上はタンカ - である。

船型要素でみると、L/B(Fig.4.1.3)では5~7までが中心であり、B/d(Fig.4.1.4)では2.5~3が最も多い。これはパナマックス型やハンディサイズ型の船が多いためと考えられる。

また、舵面積比(Fig.3.5)では1/50~1/60までの船が多く、次いで1/60~1/70の順になっている。1/70~1/80の様に舵面積比が小さい船もあるが、いずれもシリリング舵等の特殊舵を装備している。船尾形状と舵形状との組み合わせは(Fig.4.1.6)、Fig.4.1.7の(M)に示すようなマリナ - プロファイルとマリナ - 舵(吊り舵)の組み合わせが全体の36%を占め、それ以外(主にFig.4.1.7の(G)に示すような逆Gプロファイルと矩形舵)の組み合わせが30%、不明35%という割合になっている。

Table4.1.1 Number of Ship of Which Experimental Results Are Reported in Every Indexes

Kind of Test		Turning				Zig-Zag Manoeuvring								Stopping
Load Condition	No. of Ship	Advance/L		Tactical Diameter /L		10deg/10deg				20deg/20deg		Initial Turning		Track Reach/L
						1st Overshoot Angle		2nd Overshoot Angle		1st Overshoot Angle		Track Reach/L		
		STBD	PORT	STBD	PORT	STBD	PORT	STBD	PORT	STBD	PORT			
Full	126	47	46	45	44	59	56	58	55	48	49	47	44	98
Ballast	161	131	128	130	127	133	131	132	131	121	119	117	116	136
Total	287	178	174	175	171	192	187	190	186	169	168	164	160	234

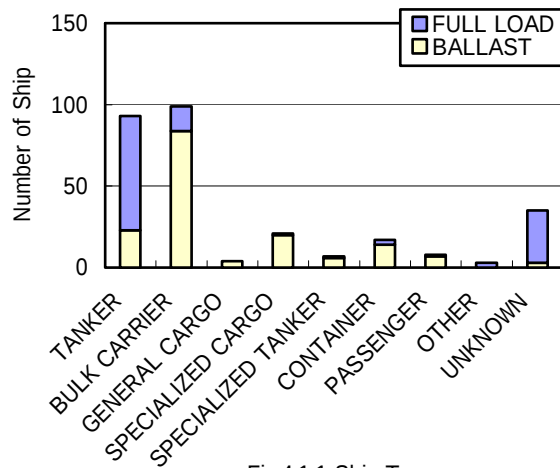


Fig.4.1.1 Ship Type

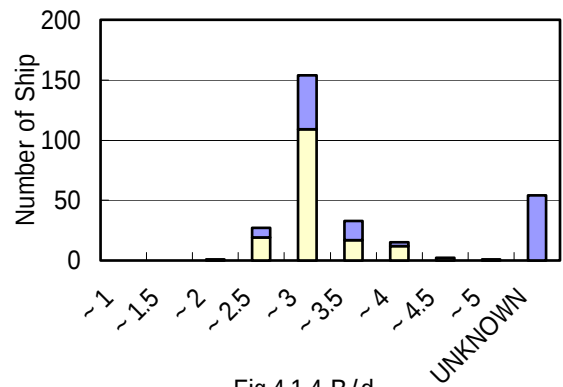


Fig.4.1.4 B/d

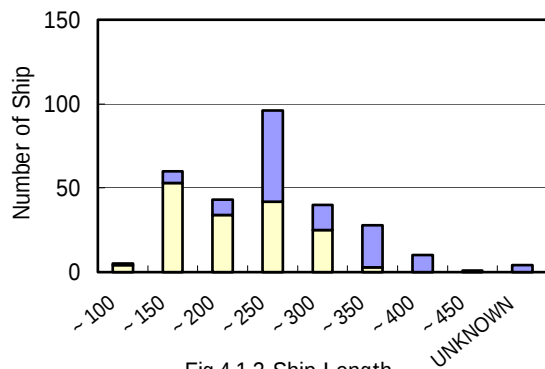


Fig.4.1.2 Ship Length

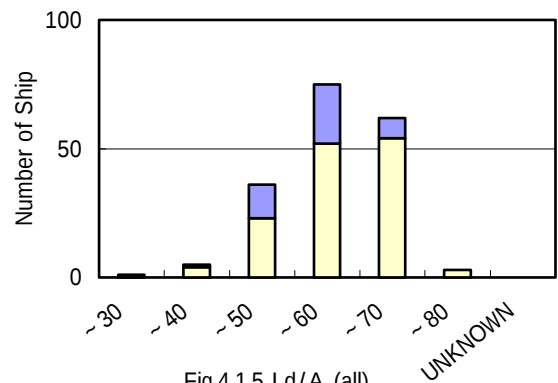
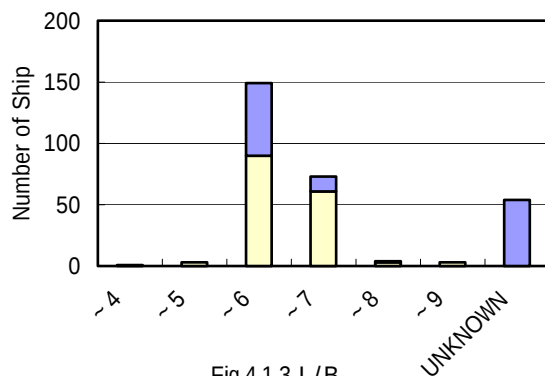
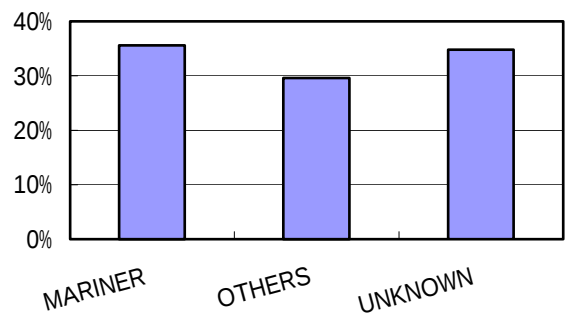
Fig.4.1.5 Ld/A_R(all)

Fig.4.1.3 L/B

Fig.4.1.6 Stern and Rudder form
(MARINER : mariner stern form with mariner rudder)

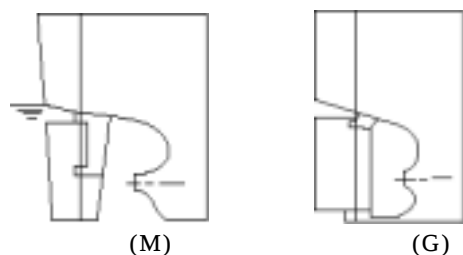


Fig.4.1.7 A sample of stern form with rudder

(M): mariner profile with mariner rudder
(G): Inversed G profile with rectangular rudder

4.1.2 操縦性暫定基準との比較

ここでは、収集された操縦性試験データと操縦性暫定基準との比較を船種ごとに示す。暫定基準が満載状態の性能で定められているので、満載状態について示す。なお、これ以降の図で特に断らない限り、船種を表すのに、Table4.1.2 に示す凡例を使用する。

Table4.1.2 Introductory Remarks in Graphs

MARK	ITEM
□	TANKER
	BULK CARRIER
	GENERAL CARGO
	SPECIALIZED CARGO
×	SPECIALIZED TANKER
*	CONTAINER
○	PASSENGER
+	UNKNOWN

(1) 旋回性能

旋回性能は、旋回試験時の旋回縦距と旋回圏で評価される。暫定基準(A.751(18))値との比較を、横軸に船長(L:船長)をとり Fig.4.1.8、Fig.4.1.9 に示す。旋回縦距は、全体に暫定基準値より小さくなっており、値そのものも2.3~3.7の間にまとまっている。旋回圏の場合も同様に暫定基準値より小さく、2.2~4の間にまとまっている。

(2) 初期旋回性能

初期旋回性能は、Z 操縦試験において試験開始時に舵角を10°とり、方位角が初期方位より10°変化するまでに航走する距離(Track Reach)で評価される。暫定基準値との比較を、横軸にL/U(U:試験開始時の船速)をとり Fig.4.1.10 に示す。全47隻中タンカ-1隻が暫定基準値を越えている。この船の船尾形状および舵面積比は不明である。

(3) 針路安定性能と回頭制動性能

操縦性暫定基準では、針路安定性能と回頭制動

性能の指標として10°/10°Z 操縦試験のファ-ストオ-バ-シュ-ト角およびセカンドオ-バ-シュ-ト角、20°/20°Z 操縦試験のファ-ストオ-バ-シュ-ト角が採択された。このうち10°/10°Z 操縦試験のファ-ストオ-バ-シュ-ト角の基準は、操縦性能の悪い船舶を含んだ多くの調査、理論的な解析結果、さまざまな針路保持能力を持つ船の数学模擬モデルを用いたシミュレーションに基づいて決定されている³⁾。一方、他のオ-バ-シュ-ト角の指標については、必ずしも十分に検討されたとは言い難く、運航上特に問題のない船舶が、暫定基準では排除される場合があることが指摘されている⁴⁾。この点をデ-タベ-スの解析結果で示す。

10°Z 操縦試験におけるファ-ストオ-バ-シュ-ト角を縦軸にL/Uを横軸にとり、暫定基準値との比較を Fig.4.1.11 に示す。59隻中、タンカ-、コンテナ船各1隻、およびバルクキャリア2隻が基準を満足していない。このうちコンテナ船およびバルクキャリアは、マリナ-プロファイルでマリナ-舵を装備している。

同様に10°Z 操縦試験におけるセカンドオ-バ-シュ-ト角と暫定基準値との比較を Fig.4.1.12 に示す。58隻中、タンカ-6隻、バルクキャリア5隻、コンテナ船1隻、および船種不明船2隻の計14隻が暫定基準値を満足していない。このうち、タンカ-5隻、バルクキャリア1隻、コンテナ船1隻が、マリナ-プロファイルでマリナ-舵を装備している。残りのバルクキャリア1隻は逆Gプロファイルであり、他の船尾形状は不明である。これらの暫定基準値を満足していない船舶のうち、10°Z 操縦試験のファ-ストオ-バ-シュ-ト角の暫定基準値を満足している船は、タンカ-6隻、バルクキャリア-4隻および船種不明船2隻の計12隻である。これはこの項目の試験を行っている船舶の21%を占めておりかなり多い。これらの船舶については運航上問題が有るとの報告もないことから、暫定基準値で排除されるのは問題であろう⁴⁾。

20°Z 操縦試験におけるファ-ストオ-バ-シュ-ト角と暫定基準値との比較を Fig.4.1.13 に示す。49隻中、タンカ-2隻、バルクキャリア2隻、旅客船(カ-フェリ-)1隻、および船種不明船1隻計6隻が暫定基準値を満足していない。タンカ-1隻、バルクキャリア1隻、および船種不明船1隻はマリナ-プロファイルでマリナ-舵を装備している。他はバルクキャリア1隻が逆G船尾である。これらの船舶のうち、タンカ-2隻、バルクキャリア1隻、旅客船1隻が10°Z 操縦試験

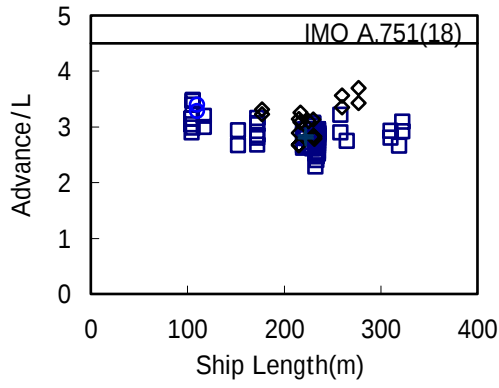


Fig.4.1.8 Advance

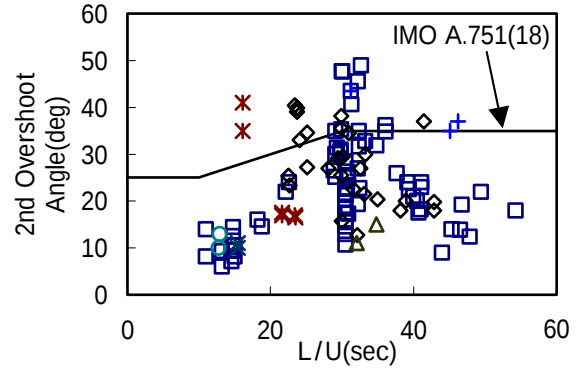


Fig.4.1.12 2nd Overshoot Angle (Z10°)

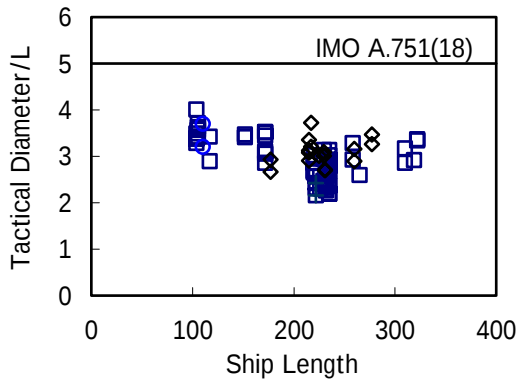


Fig.4.1.9 Tactical Diameter

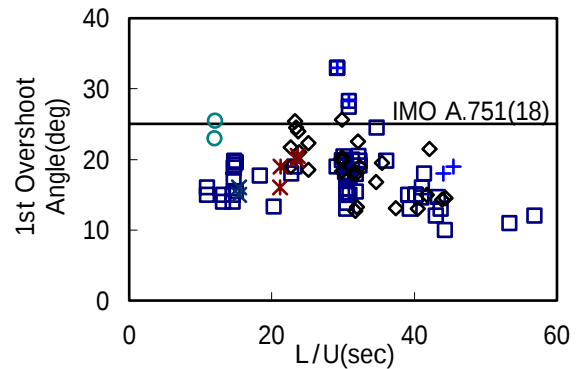


Fig.4.1.13 1st Overshoot Angle (Z20°)

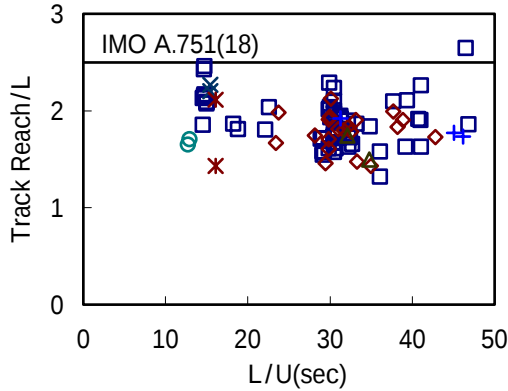


Fig.4.1.10 Initial Turning Ability

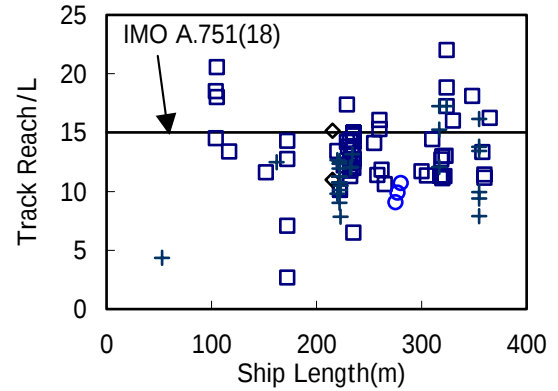


Fig.4.1.14a Stopping Distance

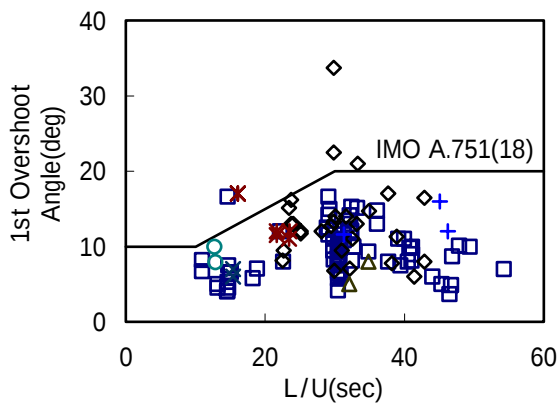


Fig.4.1.11 1st Overshoot Angle (Z10°)

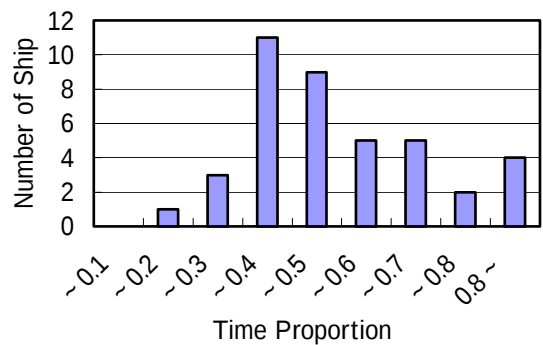


Fig.4.1.14b Proportion of Time from Command of Astern to Propeller Reversing for Stopping Time

のファーストオーバーシュート角の基準を満足しており、49隻中の10%を占め、10°Z操縦試験のセカンドオーバーシュート角同様に暫定基準で排除されるのは問題であろう⁴⁾。

(4) 停止性能

停止性能は、試験開始から停止するまでの航走距離で評価される。この距離を縦軸に取り横軸に船長を取って、暫定基準値と比較したものをFig.4.1.14aに示す。タンカ12隻、バルクキャリア1隻、不明4隻が暫定基準を満足していない。これらの船のうち、船長100m程度の3隻のタンカは、後進発令からプロペラ逆転までの時間が長く、船が停止するまでの時間に対して占める割合が62～67%となり非常に高いことから(Fig.4.1.14b)、これが基準値を満足できない一因と考えられる。

また、船の長さでは200m以上の船に暫定基準を満足できない船が多い。このため暫定基準では大型船については主管庁の判断に任せられている¹⁾が、大型船の定義は明確ではない。このため、芳村⁵⁾の推定式をもとに、大型船を含む新しい停止性能の基準案が提案⁶⁾された。即ち、 $P = (\Delta / \text{MCR}) V_a F_n^2$: 排水

量、MCR : 最大連続定格出力 (HP)、 V_a : MCR に対応する定常前進船速 (m/s)、 F_n : 試験開始時のフルード数とし、パラメータ $P = (\Delta / \text{MCR}) V_a F_n^2$ に対して満載状態の船の停止距離を取ると、Fig.4.1.15aのようにPに比例して停止距離が長くなることが解る。また、Fig.4.1.15bに示すように多くの大型船が $P=1.0$ 以上であることから、Fig.4.1.15aの破線のような停止性能の基準案 (proposed line) がIMOに提案された。しかしながらこの提案はIMOでは合意が得られなかった。

4.1.3 操縦性能への載貨状態の影響

満載状態で事故が起きた場合に被害が最も大きくなることから操縦性暫定基準では満載状態で性能を規定している。このため、満載状態で試験を行えるタンカは海上試運転で基準との適合性を知ることができる。しかし、乾貨物船のように一般にバラスト状態で試験を行う船舶に対しては、満載での性能をどのように推定し基準適合性を判断するかが問題となる。このため、操縦性暫定基準の解説書⁹⁾では、バラスト状態の試運転結果から満載状態の操縦性能の推定法を提案している。こうした背景から、載貨状態が異なる場合の操縦性能の違いを明らかにしておく必要がある。

載貨状態の違いによる船体に作用する操縦流体力については、古くは井上ら¹¹⁾¹²⁾の研究があり、貴島ら¹³⁾¹⁴⁾¹⁵⁾は水深影響をも含む載貨状態を考慮した操縦性能推定法の提案を行っている。また、小瀬ら¹⁶⁾は肥大船型シリーズを供試船とする系統的模型試験を行い、船体に作用する流体力と、船体、プロペラ、舵間の相互干渉について調査し、等喫水のバラスト状態で針路安定性が満載時よりも劣る例があることを示している。さらに、小瀬¹⁷⁾は、データベースを用いて載貨状態による操縦性能の違いについて示している。一方、芳村¹⁸⁾はSR221のA,B両船型についてバラスト状態での試験を行い、満載状態との模型試験結果とを比較し、Z操縦試験でのオーバーシュート角ではバラスト状態と満載状態とで大きく異なることを示している。また、最近では、三宮ら¹⁹⁾が、拘束模型試験により操縦流体力を計測し、種々の喫水とトリムについて操縦運動シミュレーション計算を行い、その影響を調査している。

ここでは最新のデータベースにある同じ船で満載状態とバラスト状態の両状態のデータがそろっているものについて比較検討を行った結果を示す。次に暫定基準に定められた指標に対し、喫水トリムに対する操縦性能の傾向を示す。また、ここで満載状態とは設計喫水の95%以上としている。

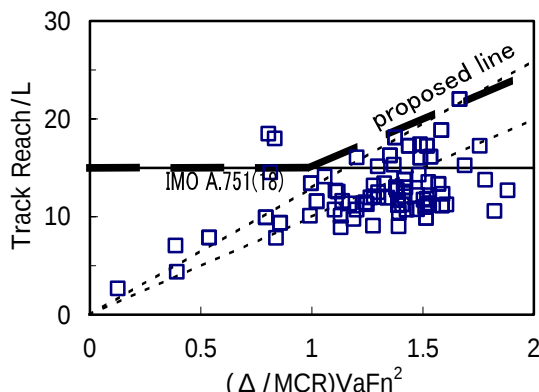


Fig.4.1.15a Stopping Distance

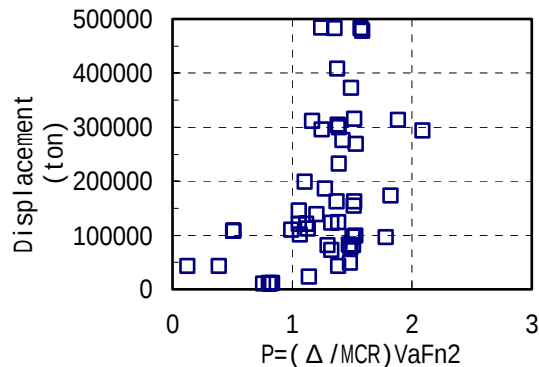


Fig.4.1.15b Displacement and Parameter (P)

解析に使用した船の種類および数を Table4.1.3 に示す。旋回試験では同じ船で速度を変えて計測したものを2隻と数えている。また、実際のデータ数は試験ごとに異なる。表中の PASSENGER はカ - フェリ - である。

Table4.1.3 Ship Type and Number of ship

Ship Type	MARK	TURNING TEST	10° Z TEST	20° Z TEST
TANKER	□	10	7	4
BULK CARRIER		3	2	2
PASSENGER	○	1	1	1
UNKNOWN	+	1		1
TOTAL		15	10	8

(1) 旋回性能

デ - タ数は、アドバンスとタクティカルダイアメ - タで 25 である。それぞれの満載状態とバラスト状態の比較を Fig.4.1.21 に示す。図中の実線は、満載状態とバラスト状態で計測値が一致することを意味している。この図から両状態の間の旋回性能には強い相関が有ることが解る。

