

本調査研究はモーターボート競走公益資金による
日本財団の補助金を受けて実施したものである

研究資料 No. 412 号

乾貨物船の載荷状態が 運航性能に及ぼす影響

成果報告書

(第223研究部会)

平成 8 年 3 月

社団法人
日本造船研究協会

は し が き

本研究は、日本財団補助事業として、日本造船研究協会第223研究部会において、平成5年度から平成7年度の3カ年で実施した「乾貨物船の載荷状態が運航性能に及ぼす影響」の研究成果を取りまとめたものである。

第223研究部会委員名簿

(敬称略, 順不同)

| | | |
|------|-------------------------|-------------------------|
| 部会長 | 貴島勝郎(九州大学)(H.5~7) | |
| 代表幹事 | 高濱龍一郎(佐世保重工業)(H.5) | 重永照幸(佐世保重工業)(H.6~7) |
| 委員 | 藤野正隆(東京大学)(H.5~7) | 濱本剛実(大阪大学)(H.5~7) |
| | 小瀬邦治(広島大学)(H.5~7) | 野中晃二(船舶技術研究所)(H.5~7) |
| | 松永昌樹(日本海事協会)(H.5~7) | 佐藤和範(日本造船技術センター)(H.5~7) |
| | 青木伊知郎(大島造船所)(H.5~7) | 山崎知幸(名村造船所)(H.5~7) |
| | 坂後幸広(常石造船)(H.5~7) | 濱田克明(佐世保重工業)(H.5~7) |
| | 荻野繁之(サノヤス・ヒシノ明昌)(H.5~6) | 田村明彦(サノヤス・ヒシノ明昌)(H.7) |
| | 大出明(尾道造船)(H.5~7) | 津田眞也(今治造船)(H.5~7) |
| | 荘田雅信(カナサシ)(H.5~7) | 河本覚(幸陽船渠)(H.5~7) |
| | 藤野一志(新来島どっく)(H.5) | 中川道雄(新来島どっく)(H.6~7) |
| | 成田征(函館どっく)(H.5~7) | 鈴木哲郎(三保造船所)(H.5~7) |

幹事会委員名簿

(敬称略, 順不同)

| | | |
|----|-------------------------|---------------------|
| 主査 | 高濱龍一郎(佐世保重工業)(H.5) | 重永照幸(佐世保重工業)(H.6~7) |
| 委員 | 貴島勝郎(九州大学)(H.5~7) | 藤野正隆(東京大学)(H.5~7) |
| | 濱本剛実(大阪大学)(H.5~7) | 小瀬邦治(広島大学)(H.5~7) |
| | 野中晃二(船舶技術研究所)(H.5~7) | 松永昌樹(日本海事協会)(H.5~7) |
| | 佐藤和範(日本造船技術センター)(H.5~7) | 青木伊知郎(大島造船所)(H.5~7) |
| | 黒岩道昌(名村造船所)(H.5~7) | 濱田克明(佐世保重工業)(H.5~7) |
| | 坂後幸広(常石造船)(H.5~7) | |

討議参加者(敬称略, 順不同)

| | |
|---------------------|--------------------|
| 秋元和行(日本海事協会)(H.5) | 原田晋(日本海事協会)(H.6~7) |
| 越智宏(日本海事協会)(H.7) | 古川芳孝(九州大学)(H.6) |
| 佐野晴彦(新来島どっく)(H.5~6) | 末吉明(新来島どっく)(H.6~7) |
| 松浦直樹(新来島どっく)(H.7) | 何青(大島造船所)(H.5) |
| 草野浩治(大島造船所)(H.6) | 久保靖二(常石造船)(H.5~6) |
| 森光造(常石造船)(H.5~7) | 百崎典英(カナサシ)(H.5) |
| 中野雄一(三保造船所)(H.5) | 金川剛(函館どっく)(H.5) |

目 次

| | |
|----------------------------------|----|
| 第1章 緒 言 | 1 |
| 第2章 海上試運転結果の収集、解析 | 2 |
| 2.1 検討の目的と概要 | 2 |
| 2.2 実船の操縦性能実績 | 2 |
| 2.3 船型要目を用いた操縦性能推定法の検討結果 | 2 |
| 第3章 実船試験、模型試験、推定計算との対応 | 8 |
| 3.1 実 船 試 験 | 8 |
| 3.2 模 型 試 験 | 11 |
| 3.3 推定計算の比較 | 11 |
| 第4章 運航性能の評価 | 17 |
| 4.1 運航性能の評価法 | 17 |
| 4.2 载荷状態の違いによる運航性能の評価 | 18 |
| 4.3 シミュレーション計算を用いた载荷状態の推定法 | 19 |
| 第5章 結 言 | 22 |

第1章 緒 言

大型タンカー等の大型船の海難事故に上る油流出等によって生じる海洋汚染は、地球規模での環境汚染として非常に大きな社会問題となるため、海難防止および海洋環境保全の立場から、海洋汚染に継がる海難事故は極力避けなければならない。船舶の航行の安全性については、運航者のみならず、船の建造あるいは設計する立場からも積極的に取り組まなければならない重要な問題である。そのためには、実海域を航行する船舶の運航性能および操縦性能（以後、総称して運航性能と呼ぶ）を的確に把握することが不可欠となるが、一般に同一の船舶であっても、載荷状態が変わればその運航性能は変化することが知られている。タンカー等の場合については船舶の運航性能を評価するための試運転を比較的容易に満載状態において実施することが可能であるのに対して、一般貨物船やコンテナ船のようないわゆる乾貨物船の場合には、一般にバラスト状態あるいはヘビーバラスト状態で実施されているのが現状である。従って、乾貨物船については、試運転の段階で任意の載荷状態における性能を的確に知ることは困難であるため、なんらかの方法で任意の載荷状態における運航性能の推定を行う必要がある。そこで本研究部会は、乾貨物船の運航性能に及ぼす載荷状態の違いによる影響を考慮した評価法の確立を目指して、任意の載荷状態における運航性能の推定法、ならびに載荷状態の違いが運航性能に及ぼす影響について調査・研究を行ってきた。

まず、初年度の平成5年度は、海上試運転結果の収集、解析のための実船試験の準備・検討作業を行うとともに、載荷状態と運航性能の相関を広く調べるため、海上試運転による実船試験のデータの収集を行い、その解析に関して今日まで公表されている文献の中から参考となるものを調査した。さらに、数学モデルを用いたシミュレーション計算によって詳細な検討・解析を実施するためには、船体に作用する流体力を正確に把握することが必要であることから模型試験により流体力の計測を行った。

続いて、第2年度の平成6年度は船長177mのバルクキャリア(A船)を対象として満載状態における旋回試験、緊急停止性能試験など各種の試験を実施した。また、船長2.5mと4.5mの模型船についても同種の自由航走模型試験を実施し、平成5年度に計測した流体力の計測値を用いた操縦運動のシミュレーション計算結果と以上の試験結果との比較・検討を行った。

最終年度である平成7年度は、平成5年度に実施したA船の船長2.5mと4.5mの模型船を対象として、実船試験時と同じ載荷状態について船体に作用する流体力の計測を行い、流体力の計測値を用いて行った運動のシミュレーション計算結果と実船試験結果との比較を行った。また、船長215mのバルクキャリア(B船)を対象として、満載状態における旋回試験、緊急停止性能試験など各種の試験を実施し、その結果の解析を行うと同時に、B船についてもシミュレーション計算結果と実船試験結果との比較・検討を行った。さらに、本研究で得られた同一船に対するバラスト状態および満載状態の実船試験結果のデータを利用して、乾貨物船の場合に通常行われるバラスト状態における試運転データを使って、満載状態における運航性能を推定する方法について検討を行った。

第2章 海上試運転結果の収集、解析

2.1 検討の目的と概要

初期設計の立場から考えると、実船の操縦性能を船型主要目やフレームラインやプロファイルの形状、また、載荷状態から直接推定できれば大変に便利であり、実船の操縦性能試験実績の解析から、この可能性を検討することが本研究の目的である。

初年度は広島大学のデータベースに蓄積されている800隻弱の実船の操縦性能実績に、本第223研究部会で収集した51隻分を併せて解析して、操縦性能と船型主要目との関連を統計的に推定することを試みた。しかし、こうして求めた推定式は操縦性能の傾向を把握する程度には役立つが、実用上に必要とされる精度の確保は困難と判断された。

造船設計の経験によると、同じ程度の主要目で大幅に性能が異なる船の例は珍しくなく、操縦性能がフレームライン形状や船尾のプロファイルに大きく依存していることも明らかである。こうした事実から実用の推定精度を得るには主要目では表現できない船型要素を考慮した推定法を開発する必要があると考えられた。

第2、3年度はフレームラインの特徴を表現するパラメータをも導入した推定について検討した。この場合、船型と流体力、流体力と性能指標という2段階の関係が絡むことになり、本部会では別に船型から流体力を推定し、シミュレーションで性能を求めるという試みも検討されている。したがって、ここでは、従来の主要目にフレームライン形状を表すパラメータを加えて、直接に船型要素から性能指標を推定する方法を検討した。フレームラインを考慮する場合、従来から広島大学で収集されている多数のデータは資料がないために解析対象とすることが出来ないから、メンバー各社からデータを追加していただき、操縦性能実績を増やすと共に、船型主要目のみではなく、フレームラインの形状やプロファイルを表すパラメータも加えて、解析に供した。しかし、限られたデータから精度の良い統計的な推定式を得ることは容易でなく、特に重要な満載状態における 10° Z試験のファーストオーバーシュート角については今後の課題となる。

2.2 実船の操縦性能実績

操縦性能設計を行う、あるいは計測した実績を整理する場合に、既存の実績の中で検討している性能がどのような位置を占めるかの把握が必要になる。この意味で、本研究で解析の対象としたデータベースには現在までの所、最も多数の実績が収集されているから、主要な操縦性能につき、船長をベースに性能実績の分布を纏めた結果を図2.1に示す。

2.3 船型要目を用いた操縦性能推定法の検討結果

船型と操縦性能との関連を把握する上で、まず、試みるべきは主要目と性能との関連である。本研究では船型主要目と性能との関連について検討を行ったが、この結果は実用の精度で性能を推定するという観点から見ると、特に、最も推定が必要とされる針路安定性に関連したZ試験のオーバーシュート角の推定については、精度的に不十分と判断された。

船体のフレームラインの形状と操縦性能が強い相関関係を持つことは、同じような主要目でありながら相当に異なる操縦性能を示す多くの事例からよく知られている。特に、V型の船型の場合に針路不安定を示すことなどが知られており、針路不安定でトラブルを起こした船にはV船型が多い。また、プロファイルについても、逆G型、吊り舵でシューピースを持たない通常のマリナー型、それに船尾バルブがついた最近のバルブ付きマリナー型の船尾の順に針路安定性が低下することが知られている。

フレームラインが操縦性能に及ぼす影響を表現するために、操縦性能に関する実績とフレームライン影響を考慮して操縦流体力を推定する可能性を有する細長体理論による考察からフレームラインのUVの程度やプロファイルの違いを表すパラメータを選び、解析に供した。フレームライン影響を表すパラメータとして、S. S. 2と9の位置の船体の横

断面積をその位置の船幅と喫水の積で割った値 (ε) を採用したが、 $d/2$ の上下の断面積の比でも同様な意味を持つパラメータとなる。

以下、本研究の結果、得られた主な推定式を示す。

(1) 10° Z試験のオーバーシュート角

操船の難易を支配する最も重要な性能である針路安定性を表す 10° Z試験のオーバーシュート角の推定式についてはデータの不足のために、最終的な結論は困難であり、今後のデータの集積が必要と考えられる。本研究では主要目とフレームライン形状を用いた次式を暫定的に導いたが、図2.2に示すように精度不足であり、今後の検討が必要である。

$$\Psi_{10}^{(1)} = Ld/A_R(0.221k + 0.110C_b B/d - 0.0316\varepsilon + 0.00183\tau)$$

$$\Psi_{10}^{(2)} = Ld/A_R(0.553k + 0.0778C_b B/d - 0.0462\varepsilon - 0.266\tau)$$

また、初期旋回性能については、次式で与えられ、その推定の模様を図2.3に示す。

$$\frac{TR}{L} \frac{6.13\lambda}{2.25 + \lambda} \frac{A_R}{Ld} = 0.013k + 0.544C_b \frac{B}{L} - 0.108\varepsilon - 0.0553\tau + 0.450F_n$$

(2) 最大舵角の旋回試験結果

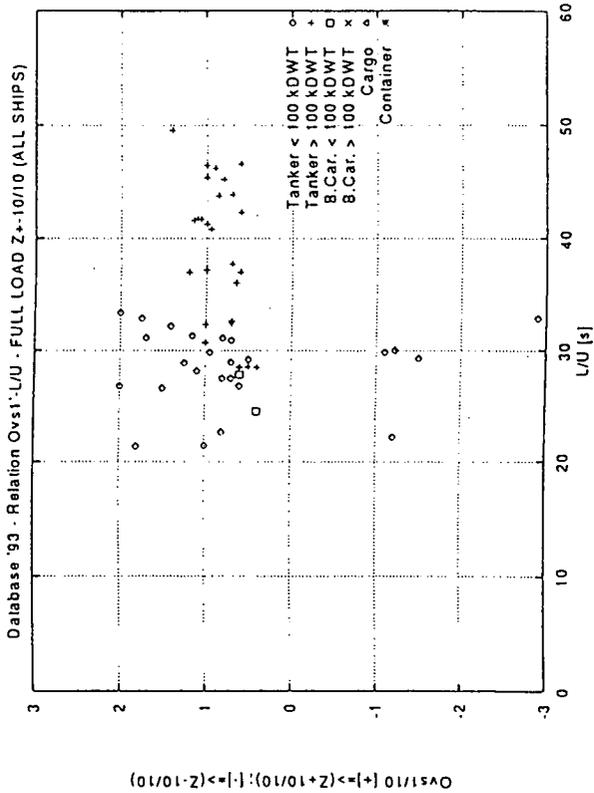
船の持つ最大の危険回避性能である最大舵角を用いた旋回試験のアドバンスとタクティカルダイヤの推定式は次式で与えられ、この推定の程度を図2.4に示す。なお、本結果にフレームライン、トリムによる修正を試みたが、精度の改善は僅かであった。

$$\frac{A_d}{L} \frac{\delta}{35} \frac{A_R}{Ld} = F_{Ad}(L, B, d, C_b, \delta, A_R) = \begin{cases} 0.0245C_b \frac{B}{d} - 0.00728 \left(C_b \frac{B}{d}\right)^2 + \frac{A_R}{Ld} \frac{\delta}{35} \left[-26.0 \left(C_b \frac{B}{L}\right)^2 + 0.995C_b \frac{B}{d}\right] & (\delta > 0) \\ -0.0250C_b \frac{B}{d} + 0.00754 \left(C_b \frac{B}{d}\right)^2 + \frac{A_R}{Ld} \frac{\delta}{35} \left[-33.7 \left(C_b \frac{B}{L}\right)^2 + 1.04C_b \frac{B}{d}\right] & (\delta < 0) \end{cases}$$

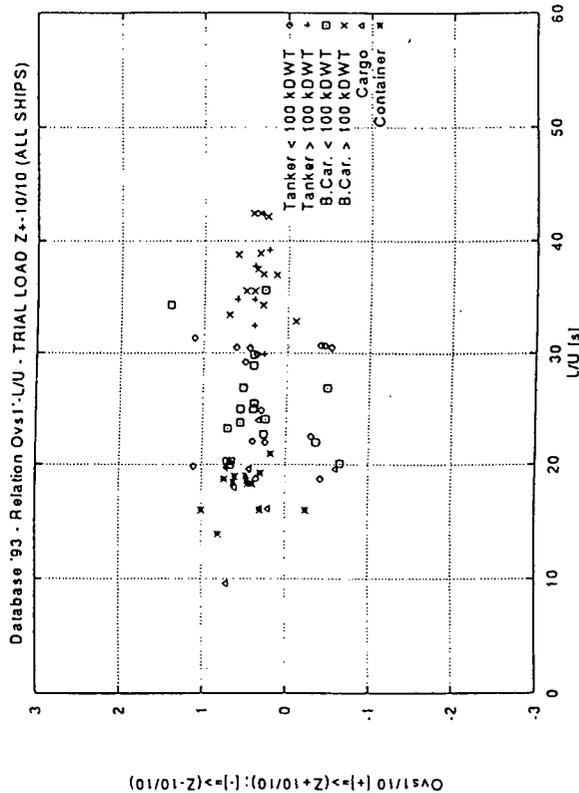
$$\frac{L}{D_t} \frac{35}{\delta} \frac{\Delta}{A_R L} = F_{Dt}(L, B, d, C_b, \delta, A_R) = \begin{cases} 8.39C_b \frac{B}{L} + C_b \frac{B}{L} C_b \frac{B}{d} \left[-4.840 + 0.168 \frac{Ld}{A_R} \frac{35}{\delta}\right] & (\delta > 0) \\ -8.36C_b \frac{B}{L} + C_b \frac{B}{L} C_b \frac{B}{d} \left[4.700 + 0.170 \frac{Ld}{A_R} \frac{35}{\delta}\right] & (\delta < 0) \end{cases}$$

終わりに

本研究の結果から、船型主要目とフレームラインやプロファイルの影響を考慮して、直接に操縦性能を推定するという方法の可能性についてある程度の見極めを得たが、近似式を得るという立場から見ると、データの不足もあり、まだ、十分な成果とは言えない。また、この理由として実船試験の精度も関連しており、外力の影響等を取り除く方法についても今後の検討が必要である。さらに、少ない試験成績を生かす観点から、船型を表す諸要素から操縦流体力を推定し、その後に性能を求める方法も試みられるべきである。