Fig.4.1.22 には、バラスト状態と満載状態との計測値の比を示している。これから、アドバンスの場合満載状態の 80 ~ 120% の間にバラスト状態のデ - タが分布しており、90 ~ 110% に多くが集中していることがわかる。タクティカルダイアメ - タの場合は、満載状態の 80 ~ 130% の間にデ - タが分布しており、90 ~ 120% に多くが集中している。大まかに見ると、アドバンスは満載状態とバラスト状態で大きく変わらず、タクティカルダイアメ - タは満載状態よりバラスト状態の方が大きめになると言える。

Fig.4.1.23 には、旋回性能への載貨状態の影響を示す。一般にバラスト状態では喫水とトリムの影響を含んでいるが、傾向は類似しているのでここではトリム(%) (船長に対する百分率で表している) を横軸に取り示している。トリムの変化に対して旋回性能への顕著な傾向は見られず、トリムがイ - ブンキ - ルに近い満載状態とそれ以外のバラスト状態で各旋回性能は同程度の値を示し、これまで同様旋回性能への載貨状態の影響が比較的小さいことが解る。この結果をみる限り、旋回試験のアドバンスやタクティカルダイアメ - タについては、載貨状態の影響を満載状態の 20% 程度考慮すればよいと考えられる。

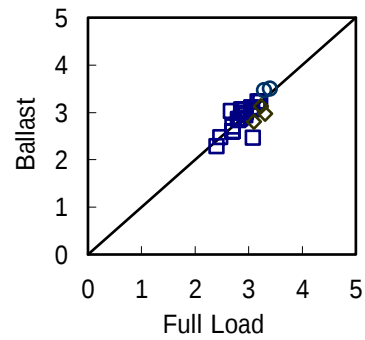


Fig.4.1.21a Advance/L

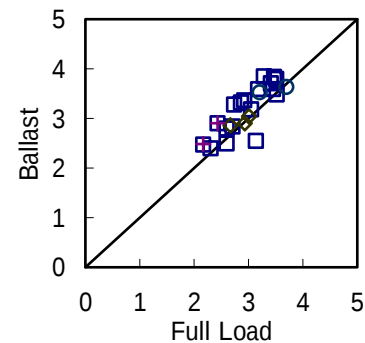


Fig.4.1.21b Tactical Diameter/L

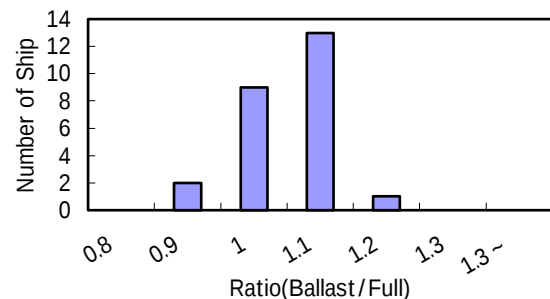


Fig.4.1.22a Advance/L

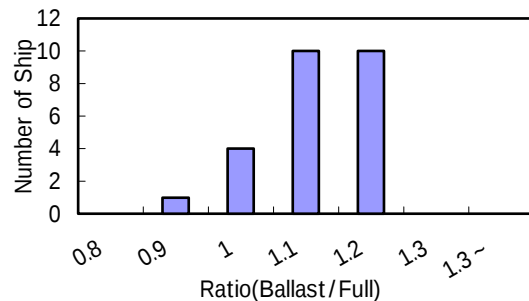


Fig.4.1.22b Tactical Diameter/L

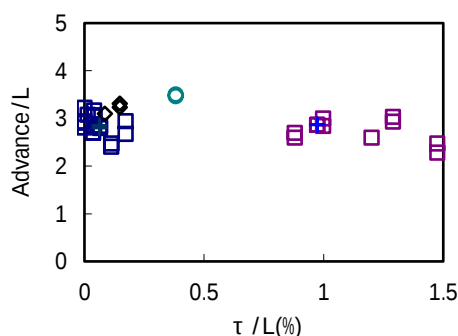


Fig.4.1.23a Advance/L

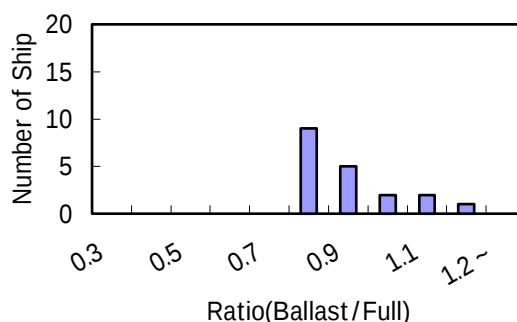


Fig.4.1.24b Initial Turning Ability

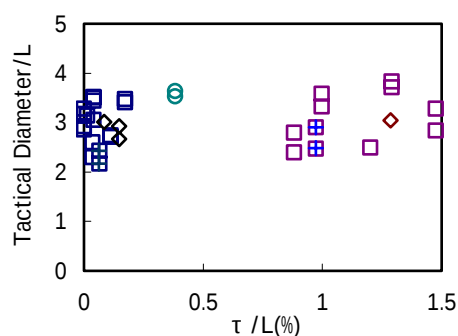


Fig.4.1.23b Tactical Diameter/L

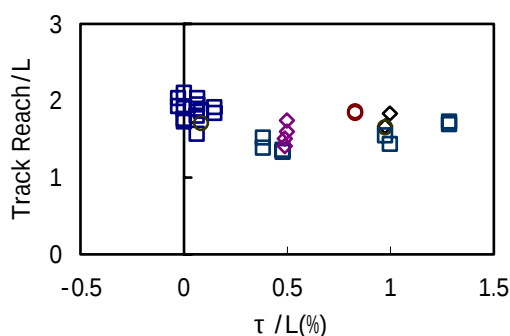


Fig.4.1.24c Initial Turning Ability

(2) 初期旋回性能

旋回性能と同様な解析結果を Fig.4.1.24 に示す。使用した船種は、Table4.1.3 の 10°Z 操縦試験のものであり、デ - タ数は 19 である。満載とバラストの両状態の相関を Fig.4.1.24a に示すが、特に相関があるとは言えない。Fig.4.1.24b には満載とバラストでの計測値の比を示している。満載の 70~120% に分布しており、70~100% に大半が集中している。100% を越える値の主たるものはカーフェリ - であり、タンカ - やバルカ - はバラストの値が満載より小さくなるかもしくは同程度になっている。載貨状態の影響を横軸にトリムを取って Fig.4.1.24c に示す。イ - プンキ - ルに近い満

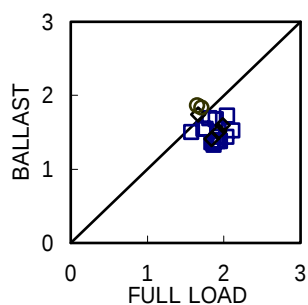


Fig.4.1.24a Initial Turning Ability (Track Reach/L)

載、それ以外のバラスト各状態ではらつくものの満載状態の方がバラスト状態よりやや大きいことが窺える。

(3) 針路安定性能および回頭制動性能

針路安定性能の解析に使用した船種は、Table4.1.3 の 10°Z 操縦試験および 20°Z 操縦試験に示す通りである。使用したデ - タ数は 10°Z 操縦試験で 20、20°Z 操縦試験で 15 である。解析結果を Fig.4.1.25 ~ Fig.4.1.27 に示す。

10°Z 操縦試験のファ - ストオ - バ - シュ - ト角の満載状態とバラスト状態での計測値の関係を Fig.4.1.25a に示す。強い相関は見られず、バラスト状態の変化と比べると満載状態の分布が大きいことが解る。なお 2 点はずれているが、これはカーフェリ - のデ - タで喫水比が 0.83 と他のデ - タと比べて喫水がかなり満載状態に近い。Fig.4.1.25b に満載状態とバラスト状態での計測値の比を示す。この比が 0.8 以上のデ - タはカーフェリ - で喫水が満載状態に近いため満載状態と変わらない。このデ - タを除くと 10~50% の間に分布しており大半は 20~40% の範囲にある。これらの船はタンカ - およびバルクキャリアであり、試験時の平均喫水が満載状態の 50% 位であるが、ファ - ストオ - バ - シュ - ト角は満載状態の約半以下になることが解る。Fig.4.1.25c にファ - ストオ - バ - シュ - ト角への載貨状態の影響を横軸

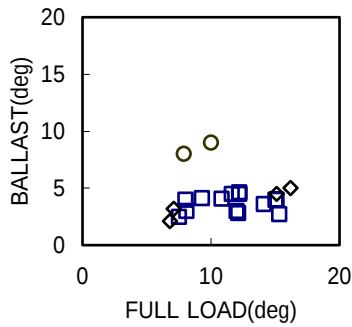


Fig.4.1.25a 1st Overshoot Angle(10° Z)

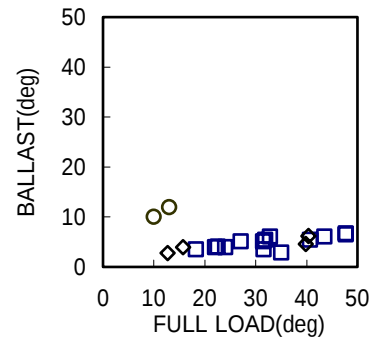


Fig.4.1.26a 2nd Overshoot Angle(10° Z)

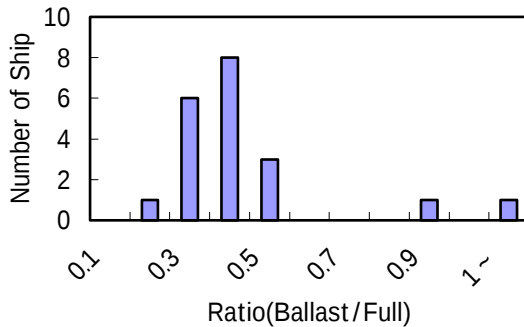


Fig.4.1.25b 1st Overshoot Angle(deg)

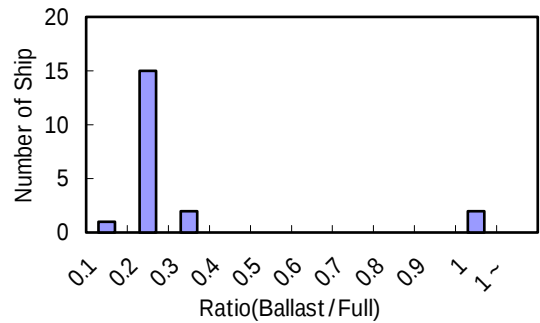


Fig.4.1.26b 2nd Overshoot Angle(10° Z)

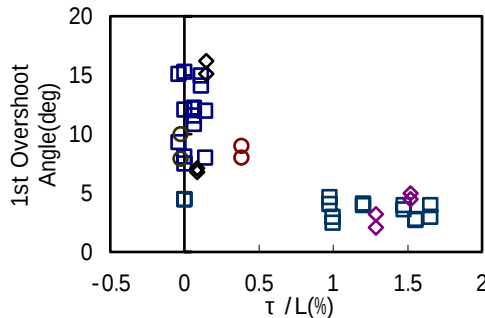


Fig.4.1.25c 1st Overshoot Angle(10° Z)

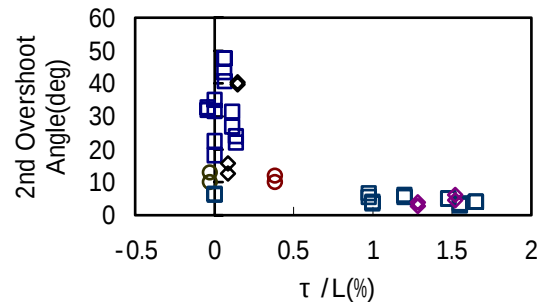


Fig.4.1.26c 2nd Overshoot Angle (10° Z)

にトリムをとって示す。トリムの減少とともにオ - バ - シュ - ト角が大きくなる傾向が窺える。また、イ - ブンキ - ルに近い満載状態での値の分布が、それ以外のトリム付のバラスト状態と比べてかなり大きくなるのが特徴的である。

10°Z 操縦試験のセカンドオ - バ - シュ - ト角の満載状態とバラスト状態での計測値の関係を Fig.4.1.26a に示す。ファ - ストオ - バ - シュ - ト角同様強い相関は見られず、バラスト状態と比べて満載状態での値の変化が大きいが解る。なお2点はずれているが、これはカ - フェリ - のデータである。Fig.4.1.26b に満載状態とバラスト状態での計測値の比を示す。この比が 0.9 ~ 1.0 のデータはカ - フェリ - で喫水が満載に近いため満載状態と変わらない。このデータを除くと 30%以下

に分布しており大半は 10 ~ 20%の範囲にある。これらはタンカ - およびバルクキャリアのデータで、これらの船の場合は満載状態の約 1/3 以下でファ - ストオ - バ - シュ - ト角に比べるとさらに小さくなっている。これはバラスト状態でのファ - ストオ - バ - シュ - ト角がセカンドオ - バ - シュ - ト角と大きく変わらないのに比べ、満載状態ではセカンドオ - バ - シュ - ト角がファ - ストオ - バ - シュ - ト角より大きくなるためである。Fig.4.1.26c にセカンドオ - バ - シュ - ト角への載貨状態の影響を横軸にトリムをとり示す。ファ - ストオ - バ - シュ - ト角同様、ほぼイ - ブンキ - ルである満載状態での値の分布がバラスト状態に比べてかなり大きい。

20°Z 操縦試験のファ - ストオ - バ - シュ - ト

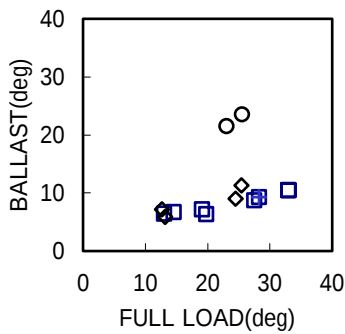


Fig.4.1.27a 1st Overshoot Angle(20° Z)

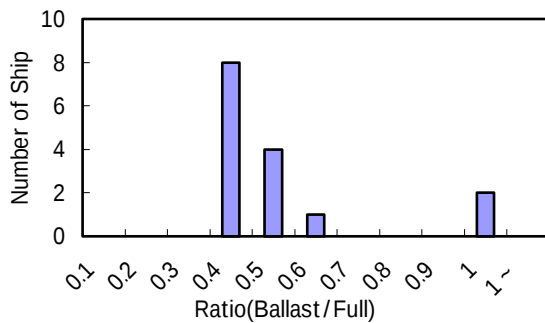


Fig.4.1.27b 1st Overshoot Angle(20° Z)

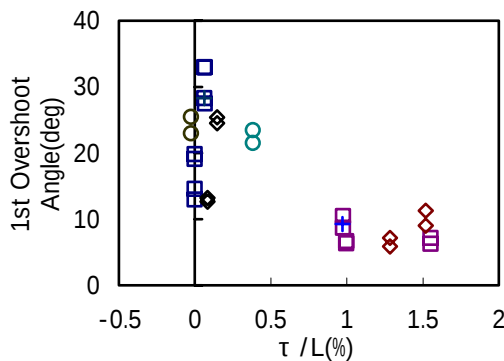


Fig.4.1.27c 1st Overshoot Angle(20° Z)

角の満載状態とバラスト状態での計測値の関係を Fig.4.1.27a 示す。強い相関は見られないが、満載状態での値の変化と比べてバラスト状態での値の変化が小さいことが解る。この傾向は 3 つのオ - パ - シュ - ト角に見られる。なお 2 点はずれているが、これは 10° Z 操縦試験 同様カ - フェリ - のデ - タである。Fig.4.1.27b に満載状態とバラスト状態での計測値の比を示す。この比が 0.9 ~ 1.0 のデ - タはカ - フェリ - で喫水が満載状態に近いので満載状態と変わらない。このデ - タを除くと 30 ~ 70% の間に分布しており大半は 30 ~ 50% の範囲にある。これらはタンカ - およびバルカ - のデ - タで、これらの船の場合はバラスト状態のオ - パ - シュ - ト角は、満載状態の約半分以下にな

ることが解る。Fig.4.1.27c にファ - ストオ - パ - シュ - ト角への載貨状態の影響を横軸にトリムをとって示す。ほぼイ - ブンキ - ルの満載状態での値の分布は、トリムのあるバラスト状態と比べてかなり大きくなることが解る。この傾向は 3 つのオ - パ - シュ - ト角に共通である。

(4) 喫水、トリムと操縦性指標との関係

以上の結果から、バラスト状態でのオ - パ - シュ - ト角の値やその分布に比べて満載状態での値や分布がかなり大きいことが解った。そこで、デ - タベ - スにある 200 隻ほどのオ - パ - シュ - ト角を喫水、トリムに対して示したのが Fig.4.1.28 ~ Fig.4.1.30 である。横軸の d_m は試験時の平均喫水、 d_{full} は設計喫水もしくは夏季満載喫水である。

これから、喫水の増加とともにオ - パ - シュ - ト角が増加し、値の分布が大きくなることが解る。また、トリムの増加とともにオ - パ - シュ - ト角が減少し、値の分布が小さくなることも解る。一般に、バラスト状態での海上試運転では喫水の減少とともに、プロペラを没水させるため船尾トリムとすることから、喫水とトリムのいずれの影響も含んでいると言える。いずれにしても個々の船が持つ操縦性能の違いが、満載状態で最もよく表れることを示している。これから基準が満載状態で定められているのが良く理解できる。

Fig.4.1.31a にアドバンスと喫水との関係および Fig.4.1.31b にタクティカルダイヤメ - タとトリムの関係を示す。Fig.4.1.23 で示したように喫水、トリムの変化に対してほぼ一様に分布しており、顕著な関係は見られない。

旋回試験のアドバンスやタクティカルダイヤメ - タについては、今回のデ - タを見る限り載貨状態の影響を満載状態の 20% 程度考慮すればよいのに対し、Z 操縦試験におけるオ - パ - シュ - ト角については、バラスト状態での変化は満載状態と比べて小さいため、バラスト状態での性能から満載状態の性能を評価するのはかなり難しいと考えられる。従って、これまでバラスト状態でしか海上試運転を行っていない乾貨物船などの満載状態の性能確認には、満載状態で海上試運転を行うか、満載状態での性能評価法が必要となる。その意味で満載状態での操縦性能推定法の確立がますます重要となる。

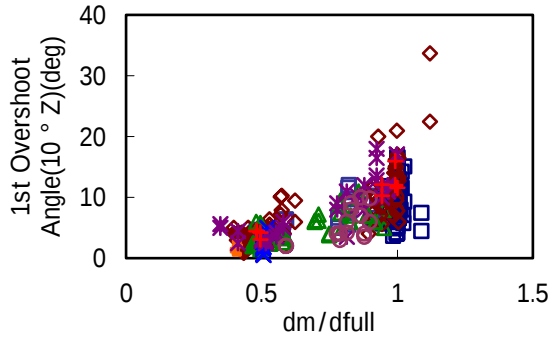


Fig.4.1.28a The Effect of Draft on 1st Overshoot Angle(10° Z)

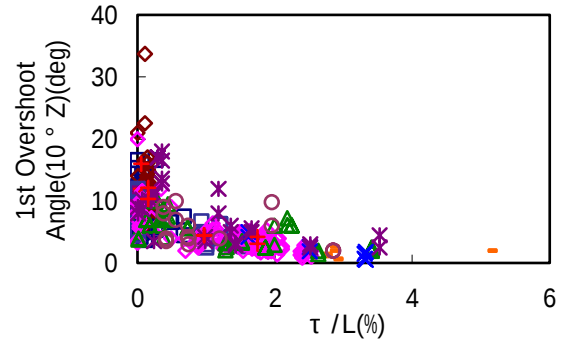


Fig.4.1.28b The Effect of Trim on 1st Overshoot Angle(10° Z)

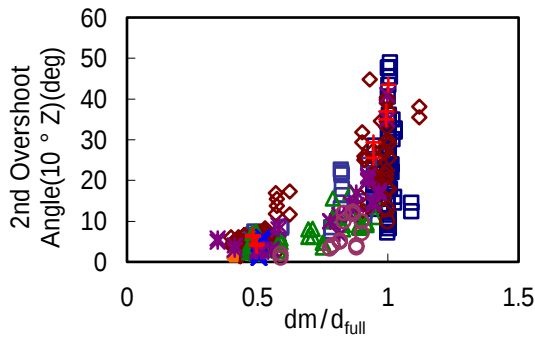


Fig.4.1.29a The Effect of Draft on 2nd Overshoot Angle(10° Z)

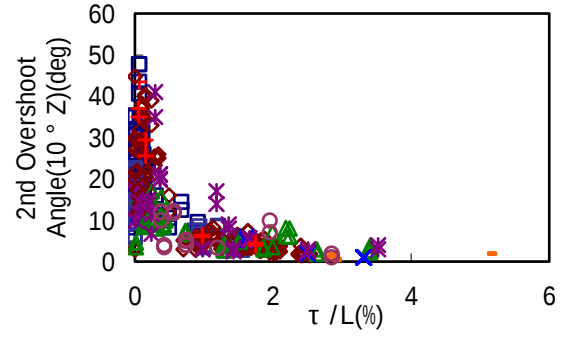


Fig.4.1.29b The Effect of Trim on 2nd Overshoot Angle(10° Z)

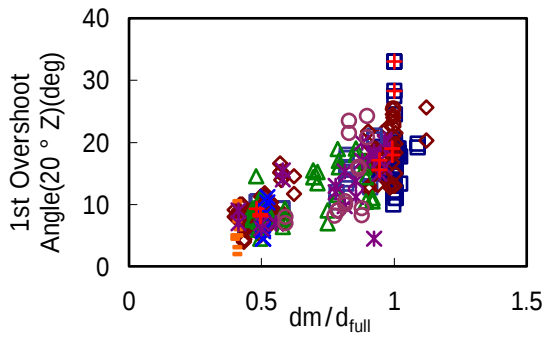


Fig.4.1.30a The Effect of Draft on 1st Overshoot Angle(20° Z)

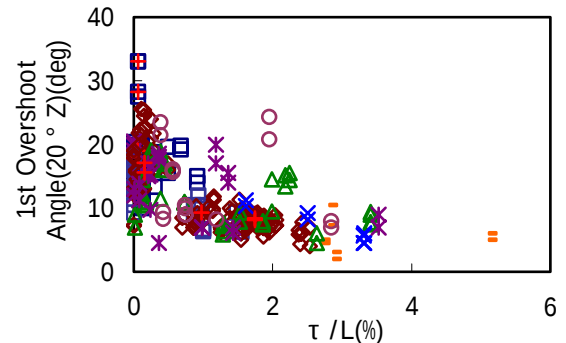


Fig.4.1.30b The Effect of Trim on 1st Overshoot Angle(20° Z)

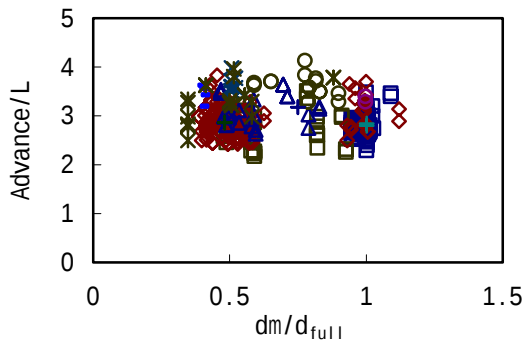


Fig.4.1.31a The Effect of Draft on Advance/L

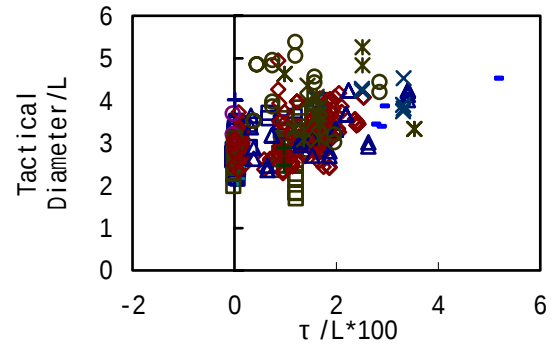


Fig.4.1.31b The Effect of Trim on Tactical Diameter/L

4.1.4 船型要素と操縦性能

松本²⁰⁾は船型要素の影響についてまとめているが、4.1.1項で示したように L/B や B/d の分布が一定の値に集中しているため、操縦性能との関係でその傾向を見るには不十分と考えられる。そこでここでは、 $CB(B/d)$ 、船尾プロファイルおよび船尾フレームラインについて、デ・タベ・ス中の満載状態での船のデ・タを用いて操縦性能の関係を示す。なお、ここで用いられている船型要素の値は、設計時の値を用いており、計測値は満載状態での試験結果を示している。

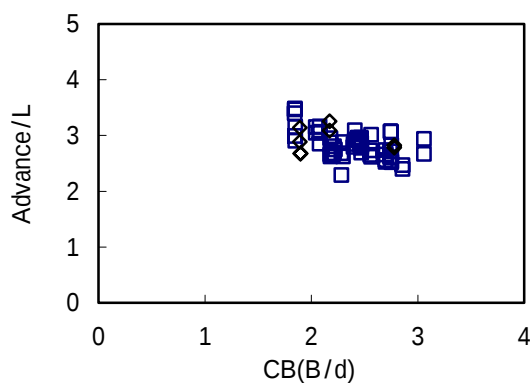


Fig.4.1.32a Advance/L and $CB(B/d)$

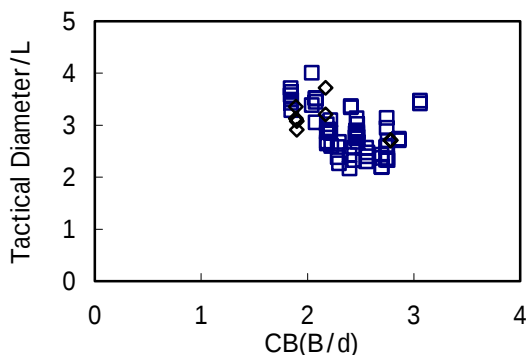


Fig.4.1.32b Tactical Diameter/L and $CB(B/d)$

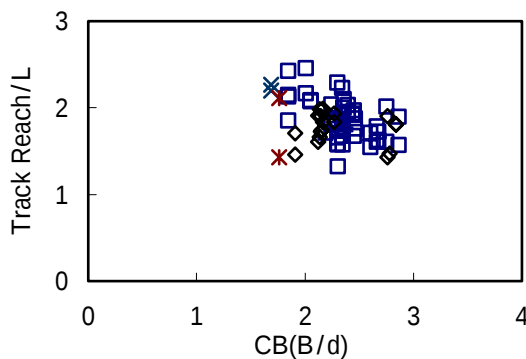


Fig.4.1.32c Initial Turning Ability and $CB(B/d)$

(1) $CB(B/d)$

この要素は、村橋ら²¹⁾が提案したもので船型肥大度 $CB(L/B)$ を d/L で割ったものであり、船型肥大度を更に強調したような要素となっている。この値が大きくなるほど針路安定性が悪くなる。この値と操縦性指標との関係を Fig.4.1.32 に示す。アドバンスおよびタクティカルダイアメータは、 $CB(B/d)$ の増加とともに減少し、旋回性能が良くなる傾向が見られる。また、 $10^\circ Z$ 操縦試験のファーストオーバーシュート角およびセカンドオーバーシュート角は $CB(B/d)$ の増加とともに増加の傾向が見られ、針路安定性が悪くなる傾向が窺われる。

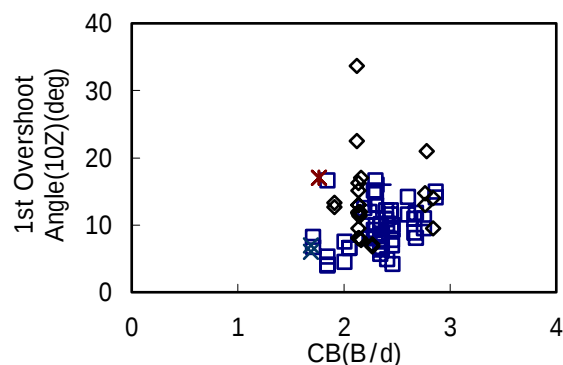


Fig.4.1.32d 1st overshoot($Z10^\circ$) and $CB(B/d)$

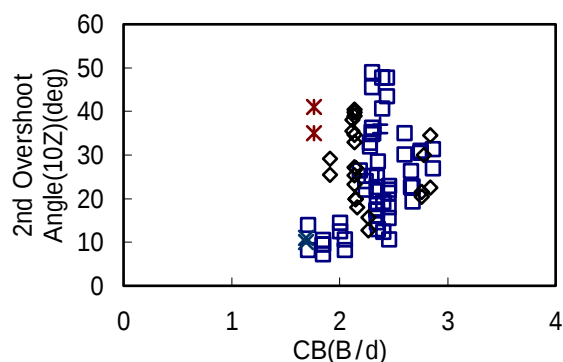


Fig.4.1.32e 2nd Overshoot Angle($Z10^\circ$) and $CB(B/d)$

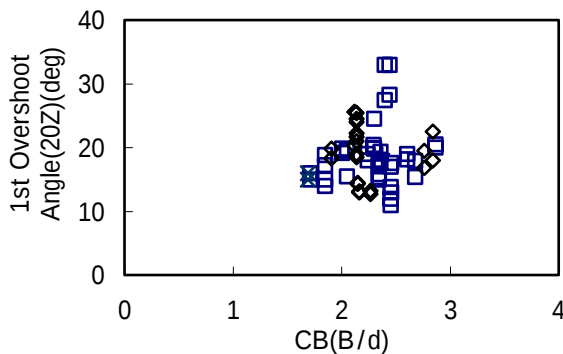


Fig.4.1.32f 1st Overshoot Angle($Z20^\circ$) and $CB(B/d)$

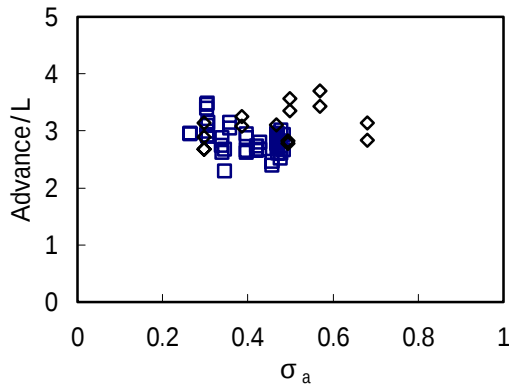
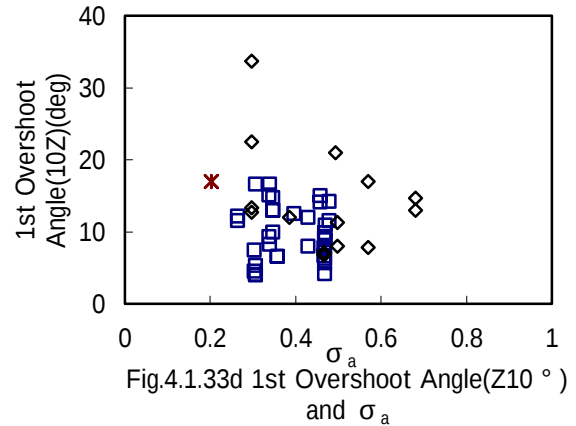
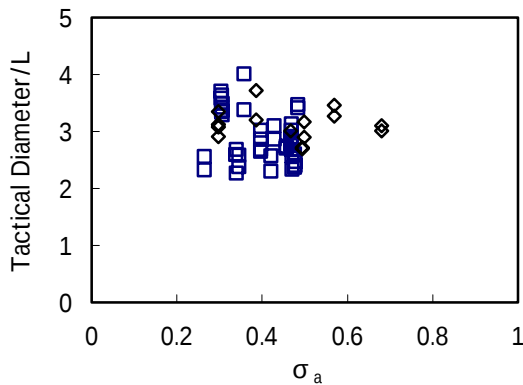
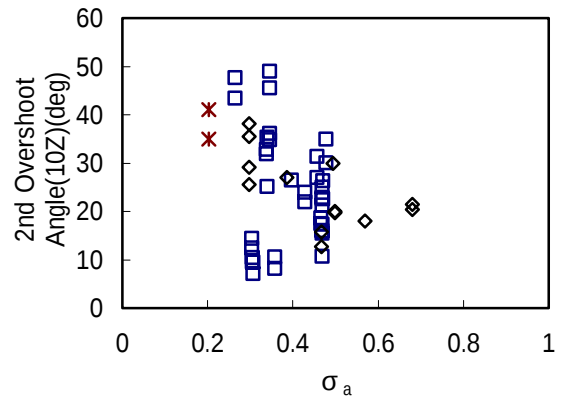
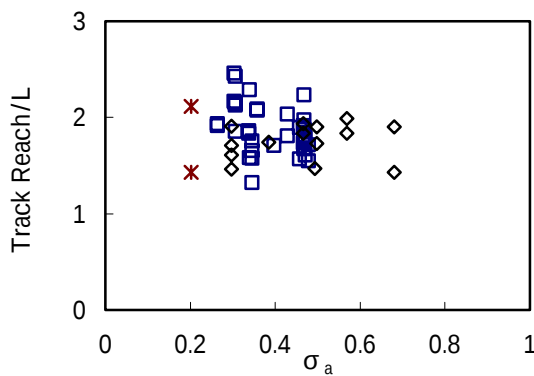
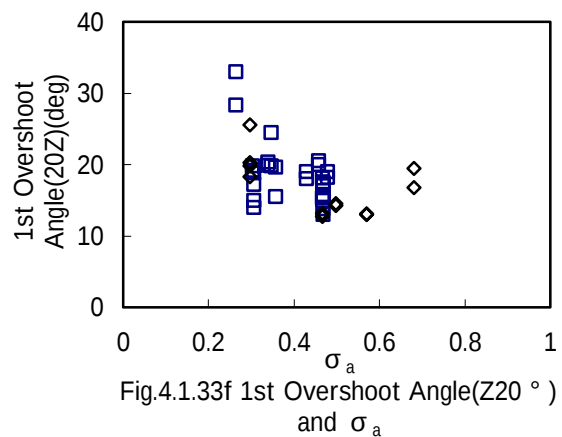
(2) 船尾フレ - ムライン形状 (σ_a) の影響

この要素は、船尾フレ - ムラインの傾向を示す係数として森²²⁾によって考案されたものであり、

$$\sigma_a = (1 - C_{wa}) / (1 - C_{pa})$$

で表される。ここで、 C_{wa} は船体後半部の水線面積係数、 C_{pa} は船体後半部の柱形係数である。 σ_a が大きくなると船尾フレ - ムラインは U 型となり、逆に小さくなると V 型になる。Fujino²³⁾、Kose ら²⁴⁾は、

線形の操縦微係数への船尾のフレ - ムライン形状の影響を表すパラメ - タとして導入を提唱している。この要素と操縦性指標との関係を Fig.4.1.33 に示す。 σ_a のデ - タ数が限られているため、表示したデ - タ数も多くはないが、アドバンスやタクティカルダイアメ - タには特に大きな変化は見られず、オ - バ - シュ - ト角については σ_a が小さくなると計測値の分布が広がる傾向、即ち操縦性能の違いが大きくなる傾向が見られる。

Fig.4.1.33a Advance/L and σ_a Fig.4.1.33d 1st Overshoot Angle(Z10 °) and σ_a Fig.4.1.33b Tactical Diameter/L and σ_a Fig.4.1.33e 2nd Overshoot Angle(Z10 °) and σ_a Fig.4.1.33c Initial Turning Ability and σ_a Fig.4.1.33f 1st Overshoot Angle(Z20 °) and σ_a

(3) 船尾プロファイルの影響

船尾プロファイルの影響については、小瀬ら²⁵⁾が逆G型、マリナ - 型、船尾バルブ型に分けて模型試験結果の比較検討を行い、船尾バルブ型が極端に針路不安定なことを示している。デ - タベ - ス上での船尾バルブの有無の情報が極めて少ないため、ここでは船尾プロファイルの影響を逆G型、マリナ - 型(Fig.4.1.7)に分けて Fig.4.1.34 に示す。横軸は前項の σ_a であり、縦軸は暫定基準の各操縦性指標である。

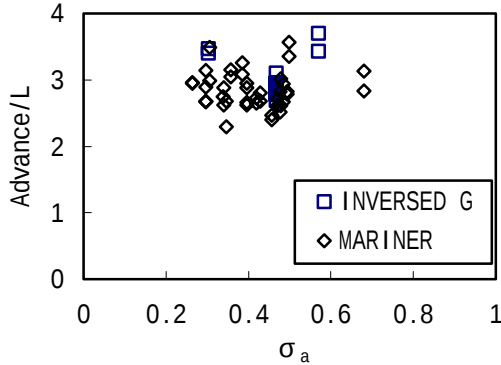


Fig.4.1.34a The Effect of Stern Profile on Advance/L

これを見ると、旋回性能では逆G型はマリナ - 型の大きな値の部分と一致している。また、初期旋回性能については、逆G型は σ_a の増加とともに減少しており、マリナ - 型は σ_a の増加とともに値の分布(バラツキ)が減少し、さらにその値も減少する傾向が窺われる。さらに、針路安定性能および回頭制動性能については、逆G型がマリナ - 型よりオ - バ - シュ - ト角が小さくなる傾向が見られる。

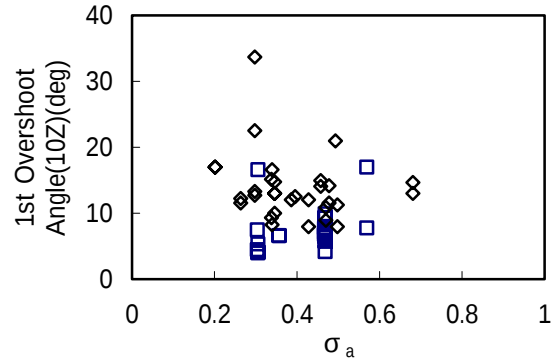


Fig.4.1.34d The Effect of Stern Profile on 1st Overshoot Angle(Z10°)

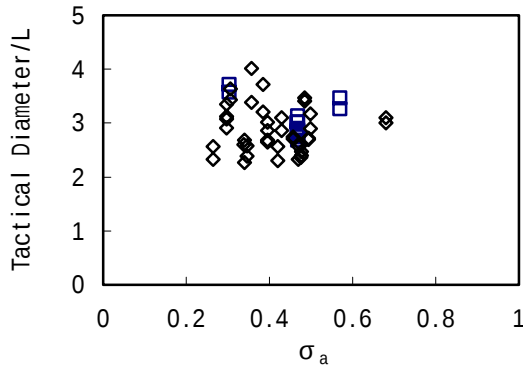


Fig.4.1.34b The Effect of Stern Profile on Tactical Diameter/L

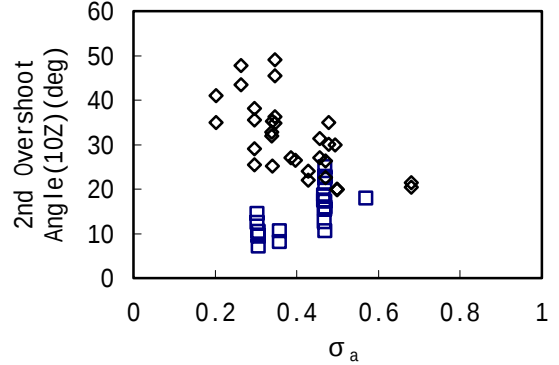


Fig.4.1.34e The Effect of Stern Profile on 2nd Overshoot Angle(Z10°)

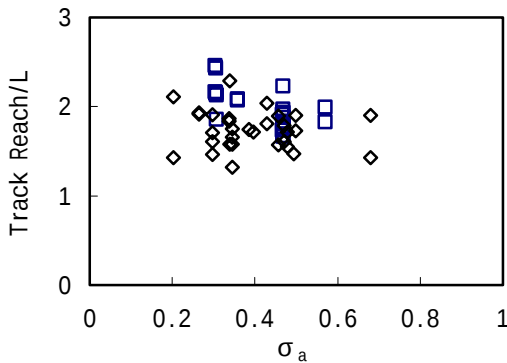


Fig.4.1.34c The Effect of Stern Profile on Initial Turning Ability

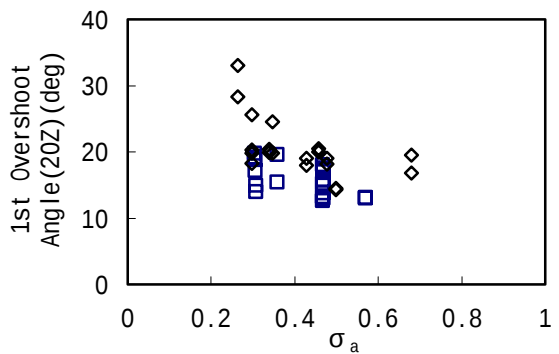


Fig.4.1.34f The Effect of Stern Profile on 1st Overshoot Angle(Z20°)

4.1.5 実船による操縦性試験の計測精度

これまでに収集された操縦性試験データの中から、同一船型の船舶の海上試運転データを比較し、その計測値の分布（バラツキ）についての調査結果を示す。また、試験開始時の操舵方向の異なるデータの平均値を取ると当然分布が減少するがその結果も示す。

(1) 同一船型の船舶の定義

次の項目について全て同じ船舶について同一船型と見なした。

造船所
建造年
船種
船長(Lpp)
船幅(B)
設計喫水
プロペラ直径
船尾形状、 $\sigma_a = (1-C_{wa}) / (1-C_{pa})$
舵形状、舵面積、舵高さ

ここで示す船舶は、L/B=5.6、B/d=3 のタンカであり、逆 G 船尾形状で矩形舵を有している。

(2) Z 操縦試験における計測値の分布

5 隻 10 点の $10^\circ Z$ 操縦試験のファーストオーバーシュート角(ovs1)およびセカンドオーバーシュート角(ovs2)、 $20^\circ Z$ 操縦試験のファーストオーバーシュート角(ovs1-20)の計測例を Fig.4.1.35 に示す。

試験時の初期船速は 14.8~15 ノットでほぼ同じである。また、試験時の喫水は 13.99~14.09m であり、トリムは 0.08m (船首トリム)~0.11m (船尾トリム)であった。外乱はシステイト 2 と同じで、ビューフォートは 1~5 と異なっている。外乱の影響は $20^\circ Z$ 操縦試験でビューフォートスケールが増加するとともにファーストオーバーシュート角が減少する傾向が窺える程度であり大きな影響は見られない。

同一試験で試験開始時の計測値の統計量を操舵方向ごとに Table4.1.4 に示す。Table4.1.4 の標準偏差(Dev.)は、計測値の分布を表しているが、 $10^\circ Z$ 操縦試験のセカンドオーバーシュート角が最も大きく $2\sim3^\circ$ となっている。この標準偏差を平均値(Mean)で割った値を最下段に示す。この場合、 $10^\circ Z$ 操縦試験のファーストオーバーシュート角が最も大きく 23%であり、次いで $10^\circ Z$ 操縦試験のセカンドオーバーシュート角の 11~18%、初期旋回性能の 7~12%、 $20^\circ Z$ 操縦試験のファーストオーバーシュート角の 5~11%の順になっている。運動は大きい制御力も大きい $20^\circ Z$ 操縦試験のファーストオーバーシュート角や運動が最も小さい初期旋回性能が 10%程度以下で最も精度

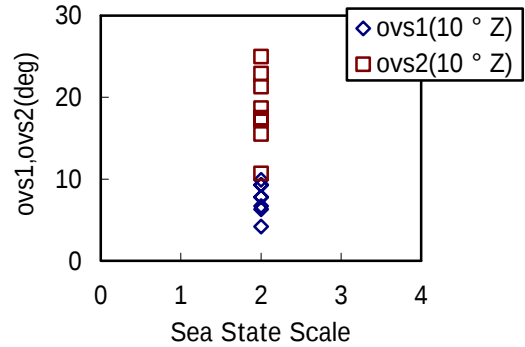


Fig.4.1.35a 1st and 2nd Overshoot Angle(Z10°)

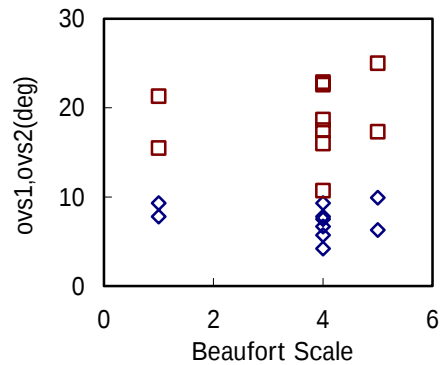


Fig.4.1.35b Overshoot Angle(Z10°)

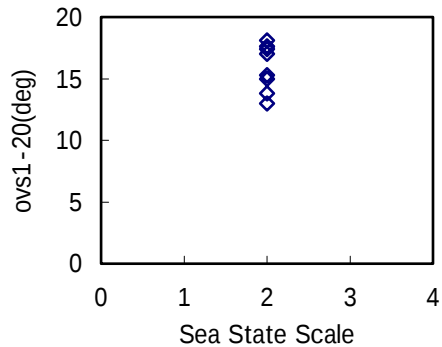


Fig.4.1.35c 1st Overshoot Angle (Z20°)

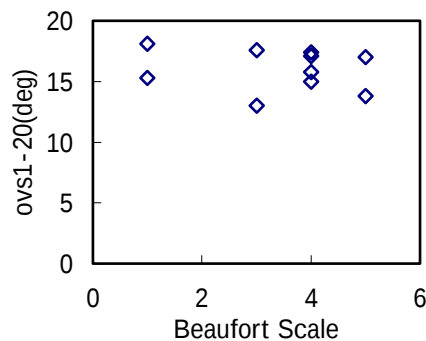


Fig.4.1.35d 1st Overshoot Angle (Z20°)