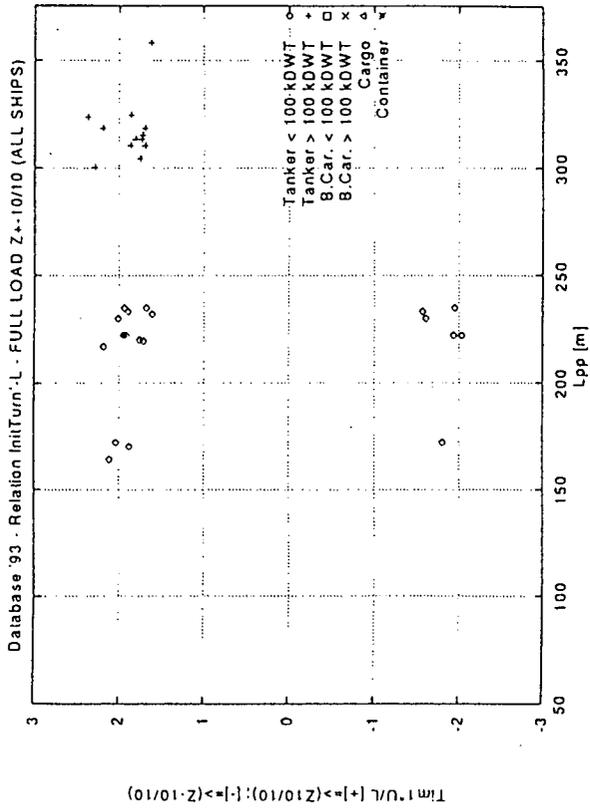


Ovst1/LU [-] : [-] > (Z+10/10) : [-] > (Z-10/10)

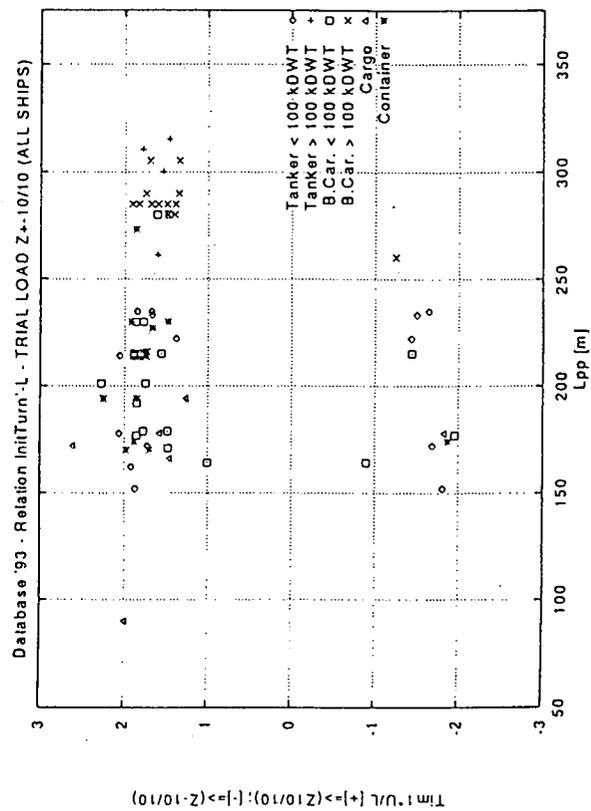


Ovst1/LU [-] : [-] > (Z+10/10) : [-] > (Z-10/10)

図2.1(1) 実船操縦性能実績データベースに蓄積された10° Z試験の
ファーウォーターシュート角のデータ



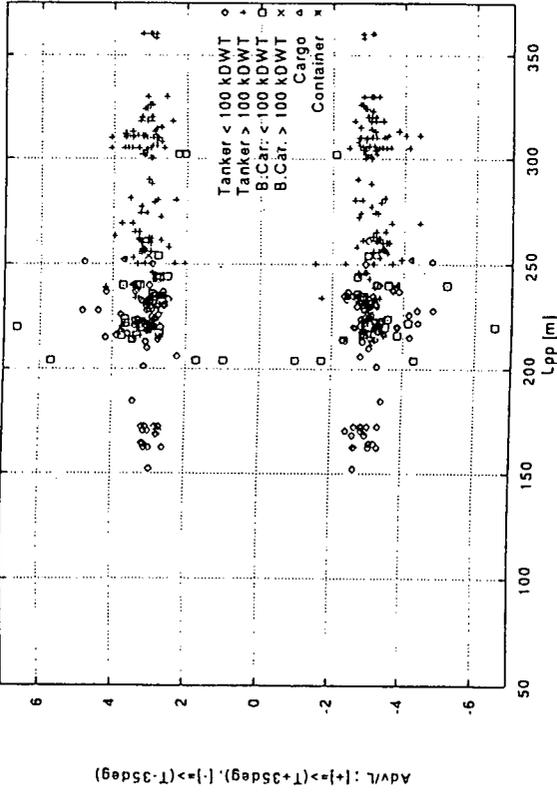
Tim1-U/L [-] : [-] > (Z+10/10) : [-] > (Z-10/10)



Tim1-U/L [-] : [-] > (Z+10/10) : [-] > (Z-10/10)

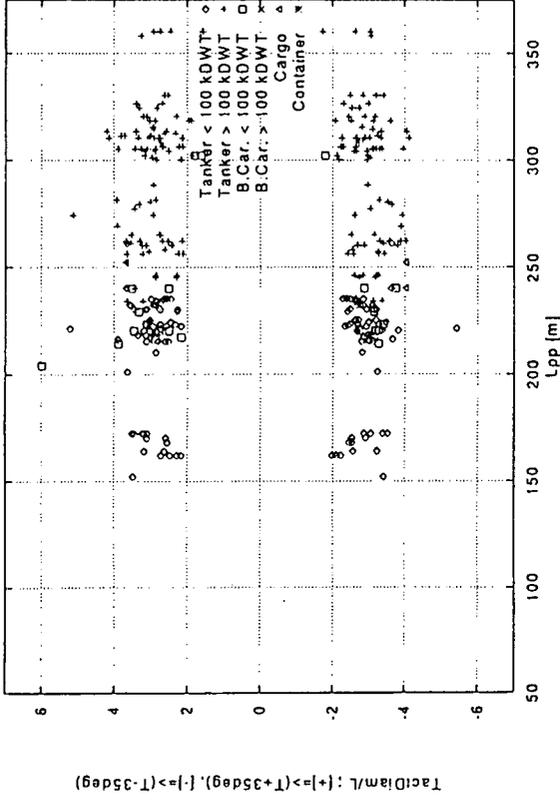
図2.1(2) 実船操縦性能実績データベースに蓄積された10° Z試験から
求めた初期旋回性能のデータ

Database '93 - Relation Adv-L FULL LOAD T +35 (ALL SHIPS)



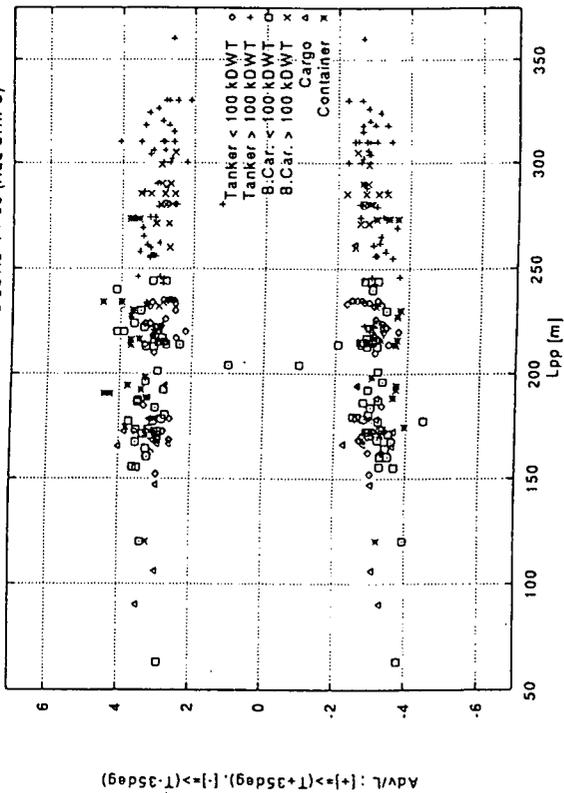
Adv-L: [+]=(T+35deg), [-]=(T-35deg)

Database '93 - Relation Tdia-L FULL LOAD T +35 (ALL SHIPS)



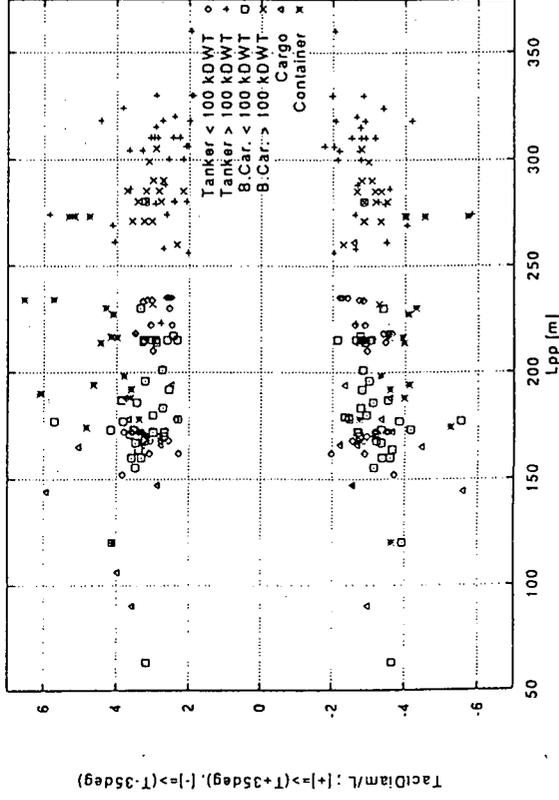
Tdia: [+]=(T+35deg), [-]=(T-35deg)