が良く、10° Z 操縦試験のオ - バ - シュ - ト角が 10～20%程度で精度が劣っている。このときの範囲（Range）は、10° Z 操縦試験のファ - ストオ - バ - シュ - ト角で 4°、セカンドオ - バ - シュ - ト角で 6～7° となっている。

Table4.1.5 には、操舵方向に関係なく同一試験ごとに全計測値の統計量を示している。さらに、Table4.1.6 には、同一船の同一試験で右舵から試験を開始した時と左舵から試験を開始した時の計測値を平均した値の統計量を示している。従って、いずれの Table も平均値が同じ値になることは当然である。しかし、標準偏差の値は、左右に操舵方向が異なる計測値の平均をとったものの方が、とらないものと比べてほぼ半分以下の値になっている。また、範囲も平均を取らない場合ととる場合を比較するとほぼ 1/3 以下に減少する。特に 10° Z 操縦試験のセカンドオ - バ - シュ - ト角は 14° から 4° に大きく減少している。これは平均を取らない場合、左右の非対称成分が含まれるのに対し、平均をとると非対称成分がかなり除かれるためと考えられる。

また、Table4.1.7 に示すように標準偏差を平均値で割った値で分布の程度を比較すると、左右に操舵方向が異なる計測値の平均を取らない場合 (All) 9～24%有るのに対し、左右の平均をとると（Mean）3～11%に減少する事が解る。このことから、実船による海上試運転の計測精度は、試験開始時の操舵方向が左右に異なる計測値の平均を

Table4.1.4 A statistic on Every Overshoot Angle and Initial Turning Ability in Zig-zag Manoeuvring Test

	ovs1(10Z)		ovs2(10Z)		ovs1(20Z)		track reach/L	
	STB	PORT	STB	PORT	STB	PORT	STB	PORT
Mean	6.720	8.180	22.10	15.40	14.84	17.18	1.809	1.880
Dev.	1.539	1.858	2.318	2.760	1.566	0.867	0.118	0.216
Var.	2.367	3.452	5.375	7.620	2.453	0.752	0.014	0.047
Range	3.600	4.200	6.300	6.800	4.100	2.300	0.299	0.558
Min.	4.200	5.700	18.70	10.70	13.00	15.80	1.675	1.675
Max.	7.800	9.900	25.00	17.50	17.10	18.10	1.973	2.233
Obs. Data	5	5	5	5	5	5	5	5
Dev. / Mean	0.229	0.227	0.105	0.179	0.106	0.050	0.065	0.115

取った方が値の分布は減少することがわかる。即ち、その船の平均的な性能を最もよく表していると言える。

（３）旋回試験における計測値の分布

前節と同様の検討を旋回試験に対しても行う。

Table4.1.5 A Statistic on Both Sides of Starboard and Port in Zig-zag Manoeuvring Test

	ovs1(10Z)	ovs2(10Z)	ovs1(20Z)	track reach/L
Mean	7.450	18.750	16.010	1.844
Standard Dev.	1.783	4.271	1.716	0.168
Var.	3.178	18.245	2.945	0.028
Range	5.700	14.300	5.100	0.558
Min.	4.200	10.700	13.000	1.675
Max.	9.900	25.000	18.100	2.233
Observed Data	10	10	10	10

Table4.1.6 A Statistic on Mean Value of Each Side of Starboard and Port in Zig-zag Manoeuvring Test

	ovs1(10Z)	ovs2(10Z)	ovs1(20Z)	track reach/L
Mean	7.450	18.750	16.010	1.844
Standard Dev.	0.849	1.613	0.629	0.062
Var.	0.721	2.602	0.396	0.004
Range	1.950	4.350	1.400	0.156
Min.	6.600	16.800	15.300	1.798
Max.	8.550	21.150	16.700	1.954
Observed Data	5	5	5	5

Table4.1.7 Comparison of Standard Deviation/Mean on Table5 and Table6

Standard Dev. / Mean	ovs1(10Z)	ovs2(10Z)	ovs1(20Z)	track reach/L
All	0.239	0.228	0.107	0.091
Mean	0.114	0.086	0.039	0.034

旋回試験の場合 6 隻 12 点のアドバンスおよびタクティカルダイアメータの計測値を Fig.4.1.36 に示す。試験時の初期船速、喫水、およびトリムの変化の幅は前節と全く同じである。また、システイトについては 2~4、ピュフォートについては 1~6 である。特に顕著な外乱の影響は見られない。

同一試験で試験開始時の操舵方向ごとに計測値の統計量を Table4.1.8 に示す。Table4.1.8 の標準偏差は、同一試験で試験開始時の操舵方向ごとに計測された値の分布を表しているが、アドバンスで 0.08~0.09、タクティカルダイアメータで 0.07~0.129 である。この標準偏差を平均値で割った値で見ると、アドバンスで 3%、タクティカルダイアメータで 3~4%と、Z 操縦試験に対する分布と比べてかなり小さい。Z 操縦試験が非定常な運動なのに対し、旋回試験が定常運動であること、また船体に作用する流体力も大きいことから安定した計測が行え、Z 操縦試験に比べて精度が良いものと考えられる。

Table4.1.9 には、同一試験ごとの全計測値の統計量を示している。さらに、Table4.1.10 には、

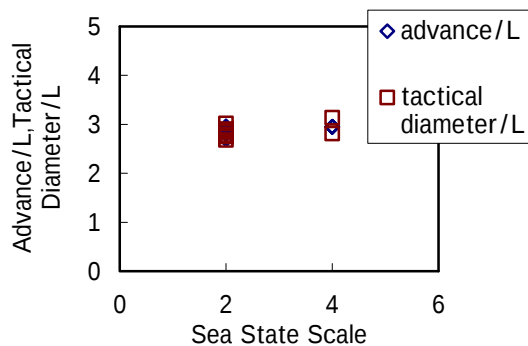


Fig.4.1.36a Advance/L and Tactical Diameter/L

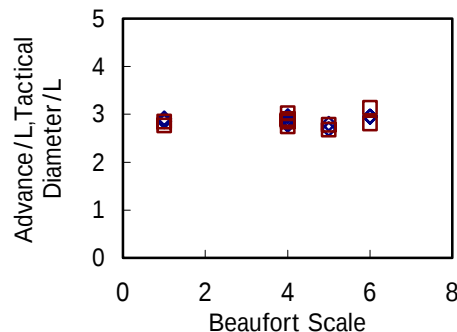


Fig.4.1.36b Advance/L and Tactical Diameter/L

Table4.1.8 A statistic on Advance and Tactical

Diameter in Turning Test

	advance/L		Tactical Diameter/L	
	STB	PORT	STB	PORT
Mean	2.882	2.835	2.929	2.788
Standard Deviation	0.077	0.086	0.129	0.070
Variance	0.006	0.007	0.017	0.005
Range	0.183	0.260	0.357	0.191
Min.	2.779	2.694	2.779	2.681
Max.	2.962	2.953	3.136	2.872
Observed Data	6	6	6	6
Standard Deviation /Mean	0.027	0.030	0.044	0.025

Table4.1.9 A Statistic on Both Sides of Starboard and Port in Turning Test

	Advance/L	Tactical Diameter/L
Mean	2.858	2.859
Standard Deviation	0.081	0.123
Variance	0.007	0.015
Range	0.268	0.455
Min.	2.694	2.681
Max.	2.962	3.136
Observed Data	12	12

Table4.1.10 A Statistic on Mean Value of Each Side of Starboard and Port in Turning Test

	advance/L	Tactical Diameter/L
Mean	2.858	2.859
Standard Deviation	0.069	0.088
Variance	0.005	0.008
Range	0.204	0.243
Min.	2.747	2.730
Max.	2.951	2.972
Observed Data	6	6

Table4.1.11 Comparison of Standard Deviation/Mean on Table9 and Table10

Standard Dev./Mean	Advance/L	Tactical Diameter/L
All	0.028	0.043
Mean	0.024	0.031

同一試験で試験開始時の操舵方向が左右に異なる計測値を平均した値に対する統計量を示している。両方の標準偏差の値を比べると、左右の操舵方向の計測値を平均した値の方が、平均しないものより小さい値になっている。これは左右の非対称成分が除かれたためと考えられる。

また、平均値に対する標準偏差の値で比較すると(Table4.1.11)、左右に操舵方向が異なる計測値の平均を取らない場合(All)で3～4%、左右の平均をとると2～3%程度でわずかに減少する事が解る。このことから、旋回試験においても、実船による海上試運転の計測値は試験開始時の操舵方向が左右に異なる計測値の平均を取った方が分布は最も少ないと考えら、Z操縦試験同様その船の平均的な性能を最もよく表していると言える。

4.1.6 操縦性デ・タベ・スによる解析結果のまとめ

- (1) 日本で建造された287隻の操縦性能デ・タベ・スを構築した。船種は日本での建造量を反映してタンカ・ヤバルクキャリアが多い。
- (2) 実船による操縦性試験デ・タを操縦性暫定基準値と比較した結果、10Z操縦試験のセカンドオ・バ・シュ・ト角および20°Z操縦試験のファ・ストオ・バ・シュ・ト角については運航上問題のない船が多く排除されることから問題である。
- (3) 同型船の試験結果から計測値の分布を検討し実船による海上試運転の計測精度を調べた。その結果、その計測値は試験開始時の操舵方向が左右に異なる計測値の平均値を取った方がその分布は最も少なくなることを示し、この平均値が船の平均的な性能を最も良く表していることを明らかにした。
- (4) 操縦性暫定基準の課題の一つである操縦性能に与える載貨状態の影響については、同一船型で満載状態とバラスト状態の計測値の比較を行い、さらに載貨状態の変化としては喫水とトリムの変化であるが、トリムの影響を例に取り検討した。そして、旋回性能の指標であるアドバンスやタクティカルダイアメ・タに対するトリムの影響は、トリムがイ・ブンキ・ルに近い満載状態とそれ以

外のバラスト状態とで同程度の値を示しており、旋回性能への載貨状態の影響は比較的小さいこと、初期旋回性能については、満載状態の方がバラスト状態よりやや大きくなること、10°および20°のZ操縦試験におけるオ・バ・シュ・ト角については、ほぼイ・ブンキ・ルの満載状態での値の分布がトリムのあるバラスト状態と比べてかなり大きくなり、オ・バ・シュ・ト角に対しては船型の違いによる操縦性能の違いが満載状態で最もよく表れ、バラスト状態ではほとんど現れない場合があることを示した。そして、操縦性デ・タベ・ス全体のデ・タからみても、同一船型の場合と同様の傾向が見られ、Z操縦試験におけるオ・バ・シュ・ト角については、バラスト状態での変化は満載状態と比べてかなり小さいため、バラスト状態での性能から満載状態の性能を評価するのはかなり難しい。

(5) 船型要素と操縦性能との関係について検討した結果、本操縦性デ・タベ・スで見える限り $C_B(B/d)$ 、船尾のフレ・ムライン、船尾プロファイルといった船型要素について操縦性能への影響が見られることを明らかにした。

4.2 実船の操縦性能簡易推定法

この節では、操縦性能暫定基準の指標となっている操縦性能を、主要目等から直接推定する簡便な方法について報告する。なお、操縦性能暫定基準では、事故の際の被害が最も大きくなる満載状態で定められていることから、ここでは満載状態での操縦性能の推定を対象としている。

ここで述べる簡易推定法とは、操縦性暫定基準で定められた指標を直接回帰方程式で求める方法であり、その係数は操縦性デ・タベ・スの試験デ・タから定める。この種の試みには、船型要素を用いて回帰方程式を表した小瀬²⁶⁾の方法があるのみだが、必ずしも十分な結果を得ていない。そこで本報告では井上の操縦微係数²⁷⁾等を用いて回帰方程式のパラメ・タを表す方法を示す²⁸⁾²⁹⁾。

4.2.1 操縦運動方程式

偏角を β 、旋回角速度を r とし、操縦運動を無次元で表示すると次式で表せる²⁹⁾。

$$\begin{aligned} -(m' + m'_y)\ddot{\beta} &= \left\{ -(m' + m'_x) + Y'_r \right\} r' + Y'_\beta \beta' + Y'_{\dot{\beta}} \dot{\beta}' + Y'_\delta \delta' \\ (I'_{zz} + J'_{zz})\ddot{\beta} &= N'_r r' + N'_\beta \beta' + N'_{\dot{\beta}} \dot{\beta}' + N'_\delta \delta' \end{aligned}$$

(1)式より $\ddot{\beta}$ を消去し、 $\ddot{\beta}$ と $\dot{\beta}$ の項を無視すると、良く知られた一次系近似式が得られる。

$$T\delta + r' = K\delta' \quad (4.2.2)$$

ここで T, K は操縦性指数と呼ばれるものである。

4.2.2 針路安定性能、回頭制動性能および初期旋回性能の推定法

針路安定性能、回頭制動性能および初期旋回性能については、Z 操縦試験のオ - パ - シュ - ト角および舵角を 10° 取ったとき初期方位から 10° 方位が変わるまでの航走距離で評価される。Z 操縦試験では、 T, K いずれも重要な働きをするが、この操縦性指数と針路安定判別式は密接な関係にある。従って、これら3つの性能の指標を推定する回帰方程式を針路安定判別式から求めることとする。村橋ら²¹⁾は合理的な舵面積決定法を求める際、操縦運動を考慮した舵の項を含む針路安定判別式を導いているが、このとき線形の操縦微係数の表現に古いタイプの井上の式を用いている。ここでは、線形の操縦微係数の表現には新しい井上の式²⁷⁾を用い、同様の方法で舵の影響を含む針路安定判別式を導く。

今、村橋らと同様に舵力に操縦運動の影響を考慮すると舵力は次のように表せる。

$$\begin{aligned} Y_{\delta'} \delta' &= C_{YR} \left\{ \delta' - \gamma (\beta' - l'_R r') \right\} \\ N_{\delta'} \delta' &= C_{NR} \left\{ \delta' - \gamma (\beta' - l'_R r') \right\} \end{aligned} \quad (4.2.3)$$

ここで整流係数 γ は、厳密には $\gamma = \gamma_R (U/u_R)$ (U : 船速、 u_R : 舵位置での前後方向流入速度) であるが、 $U/u_R = 1$ とし $\gamma = \gamma_R$ と仮定する。この仮定は、実験結果³⁰⁾を見ると妥当と考えられる。また、船の重心から舵までの距離 l'_R は実験係数として扱われている³¹⁾が、これについては後述する。

さらに、船の操縦運動の操舵方向に対する非対称性の原因の一つである当て舵量 δ'_0 については、実船の操縦試験での左右それぞれの操舵方向に対する計測値の平均値を推定の対象とする事によって無視できると考える。

今、舵中央の状態を考えているから $\delta = \delta' = 0$ とすると、(4.2.1)、(4.2.3)式より

$$\begin{aligned} \beta' &= - \frac{1}{(m' + m'_y)} \\ &\times \left[(Y'_\beta - C_{YR} \gamma) \beta' + \left\{ -(m' + m'_x) + Y'_r + C_{YR} l'_R \gamma \right\} r' \right] \\ r' &= \frac{1}{I'_{zz} + J'_{zz}} \\ &\times \left[(N'_\beta - C_{NR} \gamma) \beta' + (N'_r + C_{NR} l'_R \gamma) r' \right] \end{aligned}$$

これらを整理すると次のようになる。

$$\begin{aligned} \begin{pmatrix} \beta' \\ r' \end{pmatrix} &= \begin{pmatrix} a_{11} & a_{12} \\ a_{21} & a_{22} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \beta' \\ r' \end{pmatrix} \\ a_{11} &= - \frac{Y'_\beta - C_{YR} \gamma}{(m' + m'_y)}, \quad a_{12} = - \frac{\left\{ -(m' + m'_x) + Y'_r + C_{YR} l'_R \gamma \right\}}{(m' + m'_y)} \\ a_{21} &= \frac{N'_\beta - C_{NR} \gamma}{I'_{zz} + J'_{zz}}, \quad a_{22} = \frac{N'_r + C_{NR} l'_R \gamma}{I'_{zz} + J'_{zz}} \end{aligned}$$

このとき、 $D = a_{11}a_{22} - a_{12}a_{21}$ とすると針路安定な条件は、 $D > 0$ が必要かつ十分な条件となる。この D から舵の影響を含む針路安定判別式が求まる。これを以下に示す。

$$\begin{aligned} D &= a_{11}a_{22} - a_{12}a_{21} \\ &= \frac{(Y'_\beta - C_{YR} \gamma)(N'_r + C_{NR} l'_R \gamma)}{(m' + m'_y)(I'_{zz} + J'_{zz})} - \frac{\left\{ -(m' + m'_x) + Y'_r + C_{YR} l'_R \gamma \right\}(N'_\beta - C_{NR} \gamma)}{(m' + m'_y)(I'_{zz} + J'_{zz})} \end{aligned}$$

今 $Y'_\beta = -Y'_{v\beta}$, $N'_\beta = -N'_{v\beta}$, $Y'_r = Y'_{r\beta}$, $C_{NR} = -C_{YR}/2$ とおくと、

$$D = \frac{1}{\Delta} \left[(Y'_v + C_{YR} \gamma) \left(N'_r + C_{YR} \frac{l'_R \gamma}{2} \right) + \left\{ (m' + m'_x) - Y'_r + C_{YR} l'_R \gamma \right\} \left(N'_v - C_{YR} \frac{\gamma}{2} \right) \right] \quad \dots\dots\dots (4.2.4)$$

ここで、 $\Delta = (m' + m'_y)(I'_{zz} + J'_{zz})$

線形の操縦微係数 $Y'_{v\beta}$, $N'_{v\beta}$, $Y'_{r\beta}$, $N'_{r\beta}$ には井上の式を用いる。舵の直圧力は次式で表す。

$$C_{YR} = - (1 + a_H) \left(\frac{6.13\lambda}{\lambda + 2.25} \right) \left(\frac{A_R}{Ld} \right) \left(\frac{u_R}{U} \right)^2 \quad \dots\dots\dots (4.2.5)$$

船体の横方向の付加質量 (m'_y) および重心周りの付加慣性モーメント (J'_{zz}) は、Clarke の推定式³²⁾で推定する。なお、船体の前後方向の付加質量 (m'_x) は、船の質量 (m') の 10% ($m'_x = 0.1m'$) とした。さらに、貫動半径 (l'_z) を $l'_z = 0.25$ とすると、船の慣性モーメントは、 $I'_{zz} = m' l'^2_z$ 。主船体への舵の干渉係数である a_H は、 C_B の 1 次式で表す²⁷⁾。また、 $U/u_R = 1$ と仮定し、これらを(4.2.4)式に代入する。さらに、フレームラインの影響を表すパラメータとして σ_a を線形の微係数に 1 次式で導入する。ただし、回帰モデルの項数を減らすために σ_a^2 の項は無視すると、(4.2.4)式は次のように表される。ここで、 $a_1 \sim a_3$ は各線形微係数の修正項の係数である。

$$D = \frac{1}{\Delta} \left[\begin{aligned} &\{Y'_v N'_r + (m' + m'_x - Y'_r) N'_v\} \\ &+ a_1 \sigma_a Y'_v N'_r + a_2 \sigma_a \{(m' + m'_x) - Y'_r\} N'_v \\ &+ C_{YR} \gamma \left\{ -l'_R \frac{Y'_v}{2} - \frac{(m' + m'_x - Y'_r)}{2} \right\} \\ &\quad \left\{ -l'_R N'_v + N'_r \right\} \\ &+ a_3 \sigma_a C_{YR} \gamma \left\{ -l'_R \frac{Y'_v}{2} + \frac{Y'_r}{2} \right\} \\ &\quad \left\{ -l'_R N'_v + N'_r \right\} \end{aligned} \right] \quad \dots\dots\dots(4.2.6)$$

さらに、整流係数 γ についても船体後半部のフレムライン影響を受けると考え、 σ_a の 1 次式として次式で表す。また、 l'_R も同様に σ_a の 1 次式で表す。

$$\gamma = 1 - a_\gamma \sigma_a$$

$$l'_R = a_{l0} + a_{l1} \sigma_a$$

これらの定数 a_γ, a_{l0}, a_{l1} は実験結果³⁰⁾から求めている。

操縦性暫定基準における針路安定性能および回頭制動性能の指標である Z 操縦試験における各オバ・シュ・ト角および初期旋回性能の指標である航走距離が、針路安定判別式(4.2.6)式と近似的に線形関係にあると仮定する。このとき、 10° Z 操縦試験のファ・ストオ・バ・シュ・ト角 (Ψ_{10-1}) とセカンドオ・バ・シュ・ト角 (Ψ_{10-2}) および 20° Z 操縦試験のファ・ストオ・バ・シュ・ト角 (Ψ_{20-1})、 10° Z 操縦試験において舵角を 10° 取ったとき初期方位から 10° 変針するまでの船の航走距離 (S_T) を推定する回帰方程式は(4.2.6)式の各項をパラメータとして表せる。 10° Z 操縦試験のファ・ストオ・バ・シュ・ト角 (Ψ_{10-1}) を例に示すと次のようになる。

$$\Psi_{10-1} = \left[\begin{aligned} &b_0 + b_1 \frac{1}{\Delta} (Y'_v N'_r + \{(m' + m'_x) - Y'_r\} N'_v) \\ &+ b_2 \sigma_a \frac{1}{\Delta} (Y'_v N'_r) + b_3 \sigma_a \frac{1}{\Delta} \{(m' + m'_x) - Y'_r\} N'_v \\ &+ b_4 \gamma C_{YR} \frac{1}{\Delta} \left\{ -l'_R \frac{Y'_v}{2} - \frac{((m' + m'_x) - Y'_r)}{2} \right\} \\ &\quad \left\{ -l'_R N'_v + N'_r \right\} \\ &+ b_5 \sigma_a \gamma C_{YR} \frac{1}{\Delta} \left\{ -l'_R \frac{Y'_v}{2} + \frac{Y'_r}{2} - l'_R N'_v + N'_r \right\} \end{aligned} \right] \quad \dots\dots\dots(4.2.7)$$

ここで $b_0 \sim b_5$ は回帰式の係数であり、その値は実船試験データから指標ごとに求める。この係数に(4.2.6)式の係数 $a_1 \sim a_3$ も含まれる。また、 σ_a^2 の項は回帰式の項数を減らすために省略している。

4.2.3 旋回性能の推定法

旋回性能は旋回試験でのアドバンス、タクティカルダイアメータで評価される。(4.2.2)式の解は、回頭角を ψ とすると次式で表される。

$$\psi = K S \{ S - T(1 - e^{-S/T}) \}$$

ここで S は単位時間に船が進む距離で船長で無次元化された値である。これから舵角 35° の旋回運動で 90° 変針するまでの航走距離は、

$$S = \frac{1}{K} \frac{90}{35} + T(1 - e^{-S/T}) \quad (4.2.8)$$

で表される。これから T が小さければ短い時間で定常旋回に入り、 K が大きければ短い距離で方位角が 90° となり、アドバンスが小さくなることが解る。村橋らによると $\psi = 60^\circ, s = 3$ を越えるとほぼ定常運動になるから、(4.2.8)式からアドバンスが近似的には $1/K$ に比例すると仮定しても妥当と考える。タクティカルダイアメータにも同様のことが成り立つと考える。従って、旋回性能の回帰方程式は $1/K$ から求めることとする。