Database '93 - Relation Adv-L TRIAL LOAD T +35 (ALL SHIPS)



Adv-L: [+]=(T+35deg), [-]=(T-35deg)

Database '93 - Relation Tdia-L TRIAL LOAD T +35 (ALL SHIPS)



Tdia: [+]=(T+35deg), [-]=(T-35deg)

図2.1(3) 実船操縦性能実績データベースに蓄積された最大舵角の
旋回試験のアドバンスのデータ

図2.1(4) 実船操縦性能実績データベースに蓄積された最大舵角の
旋回試験のタクティカルダイヤのデータ

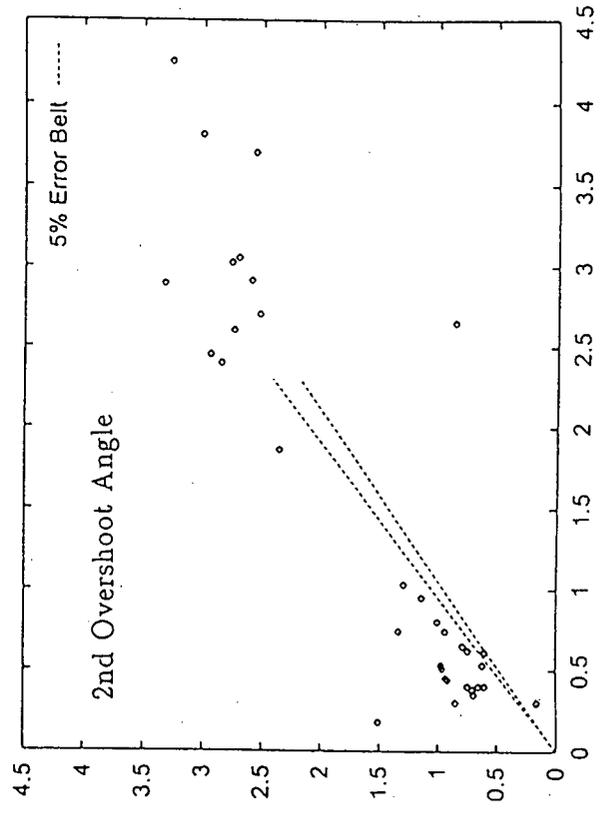
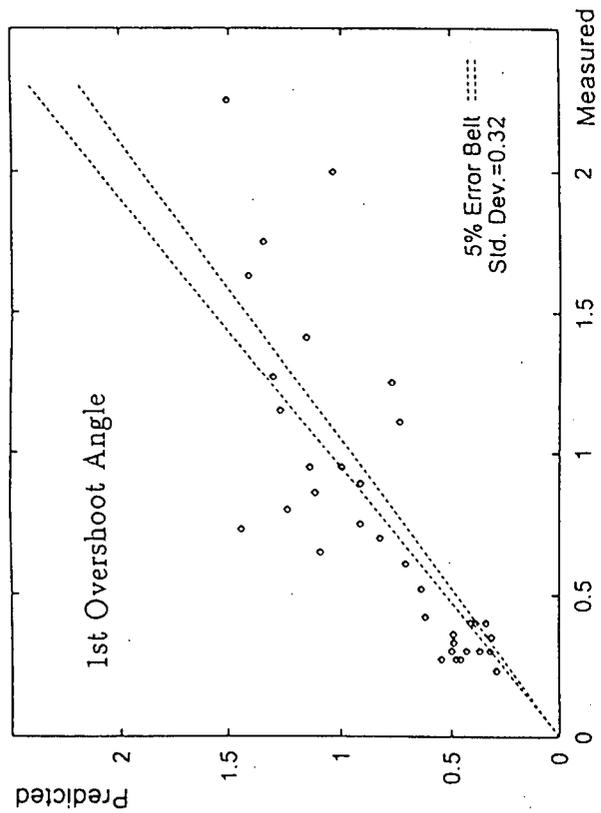