前節同様に舵力の項に操縦運動の影響を考慮すると、 K は次式の様に示される。

$$K = \frac{C_{YR} \left(N'_\beta + \frac{1}{2} Y'_\beta \right)}{\left[\begin{aligned} &(Y'_\beta - C_{YR} \gamma) \left(N'_r - \frac{\gamma}{2} C_{YR} l'_R \right) \\ &- \left(N'_\beta + \frac{\gamma}{2} C_{YR} \right) \{ -(m' + mx') + Y'_r + C_{YR} \gamma l'_R \} \end{aligned} \right]} \quad \dots\dots\dots(4.2.9)$$

今、 $N'_\beta = Y'_\beta l'_\beta$ とおき(4.2.9)式を整理すると、次式が得られる。

$$\frac{1}{K'} = \frac{1}{C_{YR} \left(l'_\beta + \frac{1}{2} \right)} \left[N'_r - l'_\beta \{ Y'_r - (m' + mx') \} \right] - \frac{\gamma}{\left(l'_\beta + \frac{1}{2} \right)} \left[\frac{N'_r}{Y'_\beta} + \frac{1}{2 Y'_\beta} \{ Y'_r - (m' + mx') \} + l'_R \left(l'_\beta + \frac{1}{2} \right) \right]$$

さらに、 $Y'_\beta = -Y'_v$, $N'_\beta = -N'_v$, $l'_\beta = l'_v$ と置き換え、

線形微係数には井上の微係数を使用し、フレームライン影響を考慮して σ_a の1次式を導入する。また、 γ および l'_R を σ_a の1次式で表すと、結局旋回性能の指標であるアドバンス(A_D)およびタクティカルダイアメータ(T_D)を表す回帰式が得られる。ここではアドバンスを例に次式に示す。

$$A_D = b_0 + \frac{b_1}{C'_{YR} \left(l'_v + \frac{1}{2} \right)} \left[N'_r - l'_v \{ Y'_r - (m' + m'_x) \} \right] \\ + \frac{b_2 \sigma_a}{C'_{YR} \left(l'_v + \frac{1}{2} \right)} (N'_r - l'_v Y'_r) \\ + \frac{b_3}{\left(l'_v + \frac{1}{2} \right)} \left[-\frac{N'_r}{Y'_v} - \frac{1}{2Y'_v} \{ Y'_r - (m' + m'_x) \} \right] \\ + l'_R \left(l'_v + \frac{1}{2} \right) \quad \dots\dots\dots (4.2.10)$$

ここで第3項は、第2項のフレームライン影響の修正項であり、 $1/Y'_v$ のフレームライン修正の項は回帰式の項数を減らすために省略している。また、 C_{YR} は(4.2.5)式に $\cos 35^\circ$ を掛けるべきだが、定数なので係数 c_1 に含めて考える。さらに、 u_R/U についても定数として扱い係数に含めている。

4.2.4 実船試験による計測値と推定値との比較

(4.2.7)式および(4.2.10)式に示した回帰式の係数を、1998年までに収集した実船の満載状態での操縦性試験結果から求めている。この時の船種と隻数をTable4.2.1に示す。タンカ - が最も多くそれにバルクキャリア - を加えたものとなっている。この時求められた回帰式の係数およびその推定式と計測値の相関係数等をTable4.2.2に示す。この相関係数の欄に以前著者の一人が提案した方法²⁸⁾(これ以降旧推定法と呼ぶ)での値を括弧で示しているが、 $10^\circ Z$ 操縦試験のファースト - バ

Table4.2.1 A Kind of Ship and a Number of Ship Used for Regression Analysis.

Item	Turning Ability		Initial Turning Ability	Course Keeping Ability & Yaw Checking Ability		
Test	Turning		10' / 10'	Zig-zag	Manoeuvre	20' / 20' Zig-zag Manoeuvre
Index	Advance/L	Tactical Diameter/L	Track Reach/L	1st Overshoot Angle(deg)	2nd Overshoot Angle(deg)	1st Overshoot Angle(deg)
TANKER	23	23	18	18	18	15
BULK CARRIER	7	7	6	6	6	6
CONTAINER	0	0	1	1	1	0
TOTAL	30	30	25	25	25	21

Table4.2.2 Coefficients of Correlation and Coefficients of Simplified Estimation Equation

Item	Turning Ability		Initial Turning Ability	Course Keeping Ability & Yaw Checking Ability		
Test	Turning		10' / 10'	Zig-zag	Manoeuvre	20' / 20' Zig-zag Manoeuvre
Index	Advance / L	Tactical Diameter / L	Track Reach / L	1st Overshoot Angle(deg)	2nd Overshoot Angle(deg)	1st Overshoot Angle(deg)
Coefficient of Standard Error	0.657 (0.693)	0.718 (0.728)	0.668 (0.743)	0.785 (0.665)	0.815 (0.825)	0.837 (0.909)
Observed Data	0.211	0.288	0.163	3.337	7.022	2.493
Number of Parameters	30	30	25	25	25	21
	3	3	5	5	5	5
b_0	6.288	0.356	-0.425	109.824	129.985	54.325
b_1	0.112	1.761	-0.456	6.965	-14.023	-1.063
b_2	0.290	1.185	4.958	-119.877	-160.810	-59.357
b_3	4.096	-2.599	1.152	4.466	-14.474	-13.994
b_4			1.638	-76.321	-63.442	-24.287
b_5			-5.719	197.039	127.863	27.173

- シュ - ト角を除いて旧推定法より相関係数がやや小さくなっている。特に $20^\circ Z$ 操縦試験のファ - ストオ - バ - シュ - ト角については推定精度が旧推定法より悪くなっているが、ほぼ実用的なレベルに有ると考える。この時の推定値と計測値とを比較したものを Fig.4.2.3 に示す。ここで実船の操縦性試験結果は、左右それぞれの操舵方向に対する計測値の平均値を用いている。図中の点線は Table4.2.2 の標準誤差の値だけ実線から上下させた値である。この標準誤差の値は、計測値に対する推定値の標準偏差の様なもので、4.1.5 項の操舵方向が異なる計測値の平均に対するオ - バ - シュ - ト角の標準偏差と比べると、3~4 倍となっている。実船の計測精度が 1 船型の計測誤差に対して、推定式の誤差は 20~30 船型に対する誤差ともいえ、この程度の誤差はやむを得ないとする。その意味で全般的に各性能の指標がほぼ推定できていると言える。また、 $10^\circ Z$ 操縦試験のファ - ストオ - バ - シュ - ト角を旧推定法の推定式で推定し実船試験結果と比較したものを Fig.4.2.1 に示すが、最も大きなオ - バ - シュ - ト角の推定値（黒丸印）は実船試験結果よりかなり離れており、これと比べると今回の推定法のほうが非常に良く推定されているのがわかる。これにより今回取り入れた操縦運動を考慮した舵力の効果が明らかである。また、これがファ - ストオ - バ - シュ - ト角の相関係数が旧推定法より大きくなった理由と考えられる。

4.2.5 SR221 シリ - ズ模型試験結果および 3 隻のタンカ - の海上試験結果との比較

簡易推定式の有効性を調べるために、SR221 の模型試験結果³³⁾および 1999 年に収集された 3 隻のタンカ - の試験結果と比較した結果を Fig.4.2.4 に示す。これらのデ - タは回帰式の係数を求めるのに用いたデ - タに含まれてない。ここでも、全般的に各性能の指標がほぼ推定できている。SR221 シリ - ズの模型試験結果との

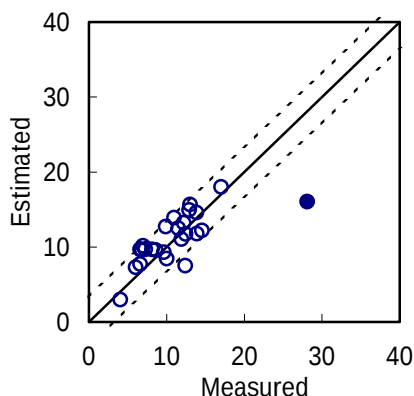


Fig.4.2.1 1st OvershootAngle (deg)($10^\circ Z$)(Ref.(28))

比較では、Fig.4.2.2 に $10^\circ Z$ 操縦試験のファ - ストオ - バ - シュ - ト角を旧推定法で推定した結果を示すが、今回の推定法の方がかなり良く表現できていることが解る。このことから今回取り入れた操縦運動を考慮した舵力の効果が明らかである。

4.2.6 簡易推定法のまとめ

操縦運動の影響を考慮した舵力の項を入れた回帰式による、操縦性暫定基準に定められた指標に対する推定法を開発し、実船の操縦試験結果と比較した。その結果、旧推定法の結果と比べて特に $10^\circ / 10^\circ Z$ 操縦試験での大きなファ - ストオ - バ - シュ - ト角の推定精度の向上が見られた。また、本推定法を実船による操縦性試験結果と比較してその有効性を明らかにした。この結論は、限られたデ - タに基づくものであり、今後更に多くのデ - タと比較検討する必要がある。しかし、船の主要寸法や船型を表すいくつかのパラメ - タから暫定基準の各指標を推定できること、また回帰式のパラメ - タは操縦運動方程式から導出していることから、実船の操縦試験デ - タを持つ造船所等で実用的な推定手法として利用できるものとする。

(第 4 章のおわりに)

操縦性能デ - タベ - スの解析結果について報告した。また、操縦性暫定基準で定められた指標を直接簡便に求める方法も開発した。これらの結果は、今後国際海事機関 (IMO) も含めて有効に活用されることを期待している。

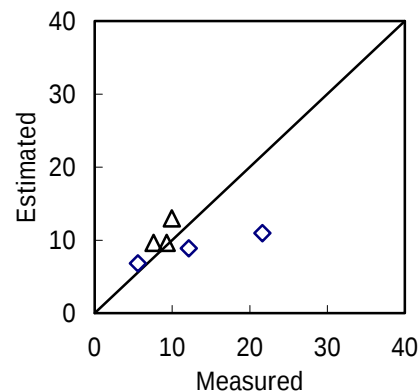


Fig.4.2.2 1st Overshoot Angle(deg)($10^\circ Z$)(Ref.(28))

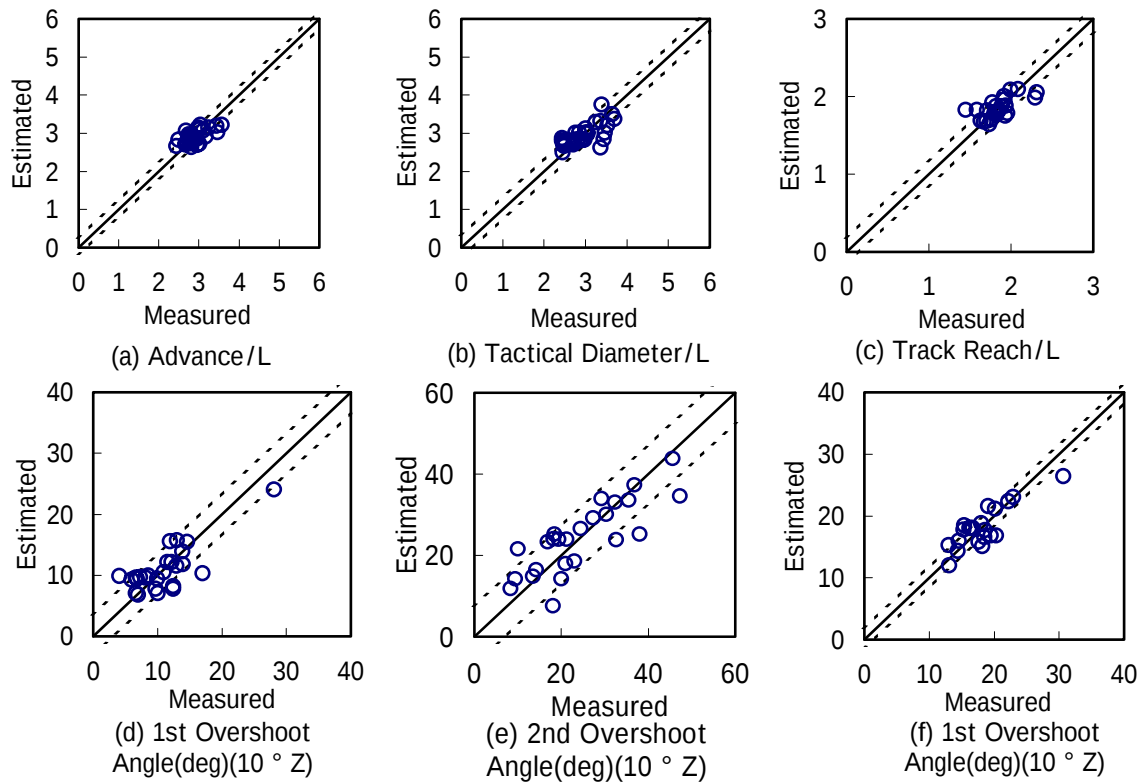


Fig.4.2.3 Comparison between Estimated Values and Measured Ones in Manoeuvring Tests of Ships

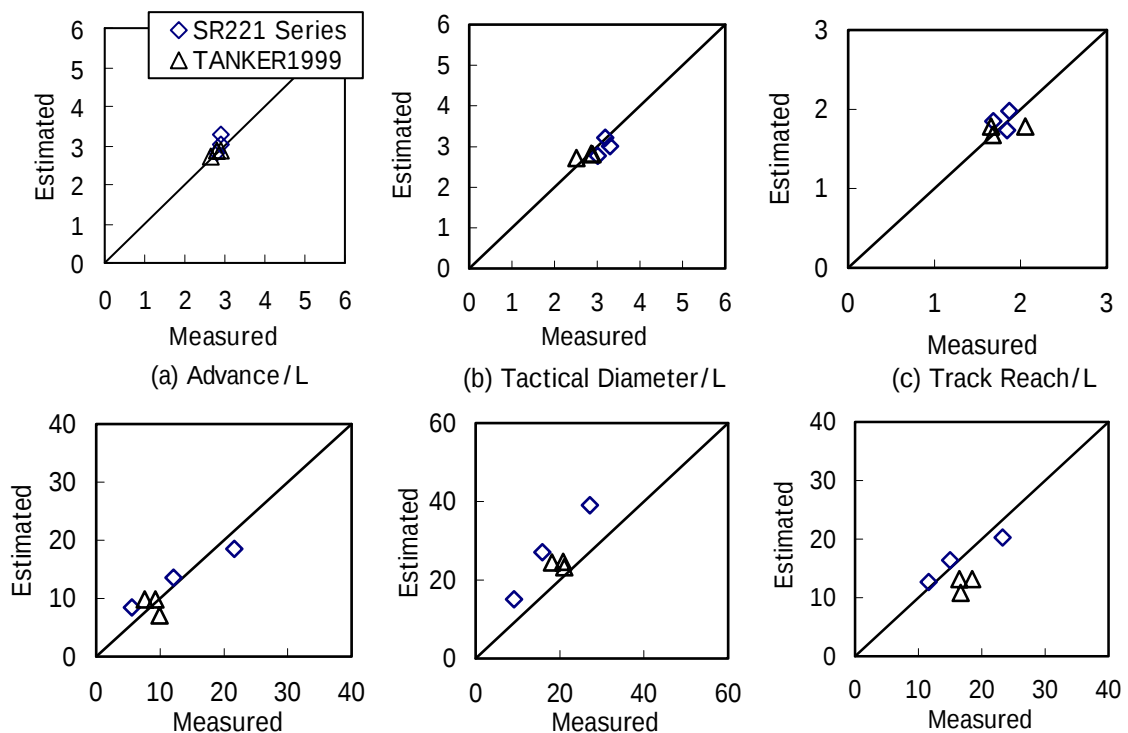


Fig.4.2.4 Comparison between Estimated Values and Measured Ones in Model Tests of SR221 Series and Manoeuvring Tests of Tankers in 1999

4. の参考文献

- (1) A 18/Res.751 : RESOLUTION A.751(18), INTERIM STANDARDS FOR SHIP MANOEUVRABILITY, (1993)
- (2) 運輸省海上技術安全局：海安第 131 号, (1994)
- (3) DE35/INF.14: MANOEUVRABILITY OF SHIPS AND MANOEUVERING STANDARDS, (1992)
- (4) MSC 70/20/6, Revision of Interim Standards for Ship Manoeuvrability (resolution A.751(18)), (1998)
- (5) 芳村康男：操縦性基準における停止性能の検討, 日本造船学会論文集, 第 176 号, (1994), pp.259-265
- (6) MSC 71/20/9, The results of investigation and proposals for the amendments to interim standards for ship manoeuvrability (resolution A.751(18)), (1999)
- (7) 野本謙作：船の操縦性, 造船協会誌第 424 号, (1964), pp.8-22
- (8) Yasuo Yoshimura et al. : CRITERIA FOR YAW-CHECKING AND COURSE-KEEPING ABILITIES IN IMO's INTERIM STANDARDS FOR SHIP MANOEUVRABILITY, MARSIM2000, (2000), pp.389-400
- (9) MSC/Circ.644 : EXPLANATORY NOTES TO THE INTERIM STANDARDS FOR SHIP MANOEUVRABILITY, (1994)
- (10) 井上正祐他：トリム時の船体操縦微係数の推定, 西部造船会会報, 第 55 号(1977), pp.127-139
- (11) 井上正祐他：等喫水船体の操縦微係数について, 西部造船会会報, 第 57 号(1978), pp.13-19
- (12) 井上正祐他：操縦時船体に働く横力・モメントの非線型項について, 西部造船会会報, 第 58 号(1979), pp.127-139
- (13) Kijima, K. et al. : On the Manoeuvring Performance of a ship with the Parameter of loading Condition, 日本造船学会論文集, 第 168 号(1990), pp.141-148
- (14) 貴島勝郎他：操縦性能推定における載貨状態の影響に関する一考察, 西部造船会会報, 第 89 号, (1995), pp.155-166
- (15) 貴島勝郎他：船尾形状を考慮した操縦流体力の近似的表現, 西部造船会会報, 第 98 号, (1999), pp.67-77
- (16) 小瀬邦治他：載荷状態が操縦性に及ぼす影響に関する研究, 西部造船会会報, 第 82 号, (1991), pp.155-165
- (17) 第 7 基準研究部会：船舶の操縦性基準に関する研究, 国際規則と船舶設計等との関連に関する調査研究報告書の別冊, (1993), pp.57-86
- (18) 第 74 基準研究部会：操縦性デ - タベ - スシステムの活用と操縦性暫定基準の検討(平成 9 年度報告書), (1998), pp.2-26
- (19) 三宮一彦他：載荷状態が操縦微係数に及ぼす影響について, 西部造船会会報, 第 99 号, (1999), pp.103-113
- (20) 松本光一郎：運動性能を考慮した線形設計法, 線形設計と流力最適化問題, 試験水槽委員会シンポジウム, 日本造船学会, (1999), pp.141-171
- (21) 村橋達也、山田孝三郎：操縦性より見た舵面積決定法, 西部造船会々報第 32 号, (1966), pp.1-14
- (22) 森 正彦：船型設計ノ - ト<24>, 船の科学, Vol.48 1995-3, (1995), pp.40-49
- (23) Fujino, M : Keynote lecture : Prediction of ship manoeuvrability : State of the art, Marine Simulation and Ship Manoeuvrability, (1996)
- (24) KOSE., K., et al.: Systematic approach for ship manoeuvrability prediction, Marine Simulation and Ship Manoeuvrability, (1996)
- (25) 小瀬邦治他：船尾形状が操縦性能に及ぼす影響に関する研究, 西部造船会々報第 78 号, (1989), pp.129-136
- (26) 第 223 研究部会：乾貨物船の載荷状態が運航性能に及ぼす影響, 2.海上試運転結果の収集, 解析, 平成 7 年度報告書(総合報告書), (社)日本造船研究協会, (1996), pp.3-24
- (27) 平野雅祥他：第 3 回操縦性シンポジウム, 造船設計への操縦運動モデルの応用 - 実船の操縦性能推定 -, 日本造船学会, (1981), pp.101-136
- (28) TOMIHIRO HARAGUCHI : SIMPLE ESTIMATION METHOD ON SHIP MANOEUVRABILITY BY MEANS OF MANOEUVRING PERFORMANCE DATABASE, MARSIM2000, (2000), pp.289-300
- (29) 原口富博：実船の操縦性能の簡易推定法, 西部造船会第 101 回例会(平成 12 年度秋季造船三学会連合会講演会)で講演予定, (2000)
- (30) 藤井斉、野本謙作：.操縦性試験法, 第 2 回操縦性シンポジウム, 日本造船学会, (1970), pp.1-39
- (31) SR221 研究部会：操縦運動時の船体周囲流場に関する研究報告書(第 2 年度), (社)日本造船研究協会, (1995), pp.68-107
- (32) 小瀬邦治他：第 3 回操縦性シンポジウム, 操縦運動の数学モデルの具体化 - 船体・プロペラ・舵の相互干渉とその表現, 日本造船学会, (1981), pp.27-80
- (33) 高品純志、石黒剛：船舶設計時における操縦性能の推定と評価、第 2 章船の設計と操縦性能, 運動性能研究委員会・第 10 回シンポジウム, 日本造船学会, (1993), pp.15-54

- (34) SR221 研究部会:操縦運動時の船体周囲流場に
関する研究成果報告書, (社)日本造船研究協会,
(1996), pp.7-26

5．操縦性能統合評価システム

5．1 はじめに

H9 年から H13 年度まで実施した特定研究「操縦性能評価技術に関する研究」では、船体に作用する操縦流体力微係数の推定精度の向上、風や波の外乱力推定精度の向上、実船の操縦性試験データベースを使った操縦性能推定手法の検討を行ってきた。これらの成果を幅広く、容易に活用できるよう 1 つのシステムとして統合し、船舶の操縦性能を評価するためのツールを構築した。

本システムを用いることにより設計段階において想定船舶の操縦性能を把握することができるとともに、実船試験等における外乱の影響を評価することも可能である。

ここでは、この操縦性能統合評価システムの内容を紹介する。

5．2 システムの概要

操縦運動の基本計算は、MMG グループによって提案された操縦運動モデル¹⁾²⁾³⁾を用い、操縦流体力微係数及び外乱の推定計算については、従来から提案されている方法⁴⁾⁵⁾⁶⁾に加え、より推定精度が向上した当所における研究成果を利用することが可能である。具体的には、船体に作用する操縦流体力の推定は、細長体理論に基づく野中によって提案された方法⁷⁾及び CFD 計算⁸⁾により求められた結果、外乱力の推定は、藤原らによって提案された風圧力推定法⁹⁾、上野らの波漂流力推定法¹⁰⁾を用いることが可能である。最終的な結果は、画面上に航跡及びグラフで表示されるが、立体的に船体運動を描画し、視覚的に把握できる表示機能も備えている。