図2.2 10° Z試験のファーストオーバーシュート角の推定結果

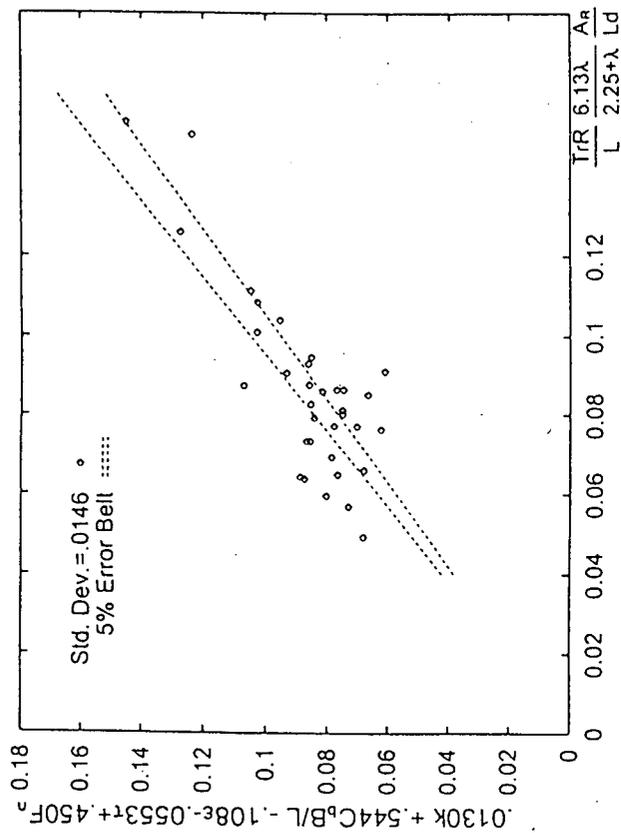


図2.3 10° Z試験から求めた初期旋回性能の推定結果

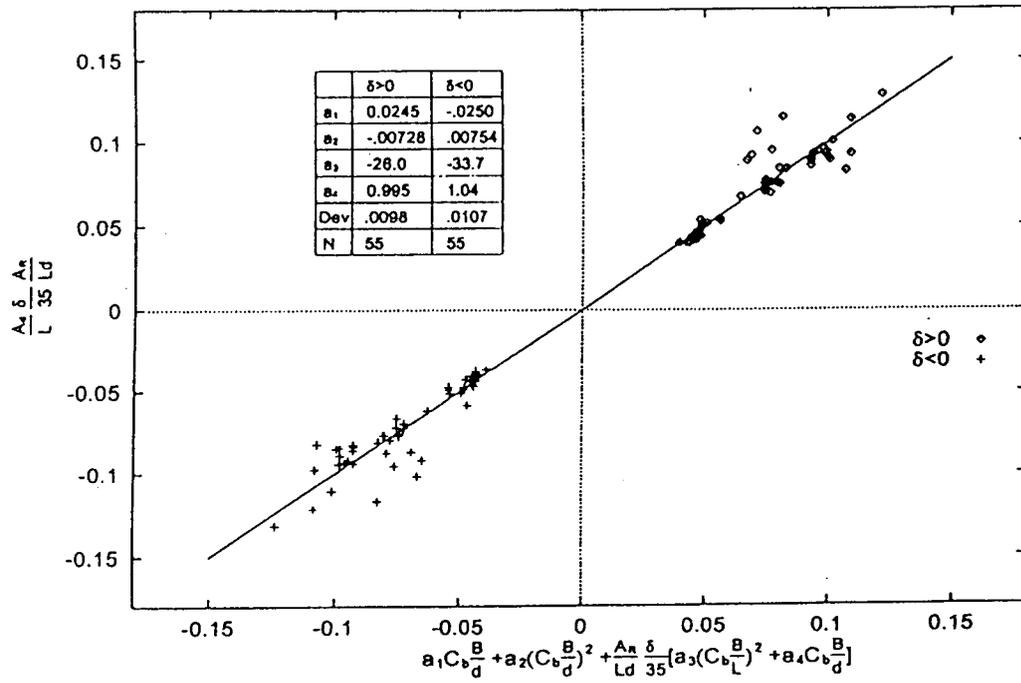


図2.4(1) 最大舵角の旋回試験のアドバンスの推定結果

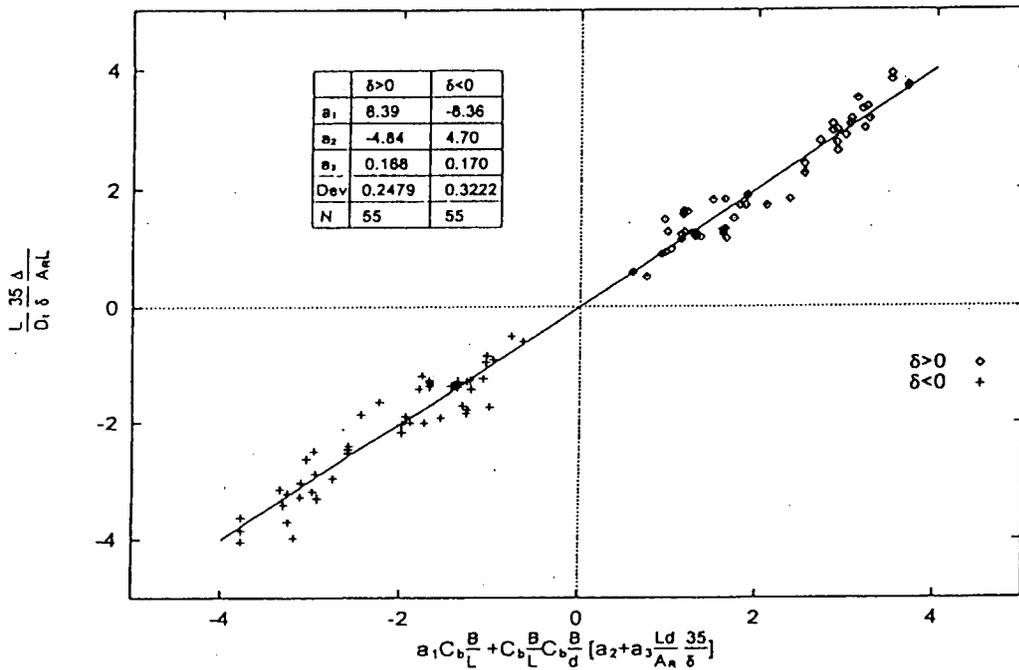


図2.4(2) 最大舵角の旋回試験のタクティカルダイアの推定結果

第3章 実船試験, 模型試験, 推定計算との対応

3.1 実船試験

タンカー船型では満載状態の海上試運転も実施されているが、通常の乾貨物船では新造船時造船所で行う海上試運転はバラスト状態で実施されており従来の海上試運転結果はバラスト状態のものである。

本研究では、実船試験を研究の柱の一つとして位置づけ、就航中の満載状態における旋回性能試験、緊急停止性能試験、Zig, Zag試験、スパイラル及び逆スパイラル試験を実施した。旋回試験においては潮流影響を取り除くため540°の旋回試験を実施した。

平成5年度は平成6年度及び平成7年度に実施する実船試験の準備として試験項目、試験方法及び計測法を立案し、実船試験計測方案を作成した。計測機器としては計測精度をより向上させるためディファレンシャルGPSを使用して。また、実船試験対象船は20,000DWTから70,000DWT程度の乾貨物船とし、本研究参加の造船所並びに船主殿にご協力を戴き、実船試験の供試船A船として43,000DWT型バルクキャリアを選定した。供試船A船は逆G船尾を有する一般的なバルクキャリアである。

平成6年度は平成5年度に作成した実船試験計測方案に従い、供試船A船により瀬戸内海、伊予灘において就航時満載状態（排水量90%FULL, イープンキール）の実船試験を実施した。TRIAL状態（排水量47%FULL, 1.8%船尾トリム）の実船試験は、A船と同型船であるAA船において海上試運転時伊予灘で実施している。また、前年同様実船試験対象船の選定を行い、供試船B船は68,400DWT型バルクキャリアと決定した。供試船B船はマリナー船尾を有する一般的なバルクキャリアである。

平成7年度は前年に引き続き供試船B船により宮城県金華山沖において就航時満載状態（排水量94%FULL, イープンキール）の実船試験を実施した。TRIAL状態（排水量60%FULL, イープンキール）の実船試験は供試船B船において海上試運転時五島灘で実施している。

供試船A, B船の各種操縦性能試験結果を喫水船長比（ $2d/L$ ）をベースに図3.1～3.5に示す。図3.1は35°旋回試験時のアドバンス、タクティカルダイヤ、図3.2は緊急停止性能試験時のトラックリーチ、図3.3は10°Z及び20°Z試験のオーバーシュートアングル、図3.4は10°Z試験時のトラックリーチ、図3.5は不安定ループ幅の比較を示す。図中の記号は各々●印はA船のP-SIDE, ○印はA船のP-SIDE, ▲印はB船のP-SIDE, △印はB船のS-SIDEの実船試験結果を表している。A船の満載状態のP-SIDEの10°Z試験は操舵保持時間過不足のため参考値として●印に※を付している。緊急停止性能試験時のトラックリーチ及び不安定ループ幅については○印はA船, △印はB船を示す。図中の実線は満載状態とTRIAL状態の試験結果を直線で結んだものである。また、IMO操縦性能暫定基準の上限を図中にA船の場合 \overline{A} 印, B船の場合 \overline{B} 印で示す。供試船A, B船の実船試験は各試験共に海象, 気象状態に恵まれたこともあり、精度良い計測データが収集できたものと考えられる。

これらの図はわずか2隻の実船試験結果をまとめたものであるが、本図によれば載荷状態の違いが各種操縦性能に及ぼす影響について大まかな傾向があることが伺われる。

最後に、本実船試験を実施するにあたり供試船をご提供戴いた船主殿, 荷主殿, 計測にご協力戴いた(株)アカサカテック殿及び各委員殿に感謝の意を表します。

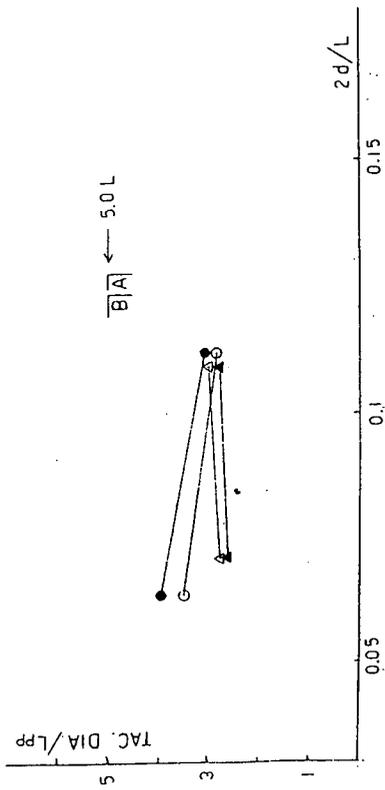
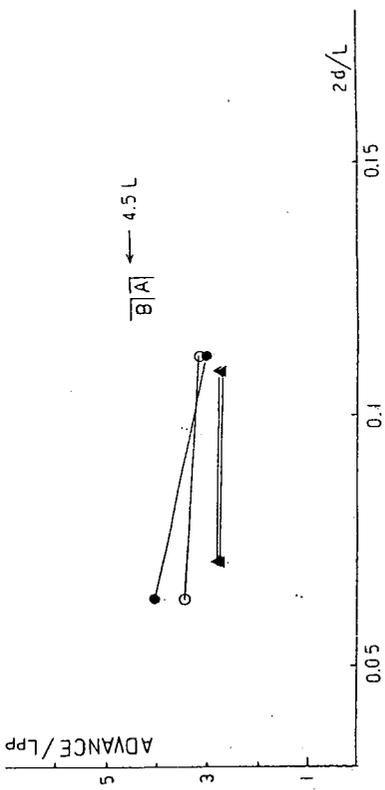