さらに、時間シミュレーションにより操縦運動を計算する方法とは異なり、実船の操縦性試験データベースを基に船体主要目から簡易に操縦性能を推定する方法¹¹⁾を利用することもできる。

5．3 システムの構成

操縦性能統合評価システムは、以下に示す 6 つのパートから構成され、それぞれ独立して機能する。

1)入力データ作成

操縦運動を計算するためのデータ（船体主要目及び船型データ等）を入力及び修正

2)操縦流体力推定

細長体理論に基づく野中の方法による船体に

働く流体力の計算

3)操縦運動計算

入力データを使って操縦運動の計算及び計算結果の表示

4)計算結果グラフ表示

計算結果を再確認するための出力時系列データの表示

5)計算結果 3-D 表示

計算結果の 3 次元動画表示及び描画する船舶の作画と修正

6)操縦性能簡易推定

実船試験データの回帰推定式による船体主要目のみから操縦運動の推定

使用環境は、パーソナルコンピュータ（DOS/V 互換機）を想定し、OS はマイクロソフト社の Windows とする。画面上で開かれたパネルにパラメータの入力及び選択を行うことで実行できる。入力画面例として、初期画面及び船体主要目の入力画面を Fig.5.3.1、Fig.5.3.2 に示す。

個々の構成要素の詳細について以下に示す。

5．3．1 入力データ作成

操縦運動及び操縦性能簡易推定のために必要なデータを入力すると共に計算方法の選択を行う。船体に作用する流体力の表現方法は平野モデル³⁾及び貴島モデル⁶⁾のいずれかの方法を選択する。

また、一般的に操縦運動を推定する場合には、前進方向、横方向、船首回頭方向の 3 自由度で計算されることが多いが、横傾斜を含めた 4 自由度の操縦運動についても計算することができる。

計算項目は以下の通りである。

- ・定常旋回（設定舵角に対する旋回中の船速低下、偏角、角速度を求める。）
- ・旋回（設定舵角での航跡を求め、船の旋回性能や外乱による影響を推定する。）
- ・逆スパイラル（設定旋回角速度に対する平均舵角を求める。）
- ・新針路（転舵方位角に対する元針路からの針路変更角及び新針路距離を推定する。）
- ・Z 操舵（Z 操縦を行った時のオ - バ - シュ - ト角を求める。）
- ・強風下保針（風圧下での船の直進限界の風速を求める。）
- ・任意操舵（主機出力及び舵角を任意に入力し、その際の船の航跡等を求める。）
- ・スラスタ作動時の任意操舵（任意運動中にスラスタ作動時の船の航跡等を求める。）
- ・プロペラ逆転による停止制動（プロペラ逆転時の

操縦運動を推定する。)

外乱については、風、波、潮流の影響を含めて計算を行うことが可能である。波漂流力及び野中の方法等により水面下船体に作用する流体力を計算する際には、水面下船体形状のデータを入力する。一例として、風の計算条件入力画面を Fig.5.3.3 に示す。

最終的に入力データを保管することにより入力データの作成を完了する。

5.3.2 操縦流体力計算

船体に働く操縦流体力の計算を野中によって提案された細長体理論に基づく方法で行う場合は、5.3.1 で作成した入力データ及び船型データを使って本ルーチンにおいて事前に計算を行う。また、出力結果を保存する。計算の出力結果が保存されるため、条件が同じであれば再度計算を行う必要はない。

5.3.3 操縦運動計算・結果表示

5.3.1 で作成した入力データ及び船型データを使って、操縦運動の計算を行う。計算結果の主な項目は計算終了後、画面表示される。詳細な計算データについては、別途テキストファイルで出力されているのでそのファイルを参照することが可能である。一例として、Fig.5.3.4、Fig.5.3.5 に平野モデルで求めた旋回運動の計算結果を示す。

5.3.4 船体運動の計算結果 3-D 表示

(1) 表示用船舶の作成

3次元アニメーションで結果を表示する際に使用する上部構造物を含めた船体形状を作画する。主船体形状については、幅、高さデータを入力する。上部構造物については、直方体等の幾何学形状を用い、組み合わせることにより表現する。

なお、VLCC、コンテナ船、客船等の詳細な描画サンプルを備えているため、それらのデータを使えば作画することなく計算結果をアニメーション表示することができる。

(2) 動画表示

計算結果の出力ファイル及び3-D表示用船型データを使ってモニター上に3次元で運動の表示を行う。2隻まで船の運動を表示することができるため、航跡の比較を行うことが可能である。

5.3.5 操縦性能簡易推定

船体主要目データから実船試験データの回帰推定式により操縦運動を推定する。計算項目は、IMO 操縦性能暫定基準(A751(18)¹²⁾で規定されている内容

を対象として、

- ・旋回縦距 (Advance)
- ・旋回径 (Tactical Diameter)
- ・初期旋回性能 (Initial Turning Ability)
- ・10度Z操縦試験ファーストオブ・バ・シュート角及びセカンドオブ・バ・シュート角
- ・20度Z操縦試験のファーストオブ・バ・シュート角

である。計算方法の詳細については、第4章を参照されたい。

簡易推定の入力画面及び計算結果を Fig.5.3.6 に示す。

5.4 操縦運動計算方法

操縦運動の計算は、「操縦運動の数学モデル検討グループ(MMG)」により提案された数学モデル(MMGモデル)を用いる¹⁾²⁾³⁾。その内の代表的な方法として平野らによって提案されている方法³⁾及び貴島らによって提案されている方法⁶⁾を取り上げる(ここでは、それぞれを平野モデル及び貴島モデルと名付ける。)

その際のシミュレーション計算は、以下の仮定に基づき行うこととする。

- ・平水中及び外乱下での深水域における操縦運動を取り扱う。
- ・操縦運動は、前進、横流れ、旋回、横傾斜を考慮する。
- ・1軸1舵船を対象とする。
- ・外乱による力としては、風、波、潮流を考慮する。
- ・サイドスラスタを装備する場合には、サイドスラスタの推力も考慮する。

5.4.1 基本方程式

MMGモデルに従い計算を行う。座標系は Fig.5.4.1 に示す様に水平面内に空間固定座標 $O-x_0y_0$ をとる。また、船の重心 G に原点を置き、船首方向に x 軸、水平面内の船幅方向に y 軸を、鉛直下方に z 軸をとった船体固定座標 $G-xyz$ を考えると船の運動方程式は次の様に表される。

$$\begin{aligned} m(\dot{u} - vr) &= X \\ m(\dot{v} + ur) &= Y \\ I_{zz}\dot{r} &= N \\ I_{xx}\dot{p} &= K \\ 2\pi I_E \dot{\theta} &= Q \end{aligned} \quad (5.4.1)$$

ここで m ; 船体質量、 I_{zz} 、 I_{xx} ; 回転慣性モーメント、 I_E ; 主機及びプロペラ軸系の回転慣性モーメントである。(5.4.1)式における右辺の力及びモーメントは、次の様に表される。

$$\begin{aligned} X &= X_H + X_P + X_R + X_A + X_W + X_T \\ Y &= Y_H + Y_P + Y_R + Y_A + Y_W + Y_T \\ N &= N_H + N_P + N_R + N_A + N_W + N_T \quad (5.4.2) \\ K &= K_H + K_P + K_R + K_A + K_W + K_T \\ Q &= Q_P + Q_E \end{aligned}$$

ここで、添え字 H 、 P 、 R 、 A 、 W 、 T を付した項は、それぞれ主船体(裸殻)に働く流体力、プロペラによる力、舵により主船体に誘起される流体力、風による風圧力、波による強制力(フルードクリロフ力及び波漂流力)、スラスタにより生じる力及びモーメントを表す。なお、 Y_P 、 N_P 、 K_P はプロペラ逆転による不平衡力を表わす。また、 Q_P 、 Q_E は、プロペラ及び主機トルクである。

(5.4.2)式右辺外力項については、平野モデル及び貴島モデルの2種類の方法により求めることとする。ただし、断りのない限り各力及びモーメントの無次元値は、以下のように定義される。

$$\begin{aligned} X', Y' &= X, Y / \frac{1}{2} \rho L d U^2 \\ N', K' &= N, K / \frac{1}{2} \rho L^2 d U^2 \quad (5.4.3) \\ r' &= r L / U \end{aligned}$$

ここで、 ρ ; 水の密度、 L ; 船長(= L_{pp})、 d ; 平均喫水、 U ; 船速を示す。

5.4.2 平野の方法

はじめに、平野の方法について述べる。

(1) 主船体に働く x 軸方向の流体力 (X_H)

主船体に働く x 軸方向の流体力は、次式で表わす。

$$X_H = -m_x \ddot{x} + (m_y + X_{vr})vr + X(u) + X_{vv}v^2 + X_{rr}r^2 + X_{vvv}v^3 \quad (5.4.4)$$

ここで m_x 、 m_y はそれぞれ x、y 軸方向の付加質量で付加慣性モーメント(J_{zz})(5.4.8)式中)と合わせて、元良の推定図表より求める¹³⁾。

(5.4.4)式第2項は、係数を $m_y + X_{vr} = C_m m_y$ の形に表現し、 C_m は Fig.5.4.2 に示すように長谷川の推定

(204)

図表¹⁴⁾より方形係数 C_B の関数として推定する。

第3項は船体抵抗であり、有効馬力(EHP)から推定する。また、 X_{vv} 、 X_{rr} 、 X_{vvv} については実験値を用いることにするが、入力が無い場合は省略して計算を行う。

(2) プロペラ推力 (X_P)

プロペラ推力 X_P は、次式で計算される。

$$X_P = (1 - t_{p0}) \rho n^2 D_p^4 K_T(J) \quad (5.4.5)$$

ただし、

$$J = u(1 - w_p) / (n D_p) \quad (5.4.6)$$

$$\begin{aligned} w_p &= w_{p0} \exp(C_1 \beta_p^2) \\ C_1 &= -4.0 \quad (5.4.7) \\ \beta_p &= \beta - x_p' r' \end{aligned}$$

ここで、 t_{p0} ; 直進時の推力減少率、 ρ ; 水の密度、 n ; プロペラ回転数、 D_p ; プロペラ直径、 w_{p0} ; 直進時の伴流係数、 x_p' ; プロペラ位置までの距離の無次元値 ($x_p' = x_p / L$) である。

プロペラ推力係数 $K_T(J)$ は、プロペラ前進常数 J の関数としてプロペラ特性曲線より求める。プロペラ位置での有効伴流係数 w_p の推定については、小瀬ら¹⁵⁾、松本ら¹⁶⁾及び湯室¹⁷⁾の斜航試験結果をもとに作成された(5.4.7)式を用いる。この式では、横流れ及び旋回を考慮して β の代わりに、プロペラ位置での幾何学的な流入角 β_p を用いている。

(3) 主船体に働く横力 (Y_H) 及び旋回モーメント (N_H)

主船体に働く横力及び旋回モーメントは、次式のように表現する。

$$\begin{aligned} Y_H &= -m_y \ddot{y} - m_x u r + Y_{H0} + Y_{H1} \\ N_H &= -J_{zz} \ddot{\theta} + N_{H0} + Y_{H0} x_M + N_{H1} \end{aligned} \quad (5.4.8)$$

ここで、 Y_{H0} 、 N_{H0} で示される横力・旋回モーメントは、横傾斜の影響を含まない場合の流体力であり、船体中央に原点を置いた座標系で表したものである。この Y_{H0} 及び N_{H0} については、以下のように2次式、または3次式で表現する。

[2次表現式]

$$\begin{aligned}
Y_{H0} &= \frac{1}{2} \rho L d U^2 \left[Y'_v v'_M + Y'_{r'_M} \right. \\
&\quad \left. + Y'_{vv} v'_M |v'_M| + Y'_{vr} v'_M |r'_M| + Y'_{rr} r'_M |r'_M| \right] \\
N_{H0} &= \frac{1}{2} \rho L^2 d U^2 \left[N'_v v'_M + N'_{r'_M} \right. \\
&\quad \left. + N'_{vv} v'^2_M r'_M + N'_{vr} v'_M r'^2_M + N'_{rr} r'^2_M |r'_M| \right]
\end{aligned} \quad (5.4.9)$$

[3 次表現式]

$$\begin{aligned}
Y_{H0} &= \frac{1}{2} \rho L d U^2 \left[Y'_v v'_M + Y'_{r'_M} \right. \\
&\quad \left. + Y'_{vv} v'^3_M + Y'_{vr} v'^2_M r'_M + Y'_{vr} v'_M r'^2_M + Y'_{rr} r'^3_M \right] \\
N_{H0} &= \frac{1}{2} \rho L^2 d U^2 \left[N'_v v'_M + N'_{r'_M} \right. \\
&\quad \left. + N'_{vv} v'^3_M + N'_{vr} v'^2_M r'_M + N'_{vr} v'_M r'^2_M + N'_{rr} r'^3_M \right]
\end{aligned} \quad (5.4.10)$$

(5.4.9)及び(5.4.10)式中の各係数については、井上の方法⁴⁾⁵⁾(ただし、2次表現式のみ)、野中の方法⁷⁾、値の入力のいずれかにより決定する。

井上の方法を選択した場合においては、以下の推定式により各係数の値を求める。すなわち、(5.4.9)式中の微係数のうち線形項は次式で与えられる。

$$\begin{aligned}
Y'_v &= -\{0.5\pi k + f(C_B B/L)\}(1 + 0.67\tau') \\
Y'_{r'} &= 0.25\pi k(1 + 0.80\tau') \\
N'_v &= -k(1 - 0.27\tau'/l_v) \\
N'_{r'} &= -(0.54k - k^2)(1 + 0.30\tau')
\end{aligned} \quad (5.4.11)$$

ただし、

$$\begin{aligned}
k &= 2d/L, \quad \tau' = \tau/d \\
l_v &= k/\{0.5\pi k + f(C_B B/L)\} \\
f(C_B B/L) &= 1.4 C_B B/L
\end{aligned} \quad (5.4.12)$$

ここで、 L ；船長、 B ；船幅、 d ；平均喫水、 C_B ；方形係数、 τ ；トリム、 k ；波数である。 v'_M 、 r'_M は、船体中心回りの運動成分であり、重心Gの運動成分との間には、次式のような関係がある。

$$\begin{aligned}
v'_M &= v' + x'_M r' \\
r'_M &= r'
\end{aligned} \quad (5.4.13)$$

ここで、 $x'_M (= x_M/L)$ ；船体中心から重心位置までの距離の無次元値である。なお、 τ は船尾トリムを正

とする。

(5.4.9)式中の微係数のうち非線形項は、トリムの影響を考慮せずに L 、 B 、 d 、 C_B の関数として推定図表を用いて求める³⁾⁵⁾。

横傾斜に起因する流体力 Y_{H1} 、 N_{H1} は、次式のように表現する。

$$\begin{aligned}
Y_{H1} &= \frac{1}{2} \rho L d U^2 \left[Y'_\phi + Y'_{v\phi} v'|\phi| + Y'_{r\phi} r'|\phi| \right] \\
N_{H1} &= \frac{1}{2} \rho L^2 d U^2 \left[N'_\phi \phi + N'_{v\phi} v'|\phi| + N'_{r\phi} r'|\phi| \right]
\end{aligned} \quad (5.4.14)$$

各係数については、実験値を用いる必要があるが、1例としてコンテナ船の実験結果¹⁸⁾が次式のように示されている。

$$\begin{aligned}
Y'_\phi, Y'_{v\phi}, Y'_{r\phi} &= 0.0 \\
N'_\phi &= -0.008 \\
N'_{v\phi} &= 1.72 N'_v \\
N'_{r\phi} &= -2.60 N'_r
\end{aligned} \quad (5.4.15)$$

このとき、 N'_v 、 N'_r については、(5.4.11)式より得る。

(4) 主船体に働く横傾斜力(K_H)

主船体に働く横傾斜力は、次式のように表現する。

$$K_H = -J_{xx} \ddot{\phi} - N(\phi) - WGZ(\phi) - Y_H z_H \quad (5.4.16)$$

ここで、 J_{xx} ；付加慣性モーメント、 N ；横揺れ減衰モーメント、 WGZ ；復原モーメント、 $Y_H z_H$ ；横力により誘起される傾斜モーメントを示す。

回転慣性モーメント及び付加慣性モーメントは、固有周期 T_R 及びメタセンター高さ GM より求めることにする。すなわち、

$$(I_{xx} + J_{xx}) = (T_R / 2\pi)^2 WGM \quad (5.4.17)$$

減衰項及び横力レバーは、次式のように表現する。

$$\begin{aligned}
N(\phi) &= \frac{2\pi(I_{xx} + J_{xx})}{T_R} \kappa \phi \\
z_H &= OG - h_H
\end{aligned} \quad (5.4.18)$$

ここで、 κ ；慣動半径、 OG は、水面から重心位置までの距離(水面下を正)、 h_H ；水面下船体横力着

力点までの距離を示すが、ここでは、 $h_H = 1/2d$ とする。

(5) 舵力及び操舵により主船体に誘起される流体力 (X_R, Y_R, N_R, K_R)

舵力及び操舵により主船体に誘起される流体力は、次式で表現する。

$$\begin{aligned} X_R &= -F_N \sin \delta \\ Y_R &= -(1+a_H)F_N \cos \delta \\ N_R &= -(1+a_H)x_R F_N \cos \delta \\ K_R &= (1+a_H)z_R F_N \cos \delta \end{aligned} \quad (5.4.19)$$

(5.4.19)式における a_H は、Fig.5.4.3 に示すように実験結果³⁾を用いて C_B の関数として推定する。ただし、実験値を入力することも可能である。 x_R は船体重心から舵中心までの距離、 z_R は船体重心から舵直圧力中心までの高さ方向距離である。

舵の直圧力 F_N は、次式で表す。

$$F_N = 1/2 \rho f_a A_R U_R^2 \sin \alpha_R \quad (5.4.20)$$

(5 - 1) 舵直圧力係数勾配 (f_a)

f_a を求めるに際し、ここでは藤井の式¹⁹⁾を用いる。

$$f_a = 6.13\Lambda / (2.25 + \Lambda) \quad (5.4.21)$$

Λ はアスペクト比である(ただし、 $\Lambda = h^2/A_R$, h ; 舵高さ, A_R ; 舵面積)。幅の広い舵への適用も考慮して f_a を入力することも可能である。

(5 - 2) 舵への有効流入速度 (U_R)

芳村らの方法²⁰⁾により U_R を次式で表現する。

$$U_R/nP = (1-w_R)/(1-w_P) \left[1 - 2(1-\eta k)s + \{1-\eta k(2-k)\}s^2 \right]^{1/2} \quad (5.4.22)$$

ただし、

$$\begin{aligned} s &= 1 - u(1-w_P)/nP, & \eta &= D_P/h \\ k &= 0.6(1-w_P)/(1-w_R) \end{aligned} \quad (5.4.23)$$

ここで w_R は、舵位置での伴流係数で直進時の値を用いて次式で計算する。

$$w_R = w_P w_{R0} / w_{P0} = w_{R0} \exp(C_1 \beta_P^2) \quad (5.4.24)$$

このとき、 $w_{R0} = 0.25$ とする (w_P, C_1, β_P については (5.4.7) 式参照のこと。)

(5 - 3) 舵への有効流入角 (α_R)

舵への有効流入角を次式で計算する。

$$\alpha_R = \delta + \delta_0 - \gamma \beta_R \quad (5.4.25)$$

ただし、 δ_0 は s_0 を (5.4.23) 式に示す直進時のスリップ比 s として $\delta_0 = \pi s_0 / 90$ により推定する。

(5.4.25) 式における整流係数 γ は湯室²¹⁾に従い次式で計算される。

$$\gamma = C_P C_S \quad (5.4.26)$$

(5.4.26) 式の C_P はプロペラ整流係数と称されるもので、次式で表される。

$$\begin{aligned} C_P &= 1 / \left\{ 1 + 0.6\eta(2-1.4s)s / (1-s)^2 \right\}^{1/2} \\ &= (1-s) / \left\{ (1-s)^2 + 0.6\eta(2-1.4s)s \right\}^{1/2} \end{aligned} \quad (5.4.27)$$

一方、 C_S は船体整流係数と称されるもので、平野²²⁾ は井上のタンカー船型についての模型試験結果等を利用して次の様な推定式を提案している。

$$\begin{aligned} C_S &= C_3 \beta_R \quad (\beta_R \leq C_{S0}/C_3) \\ C_S &= C_{S0} \quad (\beta_R > C_{S0}/C_3) \\ C_3 &= 0.45 \end{aligned} \quad (5.4.28)$$

(5.4.28) 式で C_{S0} は運動の大きい所で一定値であり、ここでは $C_{S0} = 0.5$ とする。また、(5.4.25) 式、(5.4.28) 式における β_R は、舵位置における幾何学的な流入角ではなく $\beta_R = \beta - 2x_R/r$ で定義されるものである。

5.4.3 貴島の方法⁶⁾

前後方向速度及び横方向速度に関して以下の変換を行い、流体力を偏角 β 及び角速度 r を用いて表現する。

$$\begin{aligned} u &= U \cos \beta \\ v &= -U \sin \beta \end{aligned} \quad (5.4.29)$$

(1) 主船体に働く x 軸方向の流体力 (X_H)

主船体に働く x 軸方向の流体力 X_H は、平野モデル (1) 項と同じ。

(2) プロペラ推力 (X_P)

プロペラ推力 X_P は、平野モデル (2) 項と同じ。

(3) 主船体に働く横力 (Y_H) 及び旋回モーメント (N_H)

主船体に働く横力及び旋回モーメントは、平野の方法と同様に次式で表わす。

$$\begin{aligned} Y_H &= -m_y \ddot{\psi} - m_x u r + Y_{H0} + Y_{H1} \\ N_H &= -J_{zz} \ddot{\psi} + N_{H0} + Y_{H0} x_M + N_{H1} \end{aligned} \quad (5.4.30)$$

ただし、

$$\begin{aligned} Y_{H0} &= \frac{1}{2} \rho L d U^2 \left[Y'_{\beta} \beta + Y'_r r' \right. \\ &\quad \left. + Y'_{\beta\beta} \beta |\beta| + Y'_{rr} r' |r'| + (Y'_{\beta\beta r} \beta + Y'_{\beta r r'} r') \beta r' \right] \\ N_{H0} &= \frac{1}{2} \rho L^2 d U^2 \left[N'_{\beta} \beta + N'_r r' \right. \\ &\quad \left. + N'_{\beta\beta} \beta |\beta| + N'_{rr} r' |r'| + (N'_{\beta\beta r} \beta + N'_{\beta r r'} r') \beta r' \right] \end{aligned} \quad (5.4.31)$$

(5.4.31) 式における各項の係数は、貴島の推定式、野中の方法、値の入力のいずれかの方法により求める。貴島の式を選択した場合には、次式を用いる²³⁾。

$$\begin{aligned} Y'_{\beta} &= \frac{1}{2} \pi k + 1.9257 (C_B B / L) \sigma_a \\ Y'_r - (m' + m'_x) &= \frac{1}{4} \pi k + 0.052 e'_a - 0.457 \\ Y'_{\beta\beta} &= -1.199 C_B \sigma_a + 1.05 \\ Y'_{rr} &= 0.225 (d C_B / B) e'_a - 0.12 \\ Y'_{\beta r r'} &= 7.1256 \{ d (1 - C_B) / B \} \\ Y'_{\beta\beta r} &= 10.443 \left[\{ d (1 - C_B) / B \} e'_a \right]^2 \\ &\quad - 9.374 \{ d (1 - C_B) / B \} e'_a + 1.227 \\ N'_{\beta} &= k \left\{ 150.668 \left[d (1 - C_B) / B \cdot e'_a K \right]^2 \right. \\ &\quad \left. - 23.819 \left[d (1 - C_B) / B \cdot e'_a K \right] + 1.802 \right\} \\ N'_r &= -0.54 k + k^2 - 0.0477 e'_a K + 0.0368 \\ N'_{\beta\beta} &= 43.857 \left[d (1 - C_B) / B \cdot e'_a K \right]^2 \\ &\quad - 3.671 \left[d (1 - C_B) / B \cdot e'_a K \right] + 0.086 \\ N'_{rr} &= 0.15 K - 0.068 \\ N'_{\beta r r'} &= -0.4086 C_B + 0.27 \\ N'_{\beta\beta r} &= -0.826 \{ d (1 - C_B) / B \} e'_a - 0.026 \end{aligned} \quad (5.4.32)$$

ただし、

$$\begin{aligned} m', m'_x &= m, m_x / \frac{1}{2} \rho L^2 d \\ e'_a &= \frac{L}{B} (1 - C_{pa}) \\ e'_a &= \frac{e_a}{\sqrt{1/4 + 1/(B/d)^2}} \\ \sigma_a &= \frac{1 - C_{wa}}{1 - C_{pa}} \\ K &= \left(\frac{1}{e'_a} + \frac{1.5}{L/B} - 0.33 \right) (0.95 \sigma_a + 0.40) \\ k &= 2d / L \end{aligned} \quad (5.4.33)$$

ここで、 m ; 船体質量、 m_x ; 付加質量、 C_{wa} 、 C_{wp} は船体後半部水線面積係数、船体後半部柱形係数を示す。

トリム τ が存在する場合には、(5.4.32)、(5.4.33) 式を使って次式のように表す。

$$\begin{aligned} Y'_{\beta}(\tau) &= Y'_{\beta}(0) \{ 1 + (26.059 (d C_B / B) \sigma_a - 2.425) (\tau / d) \} \\ Y'_r(\tau) - (m' + m'_x) &= \{ Y'_r(0) - (m' + m'_x) \} \cdot \{ 1 - 0.307 (\tau / d) \} \\ Y'_{\beta\beta}(\tau) &= Y'_{\beta\beta}(0) \{ 1 - (71.404 (d C_B / B) \sigma_a - 6.533) (\tau / d) \} \\ Y'_{rr}(\tau) &= Y'_{rr}(0) \{ 1 + \{ 0.572 (B / d) e'_a - 14.23 \} (\tau / d) \} \\ Y'_{\beta r r'}(\tau) &= Y'_{\beta r r'}(0) \{ 1 - (82.8 k C_B - 3.6) (\tau / d) \} \\ Y'_{\beta\beta r}(\tau) &= Y'_{\beta\beta r}(0) \{ 1 + \{ 7.747 C_B e'_a K - 3.508 \} (\tau / d) \} \\ N'_{\beta}(\tau) &= N'_{\beta}(0) \{ 1 - 0.935 (\tau / d) \} \\ N'_r(\tau) &= N'_r(0) \{ 1 + [0.917 C_B e'_a - 2.5625] (\tau / d) \} \\ N'_{\beta\beta}(\tau) &= N'_{\beta\beta}(0) \\ N'_{rr}(\tau) &= N'_{rr}(0) \{ 1 + 0.173 (\tau / d) \} \\ N'_{\beta r r'}(\tau) &= N'_{\beta r r'}(0) \{ 1 - (1.98 (e'_a)^2 - 14.648 e'_a + 27.311) (\tau / d) \} \\ N'_{\beta\beta r}(\tau) &= N'_{\beta\beta r}(0) \{ 1 - 0.39 (\tau / d) \} \end{aligned} \quad (5.4.34)$$

また、横傾斜に起因する流体力 Y_{H1} 、 N_{H1} は、次式のように表現する。

$$\begin{aligned} Y_{H1} &= \frac{1}{2} \rho L d U^2 \left[Y'_{\phi} \phi + Y'_{\beta\phi} \beta \phi + Y'_{r\phi} r' \phi \right. \\ &\quad \left. + Y'_{\beta\beta\phi} \beta |\beta| \phi + Y'_{rr\phi} r' |r'| \phi + Y'_{\beta\beta r\phi} \beta^2 r' |\phi| + Y'_{\beta r r'\phi} \beta r'^2 \phi \right] \\ N_{H1} &= \frac{1}{2} \rho L^2 d U^2 \left[N'_{\phi} \phi + N'_{\beta\phi} \beta \phi + N'_{r\phi} r' \phi \right. \\ &\quad \left. + N'_{\beta\beta\phi} \beta |\beta| \phi + N'_{rr\phi} r' |r'| \phi + N'_{\beta\beta r\phi} \beta^2 r' |\phi| + N'_{\beta r r'\phi} \beta r'^2 \phi \right] \end{aligned}$$

(5.4.35)

各係数については、実験値等の値を入力する必要があるが、一例としてコンテナ船の実験結果²⁴⁾が示されている。

(4) 主船体に働く横傾斜力(K_H)

主船体に働く横傾斜力 K_H は、平野モデル(4)項に同じ。

(5) 舵力及び操舵により主船体に誘起される流体力(X_R, Y_R, N_R, K_R)

舵力及び操舵により主船体に誘起される流体力は、次式で表現する。

$$\begin{aligned} X'_R &= -(1-t_R)F'_N \sin \delta \\ Y'_R &= -(1+a_H)F'_N \cos \delta \\ N'_R &= -(x'_R+a_H x'_H)F'_N \cos \delta \\ K'_R &= (1+a_H)z'_R F'_N \cos \delta \end{aligned} \quad (5.4.36)$$

t_R については、次式を用いる。ただし、計算を行う上では、値を入力することも可能である。

$$(1-t_R) = 0.28C_B + 0.55 \quad (5.4.37)$$

付加質量中心までの距離の無次元値 $x'_H (=x_H/L)$ 及び a_H は、Fig.5.4.4 に示すように C_B の関数として推定する²³⁾。ただし、計算を行う上では、値を入力することも可能である。

また、 $x'_R (=x_R/L)$ ；船体重心から舵中心までの距離、 $z'_R (=z_R/L)$ ；船体重心から舵直圧力中心までの高さ方向距離の無次元値である。

舵の直圧力 F'_N は、(5.4.20)式と同様に次式で表す。

$$F'_N = f_a A_R U_R^2 \sin \alpha_R / Ld \quad (5.4.38)$$

(5-1) 舵直圧力係数勾配(f_a)

平野モデル(5-1)項に同じ。

(5-2) 舵への有効流入速度(U_R)

U_R を次式で表現する。

$$U_R^2 = (1-w_R)^2 \{1 + Cg(s)\} \quad (5.4.39)$$

$$\begin{aligned} g(s) &= \eta k \{2 - (2-k)s\} s / (1-s)^2 \\ s &= 1 - (1-w_P)u/nP, \quad \eta = D_P/h \\ k &= 0.6(1-w_P)/(1-w_R) \end{aligned} \quad (5.4.40)$$

係数 C については、左舵；1.065、右舵；0.935の値を用いることにする。また、値を入力することも可能である。

ここで w_R は舵位置での伴流係数で、直進時の値を用いて次式で計算する。

$$\begin{aligned} w_R &= w_P w_{R0} / w_{P0} \\ w_{R0} &= -7.4406dC_B/L - 2.3907C_B B/L \cdot \sigma_a + 0.851 \end{aligned} \quad (5.4.41)$$

w_P については(5.4.7)式に同じである。

(5-3) 舵への有効流入角(α_R)

舵への有効流入角 α_R については、次式のように表現する。

$$\begin{aligned} \alpha_R &= \delta - \gamma \beta_R \\ \gamma &= 4.0197d(1-C_b)/B + 1.9776[d(1-C_b)/B \cdot e'_a]^2 \\ &\quad - 1.5442[d(1-C_b)/B \cdot e'_a] + 0.218 \\ \beta_R &= \beta - 2x'_R r' \end{aligned} \quad (5.4.42)$$

5.4.4 外乱力

(1) 風により船体に作用する風圧力及び風圧モーメント(X_A, Y_A, N_A, K_A)

本計算では、風圧力係数 C_X, C_Y 、風圧モーメント係数 C_N, C_K を藤原ら⁹⁾²⁵⁾によって提案された方法、Isherwood²⁶⁾の方法、または、模型試験結果等の実験値を用いることにより船体に作用する風の影響を評価する。

船体に働く風圧力、風圧モーメントは次式で表される。

$$\begin{aligned} F_X &= 1/2 \rho_A U_A^2 A_T C_X (\psi_A - \psi) = -X_A \\ F_Y &= 1/2 \rho_A U_A^2 A_L C_Y (\psi_A - \psi) = -Y_A \operatorname{sgn}(\psi_A) \\ N &= 1/2 \rho_A U_A^2 A_L L C_N (\psi_A - \psi) = -N_A \operatorname{sgn}(\psi_A) - Y_A x_M \\ K &= 1/2 \rho_A U_A^2 A_L H_L C_K (\psi_A - \psi) = -K_A \operatorname{sgn}(\psi_A) \end{aligned} \quad (5.4.43)$$

ただし、

$$H_L = A_L / L \quad (5.4.44)$$

ここで、 F_X ; 縦方向力、 F_Y ; 横方向力、 N ; 回頭モーメント、 K ; 傾斜モーメント、 U_A ; 相対風速、 ρ_A ; 空気密度、 L ; 全長 (ただし、ここでは全長 L_{OA} を L と定義する)、 A_T ; 正面投影面積、 A_L ; 側面投影面積、 x_M ; 船体中心から重心位置までの距離である。

(1-1) 藤原の方法

本方法は、推定精度の向上を図る上で、過去に計測された様々な実験データに加え、近年就航している船舶についての風洞実験データを用い、異なった風速分布で行われているデータについては同一条件で扱うためにその影響を補正している。

また、設計段階において容易に風圧力が計算できるよう船体の主要寸法のみから得られる説明変数を用いて、重回帰分析の一方法である逐次法により合理的に推定式の作成を行った。さらに、今まで推定手法の無かった傾斜モーメント係数の推定式も提案している。詳細については、第3.1章を参照されたい。

(1-2) Isherwoodの方法

Isherwoodの方法により風圧係数を得る場合には、次式に従う。

$$\begin{aligned} C_X &= A_0 + A_1 \frac{2A_L}{L^2} + A_2 \frac{2A_T}{B^2} + A_3 \frac{L}{B} + A_4 \frac{S}{L} + A_5 \frac{C}{L} + A_6 M \\ C_Y &= B_0 + B_1 \frac{2A_L}{L^2} + B_2 \frac{2A_T}{B^2} + B_3 \frac{L}{B} + B_4 \frac{S}{L} + B_5 \frac{C}{L} + B_6 \frac{A_{SS}}{A_L} \\ C_N &= C_0 + C_1 \frac{2A_L}{L^2} + C_2 \frac{2A_T}{B^2} + C_3 \frac{L}{B} + C_4 \frac{S}{L} + C_5 \frac{C}{L} \end{aligned} \quad (5.4.45)$$

ここで、(5.4.45)式中のパラメータは、以下に定義されるものである。

- ・ L ; 全長
- ・ B ; 船幅
- ・ A_T ; 水線上正面投影面積
- ・ A_L ; 水線上側面投影面積
- ・ A_{SS} ; 上部構造物の側面投影面積
- ・ C ; 船首から側面投影面積中心までの距離
- ・ M ; 側面投影面積におけるマストやキングポストなどのはっきり区別できるグループの数
- ・ S ; 側面投影面の周りの長さ (水線及びマストやベンチレータの様な細長い物を除く。)

風向角ごとに決められた係数 $A_0 \sim A_6, B_0 \sim B_5, C_0 \sim C_5$ については、参考文献(26)を参照のこと。

(2) 波により船体に作用する力及びモーメント (X_W, Y_W, N_W, K_W)

波により船体に作用する流体力は、次式のように表現する。

$$\begin{aligned} X_W &= X_{WD} \\ Y_W &= Y_{WE} + Y_{WD} \\ N_W &= N_{WE} + N_{WD} \\ K_W &= K_{WE} + K_{WD} \end{aligned} \quad (5.4.46)$$

「 $_{WE}$ 」の添え字は、船体に働く波の変動力を示し、ここではフルードクリロフ力を用いて、次式のように表現する²⁷⁾。

$$\begin{aligned} Y_{WE} &= \int_{-L/2}^{L/2} S(x) g \Theta_w S_w(x) \sin \chi \sin(kx \cos \chi - \omega_e t) dx \\ N_{WE} &= \int_{-L/2}^{L/2} S(x) g \Theta_w S_w(x) \sin \chi \sin(kx \cos \chi - \omega_e t) x dx \\ K_{WE} &= Y_{WE} \{OG - l(x)\} / L \end{aligned} \quad (5.4.47)$$

ただし、

$$\begin{aligned} \omega_e &= \omega \left(1 - \frac{\omega U}{g}\right) \\ l(x) &= \frac{\{R(x) - P(x)\} d(x)}{S(x)} \\ S(x) &= \frac{2}{S_w(x) k \sin \chi} \int_0^{d(x)} e^{-kz} \sin(ky \sin \chi) dz \\ P(x) - R(x) &= \frac{2}{d(x) S_w(x) k \sin \chi} \left\{ \int_0^{B(x)/2} e^{-kz} \sin(ky \sin \chi) y dy \right. \\ &\quad \left. - \int_0^{d(x)} e^{-kz} \sin(ky \sin \chi) z dz \right\} \end{aligned} \quad (5.4.48)$$

ここで、 Θ_w ; 最大波傾斜、 S_w ; 水面下断面積、 OG ; 重心点から水面までの距離、 χ ; 相対波向き、 k ; 波数、 ω_e ; 出会い周波数である。

「 $_{WD}$ 」の添え字は、定常力として働く波漂流力を示し、本計算においては上野らの方法¹⁰⁾、Newmanの方法²⁸⁾、実験値の入力のいずれかの方法により求める。

(2-1) 上野の方法

船の前進速度の影響を考慮した上で船の回頭運動に伴う波の屈折の影響を取り入れた新しい波漂流力推定法である。詳細については、第3.2章を参照されたい。

(2 - 2) Newman の方法

船速が無い場合を仮定し、波漂流力を次式のように表現する。

$$\begin{aligned} X_{WD} &= \frac{1}{2} \rho L d U^2 X'_{WD} \\ Y_{WD} &= \frac{1}{2} \rho L d U^2 Y'_{WD} \\ N_{WD} &= \frac{1}{2} \rho L^2 d U^2 N'_{WD} \\ K_{WD} &= \frac{1}{2} \rho L^2 d U^2 K'_{WD} \end{aligned} \quad (5.4.49)$$

ここで、

$$\begin{aligned} X'_{WD} &= \frac{g k^3}{2 L d U^2} \int_{-L/2}^{L/2} B(x) \left(A_W e^{i k x \cos \chi} + i \zeta_3 - i x \zeta_5 \right) \\ &\quad \times \int_{-L/2}^{L/2} B(\xi) \left(A_W e^{-i k \xi \cos \chi} + i \zeta_3^* - i \xi \zeta_5^* \right) \\ &\quad \times \{ J_0(kx - k\xi) \cos \chi + i J_1(kx - k\xi) \} d\xi dx, \\ Y'_{WD} &= \frac{g k^3}{2 L d U^2} \int_{-L/2}^{L/2} B(x) \left(A_W e^{i k x \cos \chi} + i \zeta_3 - i x \zeta_5 \right) \\ &\quad \times \int_{-L/2}^{L/2} B(\xi) \left(A_W e^{-i k \xi \cos \chi} + i \zeta_3^* - i \xi \zeta_5^* \right) \\ &\quad \times J_0(kx - k\xi) \sin \chi d\xi dx, \\ N'_{WD} &= \frac{g k A_W^2 \sin \chi}{L^2 d U^2 (I_0 I_2 - I_1^2)} \int_{-L/2}^{L/2} x B(x) \\ &\quad \times \int_{-L/2}^{L/2} B(\xi) (I_2 - I_1 x + I_0 x \xi) \sin \{ k(x - \xi) \cos \chi \} d\xi dx, \\ K'_{WD} &= Y'_{WD} \cdot z_W / L, \end{aligned} \quad (5.4.50)$$

$$\begin{aligned} \zeta_3 &= \frac{i A_W}{I_0 I_2 - I_1^2} \int_{-L/2}^{L/2} B(x) (I_2 - I_1 x) e^{i k x \cos \chi} dx, \\ \zeta_5 &= \frac{i A_W}{I_0 I_2 - I_1^2} \int_{-L/2}^{L/2} B(x) (I_1 - I_0 x) e^{i k x \cos \chi} dx, \\ I_n &= \int_{-L/2}^{L/2} B(x) x^n dx \quad \text{for } i = 0, 1, 2, \end{aligned} \quad (5.4.51)$$

ここで、 B ; 船幅、 ζ_a ; 波振幅、 z_W ; 船体重心と波漂流力の着点との距離、 J_0, J_1 ; 第 1 種ベッセル関数である。 ζ_3, ζ_5 ; 上下揺れ、縦揺れの振幅を表わすが、ここでは 0 とする。

(2 - 3) 入力データを用いる場合

実験値等の入力データを用いる場合は、次式の漂流力係数 X'_{WD} 、 Y'_{WD} 、 N'_{WD} を入力する。

$$\begin{aligned} X_{WD} &= \frac{1}{2} \rho g \zeta_a^2 L X'_{WD} \\ Y_{WD} &= \frac{1}{2} \rho g \zeta_a^2 L Y'_{WD} \\ N_{WD} &= \frac{1}{2} \rho g \zeta_a^2 L^2 N'_{WD} \end{aligned} \quad (5.4.52)$$

(210)

(3) 潮流の影響

潮流の影響による x 及び y 方向の変位量を以下のように定義し、座標を修正する。

$$\begin{aligned} X_C &= U_C t \cos \psi_C \\ Y_C &= U_C t \sin \psi_C \end{aligned} \quad (5.4.53)$$

5 . 4 . 5 スラスタにより船体に働く流体力 (X_T, Y_T, N_T, K_T)

本計算では、スラスタによる流体力を単純に外力項に次式を付加するものとする。

$$\begin{aligned} X_T &= 0 \\ Y_T &= \sum_{n=1}^N T_n \\ N_T &= \sum_{n=1}^N T_n l_{xn} \\ K_T &= \sum_{n=1}^N T_n l_{zn} \end{aligned} \quad (5.4.54)$$

ここで、 T_n はスラスタ 1 基あたりの推力、 l_{xn} 及び l_{zn} はスラスタから船体重心までの縦方向及び高さ方向距離である。 N はスラスタの数である。

5 . 4 . 6 プロペラ回転数変化について

(5.4.1) 式の Q は次式のようにプロペラトルクと主機トルクで表せる。

$$2\pi I_E \frac{d\Omega}{dt} = Q = Q_P + Q_E \quad (5.4.55)$$

ここで、

$$Q_P = -2\pi J_{pp} \frac{d\Omega}{dt} - \rho n^2 D_p^5 K_Q(J) \quad (5.4.56)$$

ただし、 J_{pp} ; 付加回転慣性モーメント、 K_Q ; プロペラトルク係数である。

主機トルクは、回転数、馬力、トルクのいずれかのパラメータにより制御される。回転数により制御する場合には、

$$Q_E = \rho n^2 D_p^5 K_Q \quad (5.4.57)$$

馬力により制御を行う場合には、次式に従う。

$$Q_E = SHP_0 / (2\pi m) \quad (5.4.58)$$

ここで、 SHP_0 は、初期回転数から(5.4.57)式を使って定数として求める。

トルク制御の場合は、 Q_E を指定値に従い計算を行う。回転数 n 及び馬力 SHP_0 については、上限値を設定することが可能である。

5.4.7 プロペラ逆転による停止制動

(1) 概要

プロペラ逆転による制動時の操縦運動を以下の様にモデル化した。

- ・プロペラ回転数は、時刻 t の関数として扱う。
- ・初期条件は、 $u=U$ 、 $v=0$ 、 $r=0$ 、 $\dot{u}=\dot{v}=\dot{r}=0$ とする。
- ・プロペラ逆転時は、舵の直圧力を考慮しない。
- ・逆転時の不平衡力は前進常数 J_p の関数として与えることにする。ただし、計算の過程で船が後進し始めるとこの力は考慮しない。
- ・後進時の船体の抵抗は、前進時と同じ船速の関数とする。また、船体に働く流体力微係数も前進時と同じとする。

(2) プロペラ逆転による制動時の不平衡力 (Y_p , N_p , K_p)

藤野ら²⁹⁾の実験結果によれば直進時の不平衡力 Y_p , N_p は見掛けの前進常数 J_p の関数として表現できることが明らかとなっている。従って、ここではプロペラ逆転による制動時の不平衡力を J_p の関数として入力する。

K_p については、次式のように定義する。

$$K_p = -Y_p Z_p \quad (5.4.59)$$

ここで、 Z_p は、重心からプロペラ中心までの高さとする。

5.5 計算結果

いくつかの代表的な計算結果を Fig.5.5.1 ~ 5.5.4 に示す。

Fig.5.5.1 は、外乱が存在しない状態での定常旋回の計算結果であり、横軸に舵角、縦軸は角速度の無次元値を示す。実験結果と平野の方法で計算した結果を比較する。ほぼ実験結果と計算結果は一致する。

Fig.5.5.2、Fig.5.5.3 は、平野の方法で旋回運動及び Z 操舵運動を計算した場合であり、風がある場合と無い場合の比較を行っている。旋回運動の場合

は、左に 35 度舵を切った場合の計算結果であり、Z 操舵運動の場合は、左右に 20 度舵を切っている。風圧力係数の計算には、藤原らの方法を用いた。風向 ψ_A 、風速 U_A はそれぞれ、90deg、3m/s 及び 120deg、6m/s である。Z 操舵運動の場合は、風による船体運動への影響が小さいことがわかる。

Fig.5.5.4 は、貴島の方法で旋回運動を計算した場合であり、波がある場合と無い場合の比較を行っている。波高 H_W が 0.04m、波長・船長比が 1 (波長 $\lambda=4.0$ m) の場合である。波漂流力の計算には、上野らの方法を用いた。

操縦運動の推定精度については、今後模型実験結果との比較を行う等十分に調査する必要がある。

5.6 おわりに

特定研究「操縦性能評価技術に関する研究」で得られた成果を操縦性能統合評価システムとしてとりまとめた。このシステムは、現状における操縦運動推定に関する最新の成果を含めた形で構成されており、設計段階での操縦性能暫定基準値への適合等操縦性能に関する検討を行うことができる。