図3.1 35° 旋回試験時のアドバンス、タケティカルダイヤの比較

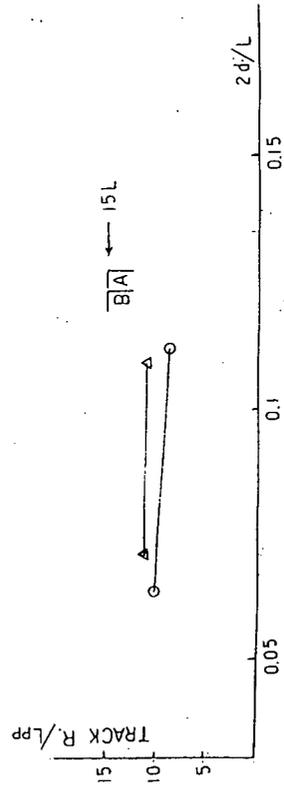


図3.2 緊急停止性能試験時のトラックリーチの比較

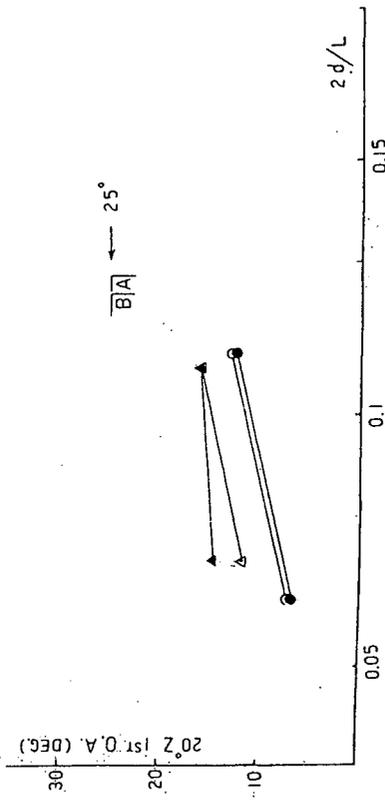
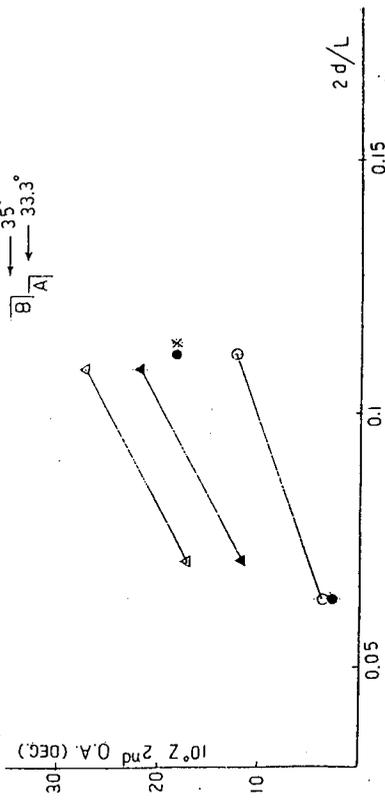
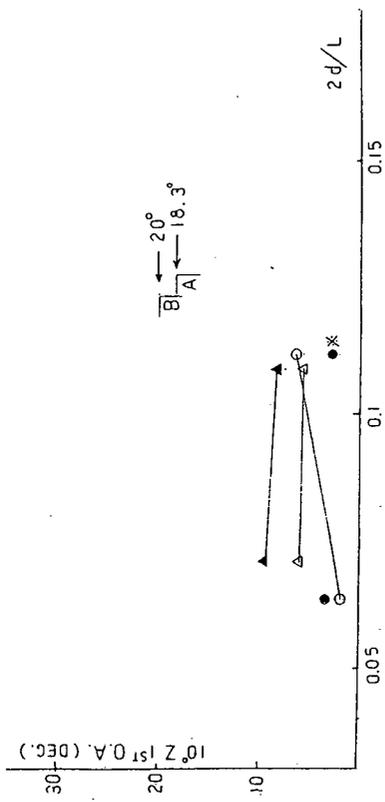


図3.3 10° Z及び20° Z試験のオーバーシュートアングルの比較

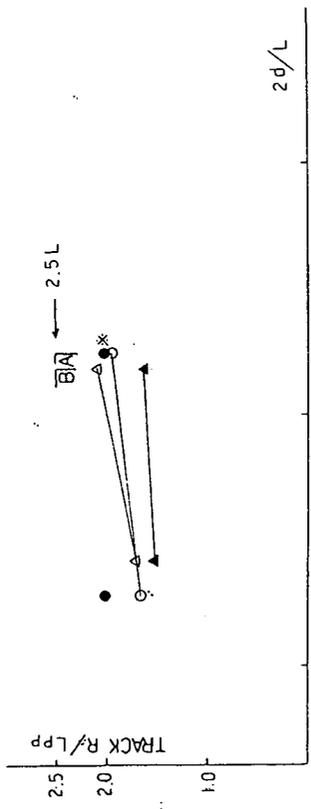


図3.4 10° Z試験時のトラッキングの比較

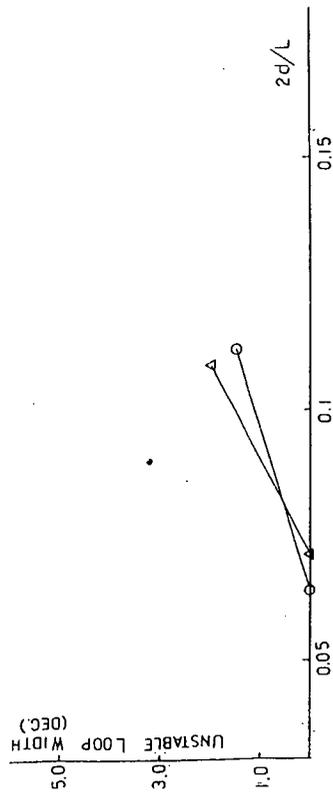


図3.5 不安定ループ幅の比較

3.2 模型試験

載荷状態の違いが性能に及ぼす影響を詳細に調査するため、A船とB船について、模型試験を実施した。

模型試験に係わる各載荷状態の喫水を図3.2.1に示す。本図は、喫水の違いを見やすくするため、長さ方向と深さ方向の縮率を変えてある。図中のFull Load と Trial Conditionは、前節で記述された実船試験の状態に対応する載荷状態である。A船、B船おのおのについて5種の載荷状態に関して模型試験を実施したが、各々、トリム無しの喫水変化シリーズ、喫水ないし排水量を等しくした場合のトリムシリーズとなっている。

模型試験は、4.5m模型船、2.5m模型船を使用して拘束模型試験、自由航走模型試験を実施したが、図3.2.2～4に4.5m模型船を使用した拘束模型試験結果を示す。

図3.2.2は付加質量係数、干渉係数の $2d/L_{PP}$ (d は平均喫水)による変化の様子である。 m_x/m 、 m_y/m は船の長さ方向、幅方向の付加質量の船の質量に対する比である。 k_{z1} は、付加慣性モーメントを環動半径に換算した値である。 $1-t_r$ 、 a_H 、 X_H はおのおの、船の長さ方向、横方向の力、旋回モーメントに関する舵力の船体との干渉係数である。図中の○印はA船、△印はB船を示す。○、△はトリム無しの載荷状態、◎等のその他はトリム付の載荷状態である。実線、破線は、おのおのA船、B船のトリム無しの状態のデータを直線で近似した線である。点線はそれらを軽喫水の方向に外挿した線である。

船の横方向の付加質量係数 m_y/m 、舵による横力の干渉係数 a_H の場合に、喫水の影響が大きい。その他のパラメータについては、喫水の影響が認められるが、その程度が小さいので、船の性能に及ぼす影響は小さい。

図3.2.3は舵に流入する流れの横方向成分 v_R (U は船の合速度)が船の横流れ速度 v によってどのように変化しているかを示した図である。B船の場合は、全体として右下がりの傾向となっており、載荷状態による違いも小さい。A船の場合は、載荷状態による違いが比較的大きいと共に、軽い載荷状態においては $v/U > 0$ で $v_R/U > 0$ となっている部分もある。これは、舵に入ってくる流れの向きが船の斜航方向とは逆になっている事を示している。本図をみると、舵に流入する流れは、船によってあるいは載荷状態によってかなり異なっていることが分かる。

図3.2.4に船体流体力微係数の喫水、トリムによる変化の様子を示す。横軸、○印、△印等の意味は、図3.2.2の場合と同じである。左半分は船の横方向の運動方程式の係数(Yv' 等)、右半分は旋回の運動方程式の係数(Nv' 等)である。本研究では、非線形項の組合せの違いについても研究したが、本図は貴島の推定式に使用されている組合せで示してある。

横方向の運動の係数についてみると、線形項 Yv' 、 Yr' の喫水、トリムによる変化が大きい。 Yv' は喫水が浅くなるに従い0に近い値となる。 Yr' の場合は、トリムの影響が大きい。

非線形項のなかでは、 Yvv' の喫水、トリムによる変化が比較的大きい。他の非線形項については、喫水、トリムの影響が小さい。

旋回の運動方程式の係数をみると、線形項のうち Nv' の喫水、トリムによる変化が大きい。ついで、線形項のうち Nr' 、非線形項のうち Yvv' の喫水、トリムによる変化が大きい。他の非線形項の係数は、喫水、トリムの影響が小さい。

図3.2.5は上記の拘束模型試験と同じ模型船を使用して実施した自由航走模型試験結果である。横軸は舵角 δ 、縦軸は旋回角速度の無次元値 r' である。自由航走模型試験においては模型船自重が大きかったので浅い喫水の載荷状態の試験は実施できなかったが、喫水が深くなるに従い不安定ループの幅が大きくなる傾向が認められる。大舵角のときの r' は、載荷状態による違いが小さい。

3.3 推定計算結果の比較

本節では、前節に示した拘束模型試験結果を使用して、A船、B船の各載荷状態の操縦性能を推定した結果を比較する。シミュレーション計算の方法は、MMGモデルに準拠している。

図3.3.1は 35° 旋回試験のシミュレーション結果である。A船の2.68%Trimの載荷状態のTactical Dia. と旋回半径

が、他の載荷状態に比べて大きい。これは、図3.2.4に示すように、この載荷状態の線形微係数が他の載荷状態とは大幅に異なるためと考えられ、船尾トリムが大きく旋回抵抗が大きくなる載荷状態の場合の旋回性能には注意を要することを示している。A船の他の載荷状態、およびB船の全ての載荷状態に関しては、喫水、トリムが旋回性能に及ぼす影響は小さい。

図3.3.2はスパイラル特性のシミュレーション結果である。図3.2.5の場合と同じく、横軸は舵角 δ 、縦軸は旋回角速度の無次元値 r' である。A船、B船ともに、船尾トリム付の軽い載荷状態では不安定ループはなく、トリム無しの載荷状態では多かれ少なかれ不安定ループがある。喫水が深くなるに従い、不安定ループのループ幅が大きくなる傾向が認められる。これは、図3.2.5に示した自由航走模型試験結果と同じである。また、大舵角の場合、A船の2.68%Trimの載荷状態の r' が小さいが、これは、図3.3.1の旋回性能の違いに対応している。