今後、本システムの検証を重ね、より実用的なシステムとなるよう改良を続けていく必要がある。本システムが、外乱下の船舶の操縦運動を推定する上で広く利用されれば幸いである。

5. の参考文献

- (1) 小川陽弘、浜本剛実：第 3 章操縦運動の数学モデルの基礎、第 3 回操縦性シンポジウム、日本造船学会 (1981) pp.9-26
- (2) 小瀬邦治、湯室彰規、芳村康男：第 3 章操縦運動の数学モデルの具体化、第 3 回操縦性シンポジウム、日本造船学会 (1981) pp.27-80
- (3) 平野雅祥、高井忠夫、松本憲洋：第 3 章造船設計への操縦運動モデルの応用 - 実船の操縦性能推定 -、第 3 回操縦性シンポジウム、日本造船学会 (1981) pp.101-136
- (4) 井上正祐、平野雅祥、平川雄二、向井一浩：等吃水船体の操縦微係数について、西部造船会々報第 57 号 (1979)
- (5) 井上正祐、平野雅祥、向井一浩：操縦時船体に働く横力・モーメントの非線型項について、西部造船会々報第 58 号 (1979)
- (6) K.KIJIMA, T.KATSUNO, Y.NAKIRI, Y.FURUKAWA : On the manoeuvring performance of a ship with the parameter of

- loading condition, Journal of the Society of Naval Architects of Japan, Vol.168 (1990)
- (7) 野中晃二、原口富博、二村正、上野道雄、藤原敏文、牧野雅彦、児玉良明、吉野良枝：操縦運動時の船体周りの流場に関する研究、船舶技術研究所報告第 34 巻第 5 号(1997) pp.207-232
 - (8) 宮崎英樹、野中晃二、日野孝則、平田信行、二村正、上野道雄：CFD による操縦流体力の推定について、日本造船学会論文集第 187 号 (2000) pp.121-130
 - (9) 藤原敏文、二村正、上野道雄：船体に働く風圧力の推定、日本造船学会論文集第 183 号(1998) pp.77-90
 - (10) 上野道雄、二村正、宮崎英樹、野中晃二：短波長中を操縦運動する船に働く定常波力について、日本造船学会論文集第 188 号 (2000) pp.163-172
 - (11) 原口富博：第 3 章操縦性能デ - タベ - スと実船の操縦性能簡易推定法、試験水槽委員会シンポジウム操縦性および復原性基準に関する研究の動向、日本造船学会 (2000)
 - (12) IMO Resolution A.751(18) 'Interim Standards for Ship Manoeuvrability', Nov. (1993)
 - (13) 元良誠三：船体運動に体する付加質量及び付加慣性モーメントについて - その 1、旋回に対する付加慣性モーメント、造船協会論文集第 105 号 (1959)：船体運動に対する付加質量及び付加慣性モーメントについて - その 2、前後動に対する付加質量、造船協会論文集第 106 号 (1960)：船体運動に対する付加質量及び付加慣性モーメントについて - その 3、左右動に対する付加質量、造船協会論文集第 106 号(1960)
 - (14) K.Hasegawa : On a Performance Criterion of Autopilot Navigation、関西造船協会誌第 176 号 (1980)
 - (15) 小瀬邦治、佐伯敏朗：操縦運動の新しい数学モデルについて、日本造船学会論文集第 146 号 (1979)
 - (16) 松本憲洋、末光啓二：拘束模型試験による操縦性の予測、関西造船協会誌第 176 号 (1980)
 - (17) 湯室彰規：斜航するプロペラの整流効果に関する実験結果について、日本造船学会論文集第 145 号 (1979)
 - (18) M.Hirano, J.Takashina : A Calculation of ship Turning Motion Taking Coupling Effect Due to Heel into Consideration, 西部造船会会報第 59 号 (1980)
 - (19) 藤井斉、津田達雄：自航模型船による舵特性の研究(2)、造船協会論文集第 110 号 (1961)
 - (20) 芳村康男、野本謙作：増減速を伴う操縦運動の取り扱いについて、日本造船学会論文集第 144 号 (1978)
 - (21) 湯室彰規：斜行するプロペラの整流効果に関する実験結果について、日本造船学会論文集第 145 号 (1979)
 - (22) 平野雅祥：初期設計時における船の操縦運動計算法について、日本造船学会論文集第 147 号 (1980)
 - (23) 貴島勝郎、名切恭昭：船尾形状を考慮した操縦流体力の近似的表現、西部造船会々報第 98 号 (1999)
 - (24) 貴島勝郎他：操縦運動時における横傾斜に関する一考察、西部造船会々報、第 93 号 (1996)
 - (25) T.Fujiwara, M.Ueno and T.Nimura : An Estimation Method of Wind Forces and Moments acting on Ships, Proceeding of Mini Symposium on Prediction of Ship Manoeuvring Performance, 2001, pp.83-92
 - (26) R.M.Isherwood : Wind Resistance of Merchant Ship, RINA (1972)
 - (27) 田才福造：斜波の中の Sway、Yaw、Roll の運動について、西部造船会々報第 32 号(1966) pp.25-40
 - (28) Newman J.N. : The drift force and moment on ships in waves, Jour. of Ship Research 11.1 (1967)
 - (29) 藤野正隆、切田篤：プロペラ逆転による船の操縦性について(第 1 報)、関西造船協会誌第 169 号 (1978)
- (212)



Fig.5.3.1 Main menu screen



Fig.5.3.2 Input screen on principal particulars of a ship

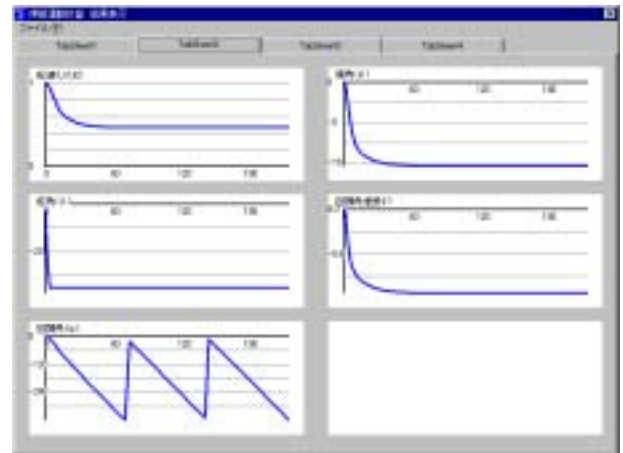


Fig.5.3.4 Output screen on calculation results of turning motion of a ship

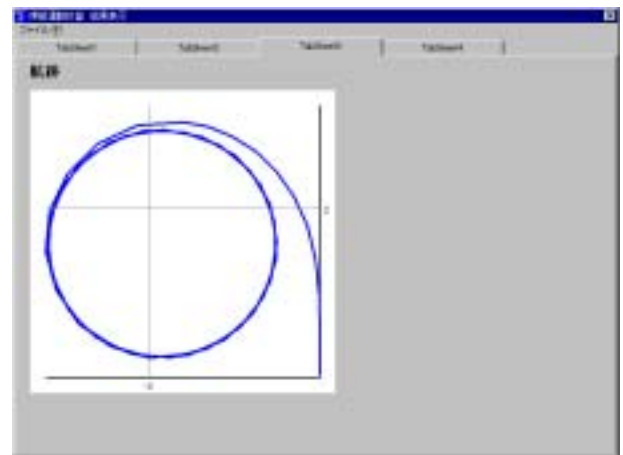


Fig.5.3.5 Output screen on the trajectory calculation result of turning motion of a ship



Fig.5.3.3 Input screen on wind conditions



Fig.5.3.6 Input screen of the simplified estimation method of ship manoeuvrability

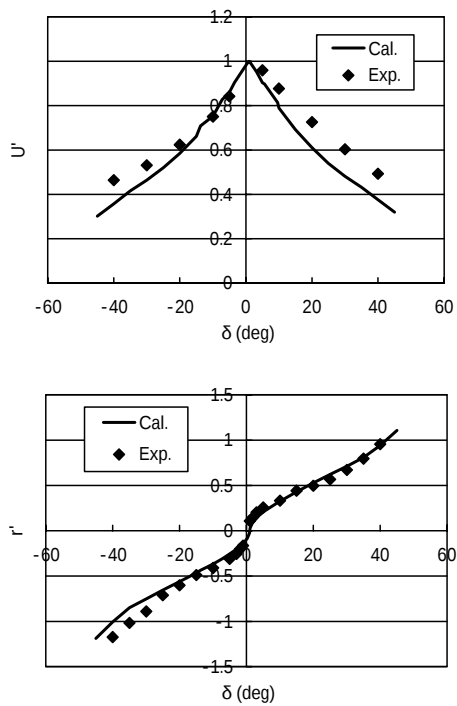


Fig.5.5.1 Speed reduction and turning rate at steady turning of a ship

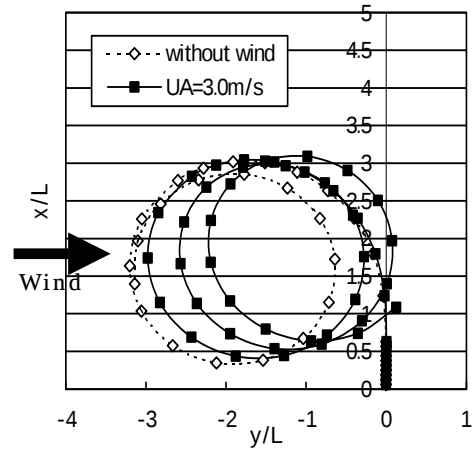


Fig.5.5.2 Turning motion with -35° rudder angle in uniform wind

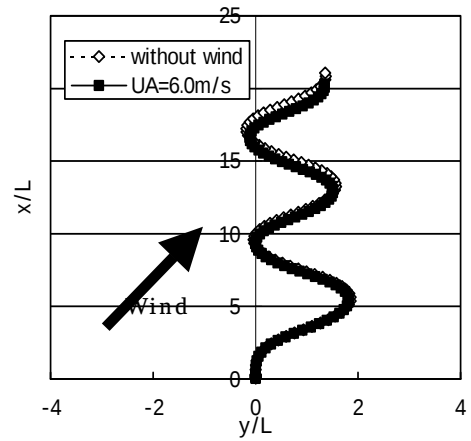


Fig.5.5.3 Zig-zag manoeuvring motion with $\pm 20^\circ$ rudder angle in uniform wind

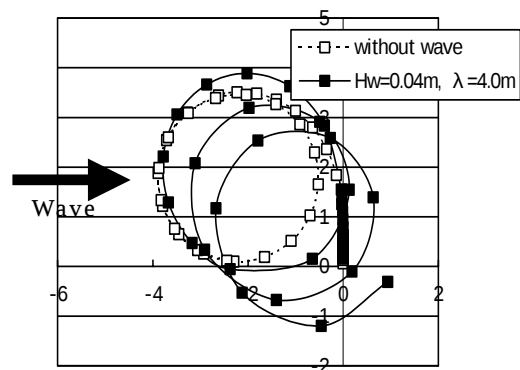


Fig.5.5.4 Turning motion with -35° rudder angle in regular waves

6. 結言

IMO 操縦性能基準の実施に対応出来るよう、操縦性能評価技術の開発と合理的な新基準案の作成に向けて本研究を始めた。

基本的性能であり基準の対象となる平水中での操縦性能の推定法の研究、性能確認のための海上試運転は風や波等の外乱下で行われ事が多いので、外乱による性能変化を推定するための外乱下の操縦性能の研究、及び、暫定基準見直し作業を進めるための技術資料を作成するための操縦性能データベースの作成とそれを利用した研究、という三つの方向から研究を進めた。

平水中の操縦性能の研究では、CFD による操縦流体力推定法の開発が中心課題であった。先ず船体単独に働く操縦流体力の推定法を開発し、次いで、舵・プロペラの付いた完成した船舶に働く操縦流体力を推定することによる船体・舵・プロペラ間相互干渉流体力の推定法を開発した。但し、相互干渉流体力推定法については、十分な検証を行う余裕が無く、種々の実験との比較による推定法の十分な検証が今後の課題として残された。

CFD による操縦流体力推定技術そのものについては、乱流モデル、格子作成法、自由表面影響、非定常性の検討が今後も必要であろう。

本研究で開発した操縦流体力推定法の乱流モデルには修正 Baldwin-Lomax モデルを使用しており、0 方程式モデルとして取り扱いの簡単さが魅力ではあるが、3 次元性の強い厚い境界層に対してまだまだ十分とは言えない。

格子作成は CFD において最も人手を煩わせる作業であり、経験の差が計算結果に反映しやすい場所である。格子生成技術の研究もかなり進んでいると思われるので、最新の成果を取り入れ、人手も経験も要しない方向へ持っていくことが必要であろう。

自由表面影響については、本研究の推定法では静止水面を鏡像面とする 2 重モデルを用いているが、操縦運動時の船速は必ずしも造波現象が無視出来るような低速域とは限らない。更には船体の姿勢変化を取り込むことも、今後必要になるだろう。

非定常性については、本研究では slow motion derivatives の立場から定常状態での流体力しか求めていないが、いずれ時系列的に流場運動と船体運動の連立方程式を解いて行く方法が主流になると予想される。

高い精度が要求される CFD による操縦流体力推定法に比べ、細長体理論を用いた近似推定

法は定性的に操縦流体力変化を把握するのが主目的であるが、未だ満足とは言えず、精度向上のための研究が今後も必要である。特に、剥離現象を的確に反映出来る合理的な流れのモデルの確立が望まれる。

外乱下の操縦性能の研究では、外乱として船体に働く風の力と波の力の実用的推定法を開発した。

開発した風の力の推定法は、現状における最も精度の高い推定方法であると考えが、実験結果に対して 10~20% 程度の差は容易に生じる状況であり、今後も引き続き検討を行い、さらに推定精度の向上を図る必要がある。また、現状においては、一様風を想定しているが、今後は変動した風の取り扱いについても着目する必要がある。特に港湾域においては陸上の地形の影響もあり、船は複雑な風の流れの中、低速で航行する。このような状況下では相対的に風の影響が非常に大きく、船体に作用する風圧力を正確に推定することが重要となる。

波の力については、定常波力を斜航および旋回を含む操縦運動時に働く準定常的な前後力と左右力、回頭モーメントととらえ、定常波力の主たる要因である短波長波がもたらす定常波力の推定法を導いた。この定常波力推定法では従来考慮されたことのない斜航と旋回の影響を評価することができる。そして、波浪中で斜航および旋回状態を含む操縦運動状態にある船に働く定常波力を、模型船の波との出会周波数の動揺を拘束せずに計測した実験について述べ、本推定法による計算結果と実験結果を比較検討しその妥当性を検証した。さらに、定常波力の水線上分布や積分範囲、規則波中と不規則波中の定常波力の傾向に対し、船型によってどのような影響が現れるかを、2 種類の船型に対する比較計算によって明らかにした。

次いで、以上の開発した風の力と波の力の推定法を用いて、操縦運動シミュレーションをおこなう手順を示した。

操縦性能データベースの研究では、日本で建造された 287 隻の操縦性能データベースを構築し、このデータベースを用いて操縦性能基準の妥当性を検討するための技術資料を作成した。この資料は IMO における基準見直しに対する日本提案の作成に活用された。

更に、このデータベースを用いて操縦性能暫定基準に定められた停止性能の指標を除く全ての指標に対する推定法を開発した。この推定法は、操縦運動の影響を考慮した舵力の項を入れた線形回帰式による推定式で、初期設計段階で用い

る船の主要寸法や船型を表すいくつかのパラメータを用いて推定できることから、短時間で簡単に推定できる。このため暫定基準で定められた満載状態での基準適合性を検証できない船、例えば通常バラスト状態で海上試運転を行う乾貨物船の様な船の基準適合性を検証する場合に有用であり、造船所や主管庁で利用できると考える。

今後は、今回利用したデ・タがタンカ・やバルクキャリア中心のデ・タであることから、他の船種についてもデ・タを集めて検証する必要がある。また、今後出現するであろう新しい船型や推進システムの船舶には対応できないことから、これらについてもデ・タを収集して検定する必要がある。しかし、今回開発した簡易推定法の考え方は、今後出現するであろう船にも応用できると考える。

操縦性能統合評価システムについては、操縦運動の推定精度を確認するために模型実験、実船試験結果との比較を行う等、今後も十分に調査する必要がある。また、可能な限り少ないパラメータで誰でも容易に操縦運動が精度良く推定できるようなシステムとなるよう継続して改良することが望まれる。

本研究で開発した操縦性能評価技術は、各章で述べたようにいくつかの不満足な点もあり今後の課題はいろいろあるが、ともかくも入力すれば出力が得られる物を作り上げた。これらの技術はプロトタイプ的なものであり、実用性・信頼性を高めるには今後も改良・検証を進めることが必要である。

発表文献リスト

1. NICE 法による斜航・定常旋回状態の肥大船まわり流れの計算
牧野雅彦、児玉良明
日本造船学会論文集、第181号、平成9年6月
2. 自由航走模型船を用いた操縦性実験におけるGPS(RTK-OTF測位システム)の有効性について
上野道雄、二村正、藤原敏文、野中晃二
関西造船協会誌、第228号、平成9年9月
3. 操縦運動時の船体まわりの流場に関する研究
野中晃二、原口富博、二村正、上野道雄、藤原敏文、児玉良明、吉野良枝
船舶技術研究所報告、第34巻、第5号、平成9年9月
4. Evaluation of RTK-OTF Positioning System for Free Running Manoeuvrability Test of a Model Ship
M.Ueno, T.Nimura, T.Fujiwara, K.Nonaka
Proceedings of OCEANS '97、平成9年10月
5. 船舶の操縦性能評価技術に関する研究の概要
野中晃二、原口富博、児玉良明
船舶技術研究所研究発表会講演集、第70回、平成9年12月
6. 船体に働く風圧力に関する研究(超大型タンカーの場合)
藤原敏文、二村正、上野道雄
船舶技術研究所研究発表会講演集、第70回、平成9年12月
7. 海洋構造物試験水槽の新しい走行台車を用いた操縦性試験
二村正、上野道雄、藤原敏文、野中晃二
船舶技術研究所研究発表会講演集、第70回、平成9年12月
8. 船体に働く風圧力の推定
藤原敏文、二村正、上野道雄
日本造船学会論文集、第183号、平成10年6月
9. ヒール時の主船体に働く操縦流体力の推定
野中晃二
西部造船会会報、第96号、平成10年8月
10. 小型船舶の機関出力と操船安全性に関する一考察

- 上野道雄
船舶技術研究所報告、第 35 巻、第 5 号、平成 10 年 9 月
11. Estimation of Heel Effect on Sway Force and Yaw Moment Acting on a Ship Hull
K.Nonaka
Proceedings of MAN ' 98、平成 10 年 9 月
12. 旋回運動する船体の船尾流場の計測
二村正、上野道雄、宮崎英樹、佐伯延博、野中晃二
船舶技術研究所研究発表会講演集、第 72 回、平成 10 年 12 月
13. CFD による操縦流体力の推定について
宮崎英樹、野中晃二、日野孝則、児玉良明
船舶技術研究所研究発表会講演集、第 72 回、平成 10 年 12 月
14. Stern Flow Field of a Ship in Turning Motion
M.Ueno、T.Nimura、H.Miyazaki、N.Saeki、K.Nonaka
Proceedings of PSFVIP-2、平成 11 年 5 月
15. 旋回運動する船体の船尾流場
二村正、上野道雄、宮崎英樹、野中晃二
日本可視化情報学会誌、第 19 巻、Suppl. 2、平成 11 年 10 月
16. Calculation of Hydrodynamic Forces Acting on a Ship in Manoeuvring Motion
K.Nonaka、H.Miyazaki、T.Nimura、M.Ueno、T.Hino、Y.Kodama
Proceedings of MARSIM 2000、平成 12 年 5 月
17. Simple Estimation Method on Ship Manoeuvrability by Means of Manoeuvring Performance Database
T.Haraguchi
Proceedings of MARSIM 2000、平成 12 年 5 月
18. CFD による操縦流体力の推定について
宮崎英樹、野中晃二、日野孝則、平田信行、二村正、上野道雄
日本造船学会論文集、第 187 号、平成 12 年 6 月
19. 操縦運動中の船に働く定常波力に関する模型実験
上野道雄、二村正、宮崎英樹、野中晃二
船舶技術研究所研究発表会講演集、第 74 回、平成 12 年 6 月
20. On Steady Drifting Motion of a Ship in Waves
M.Ueno、T.Nimura
Proceedings of MCMC 2000、平成 12 年 8 月
21. 船舶の操縦性能基準と評価技術について
野中晃二、原口富博、上野道雄、二村正、藤原敏文、宮崎英樹、日野孝則、児玉良明、
牧野雅彦、平田信行
船舶技術研究所講演会講演集、第 2 回、平成 12 年 11 月
22. 操縦性能データベースと実船の操縦性能簡易推定法
原口富博
日本造船学会試験水槽委員会シンポジウム、平成 12 年 12 月
23. 短波長波中を操縦運動する船に働く定常波力について
上野道雄、二村正、宮崎英樹、野中晃二
日本造船学会論文集、第 188 号、平成 12 年 12 月
24. 停止時の船に働く定常波力に関する模型実験
上野道雄、二村正、宮崎英樹、野中晃二
関西造船協会論文集、第 235 号、平成 13 年 3 月
25. 実船の操縦性能の簡易推定法
原口富博
西部造船会会報、第 101 号、平成 13 年 3 月
26. 短波長波の定常力に対する船型影響について
上野道雄

- 関西造船協会論文集、第236号、平成13年5月
27. スコット推定法について -
野中晃二
日本航海学会誌、第148号、平成13年6月
28. 船体と舵の干渉計算
宮崎英樹、野中晃二、二村正、上野道雄
日本造船学会論文集、第189号、平成13年6月
29. スコット推定法について -
野中晃二
日本航海学会誌、第149号、平成13年9月
30. On Steady Horizontal Forces and Moment due to Short Waves Acting on Ships
in Manoeuvring Motion
M.Ueno, T.Nimura, H.Miyazaki, K.Nonaka
Proceedings of PRADS 2001、平成13年9月
31. Prediction of Ship Manoeuvrability by a Simplified Estimating method
T.Haraguchi
Proceedings of Mini Symposium on Prediction of Ship Manoeuvring Motion、
平成13年10月
32. An Estimariion Method of Wind Forces and Moments Acting on Ships
T.Fujiwara, M.Ueno, T.Nimura
Proceedings of Mini Symposium on Prediction of Ship Manoeuvring Motion、
平成13年10月
33. Prediction of Steady Short Wave Forces and Moment Acting on Ships in Manoeuvring Motion
M.Ueno, T.Nimura, H.Miyazaki
Proceedings of Mini Symposium on Prediction of Ship Manoeuvring Motion、
平成13年10月