図3.3.3は、 $+10^\circ -10^\circ +10^\circ$ のZ試験のシミュレーション結果である。本図には舵角 δ と方位角 ψ 以外に、ヒール角 ϕ 、および速力 U とプロペラ回転数 n が低下する様子のシミュレーション結果も示してある。図3.3.4は、図3.3.3以外に $-10^\circ +10^\circ -10^\circ$ のZ試験や 20° Z試験に関するオーバーシュート角(第1,第2)、初期旋回性能(track reach)を示す。横軸、○印、△印等の意味は、図3.2.2の場合と同じである。

図3.3.4をみると、おおよその傾向として、喫水が深くなるに従い、オーバーシュート角が大きくなっている。この傾向は、図3.3.2に示した不安定ループ幅の大きさの違いにほぼ対応している。特に、 10° Z試験時の第2オーバーシュート角の場合には、載荷状態の影響が顕著で、最大/最小で10倍程度の違いがある。track reachに関しては、喫水が深くなるに従い大きくなる傾向が認められるが、載荷状態による違いは小さい。

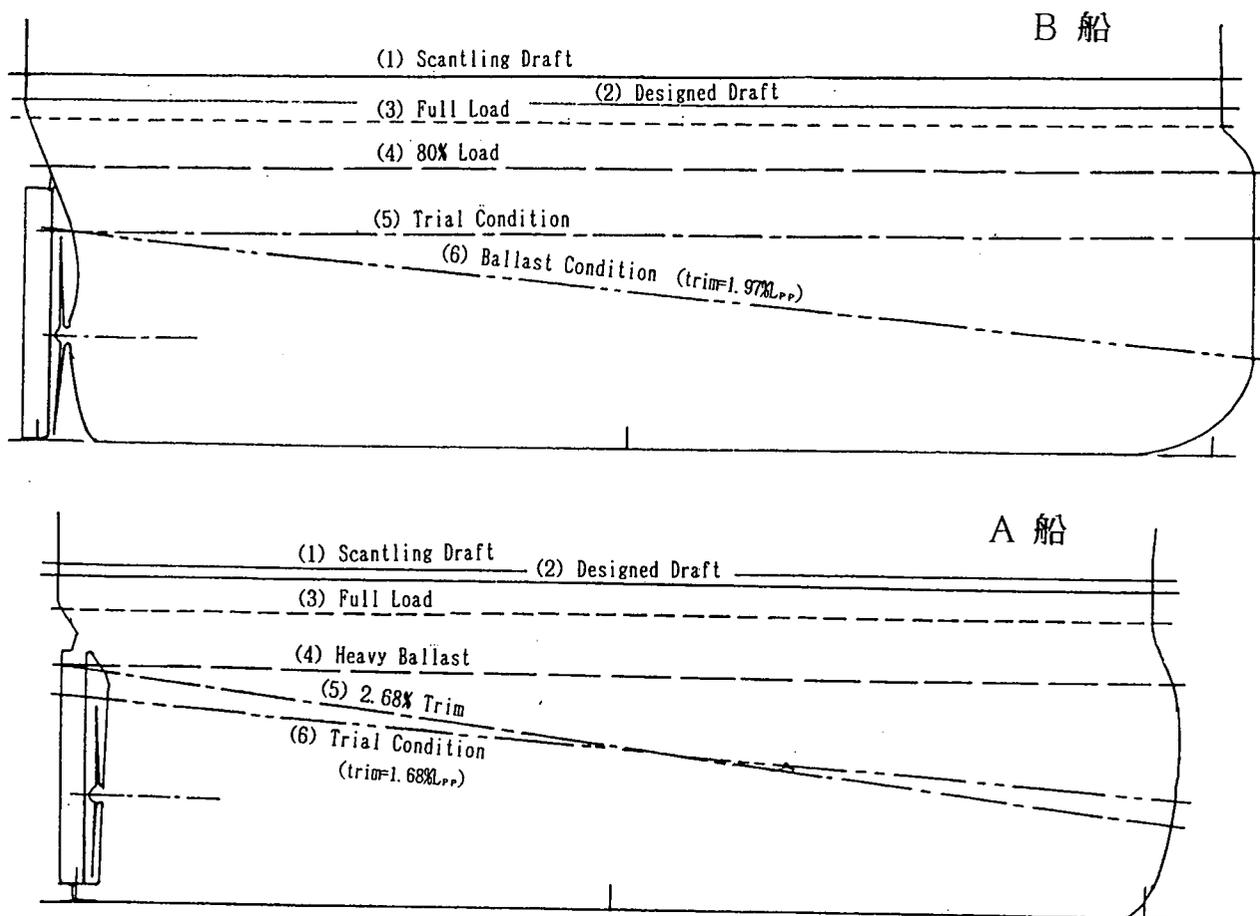


図3.2.1 各載荷状態の喫水

trim($\%L_{PP}$)
 ○ 0.0
 ⊙ 1.68
 ● 2.68
 △ 0.0
 ▲ 1.97

A船

B船

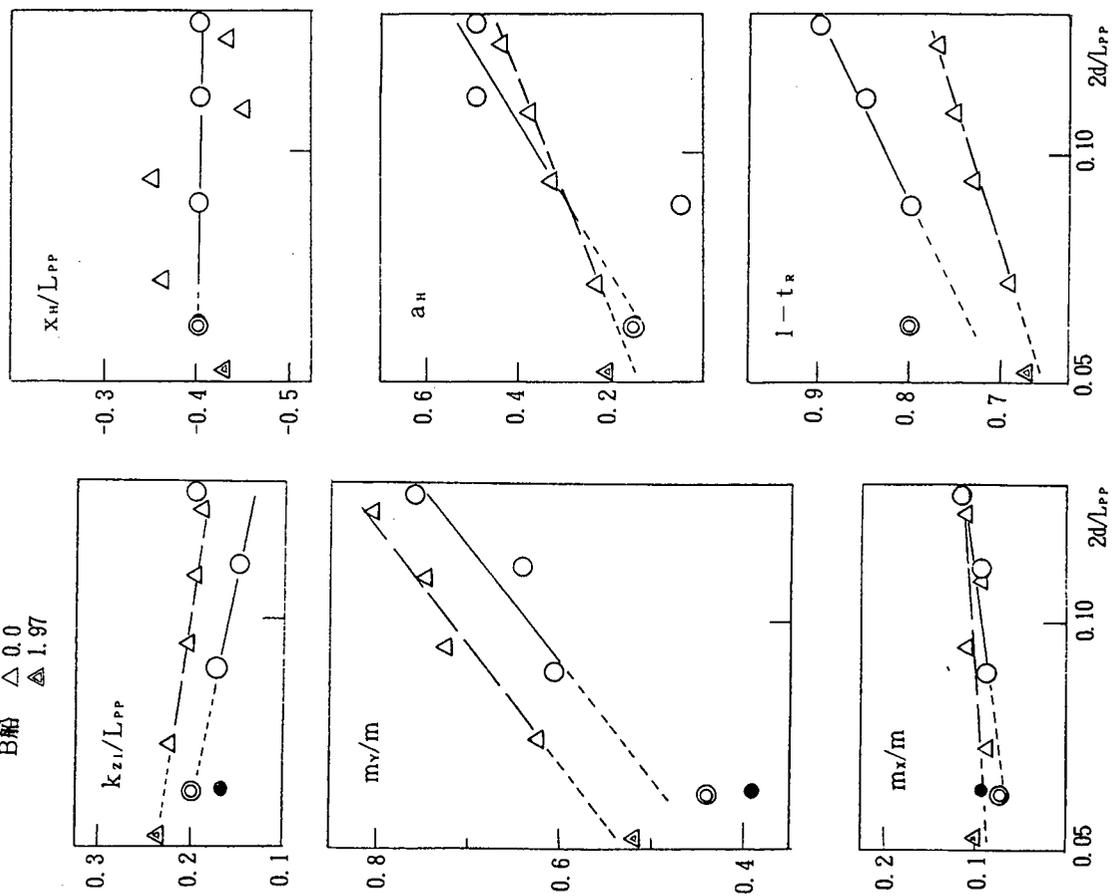


図3.2.2 付加質量, 干渉係数の載荷状態による違い

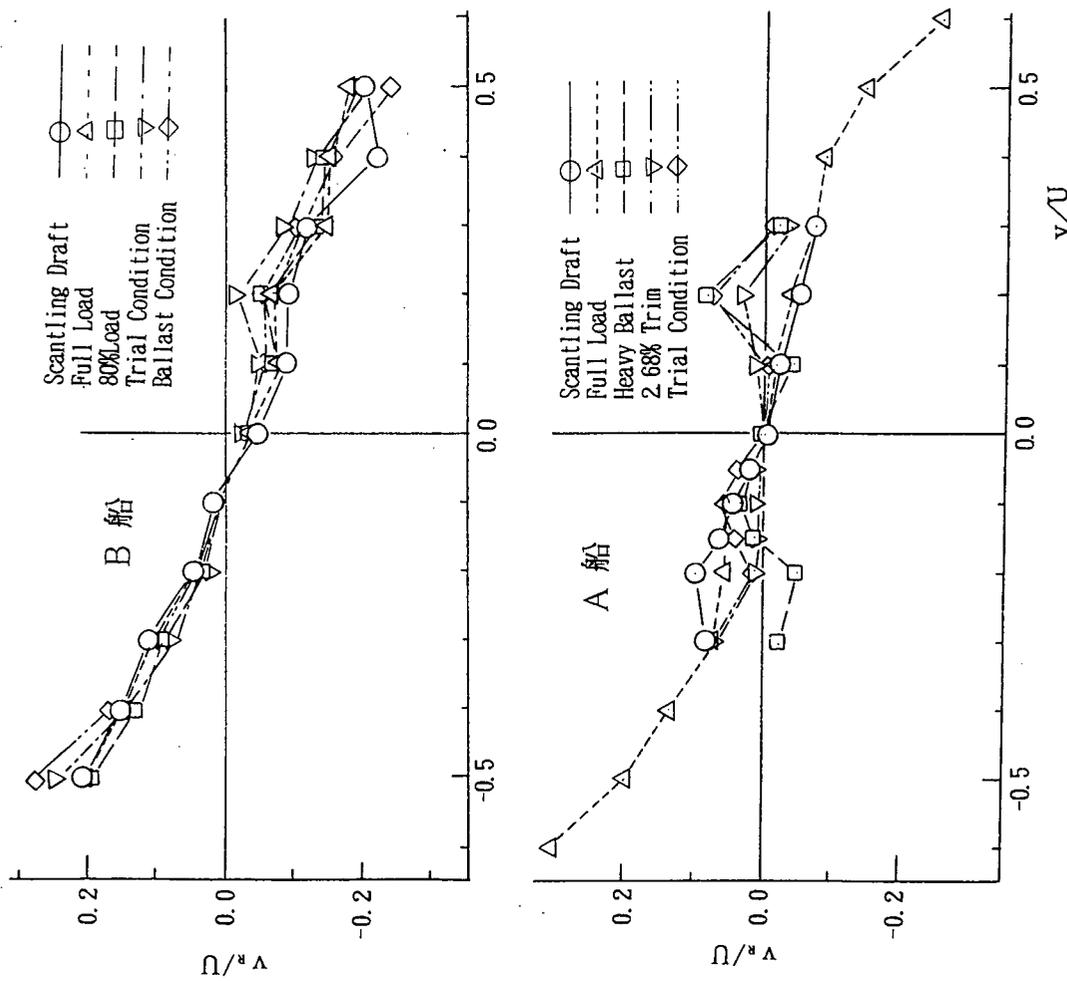


図3.2.3 舵に流入する流れの横方向成分の載荷状態による違い

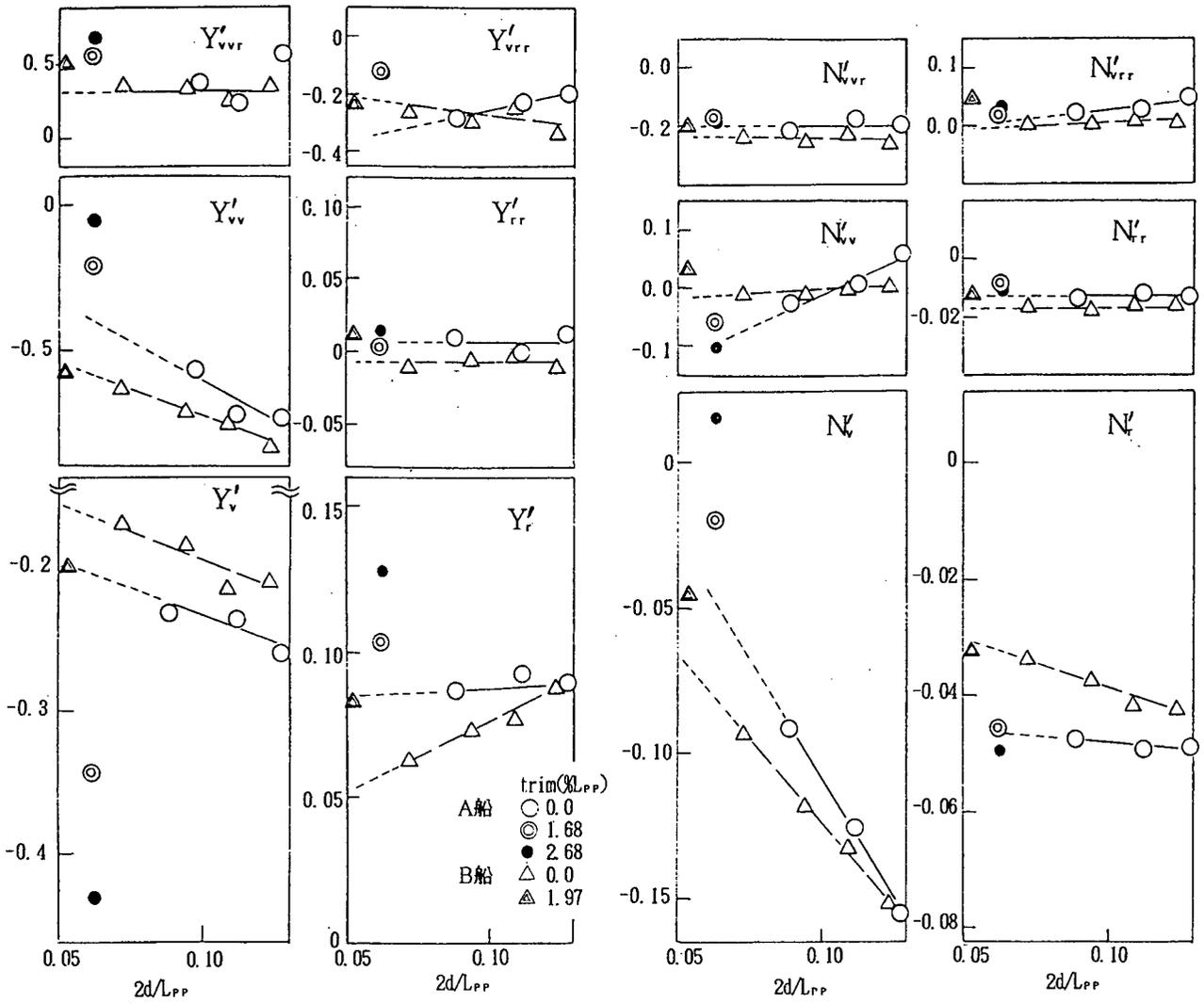


図3.2.4 船体流体力微係数の载荷状態による違い

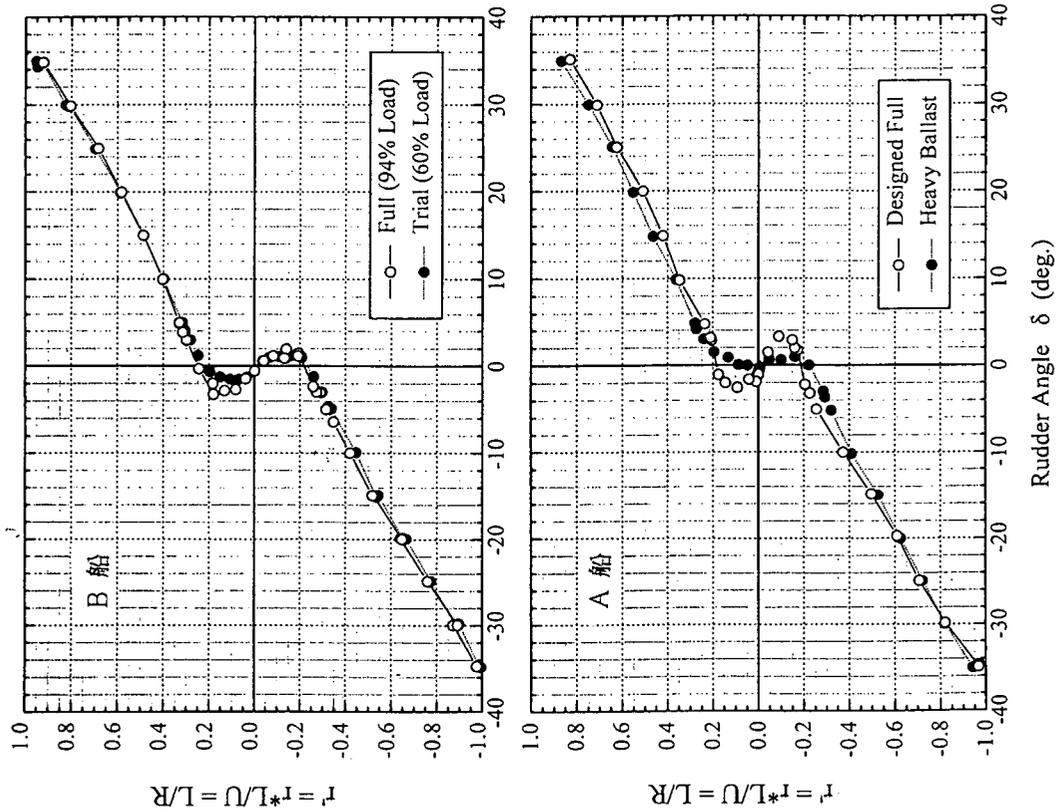


図3.2.5 スパイラル特性の载荷状態による違い (自由航走模型試験結果)

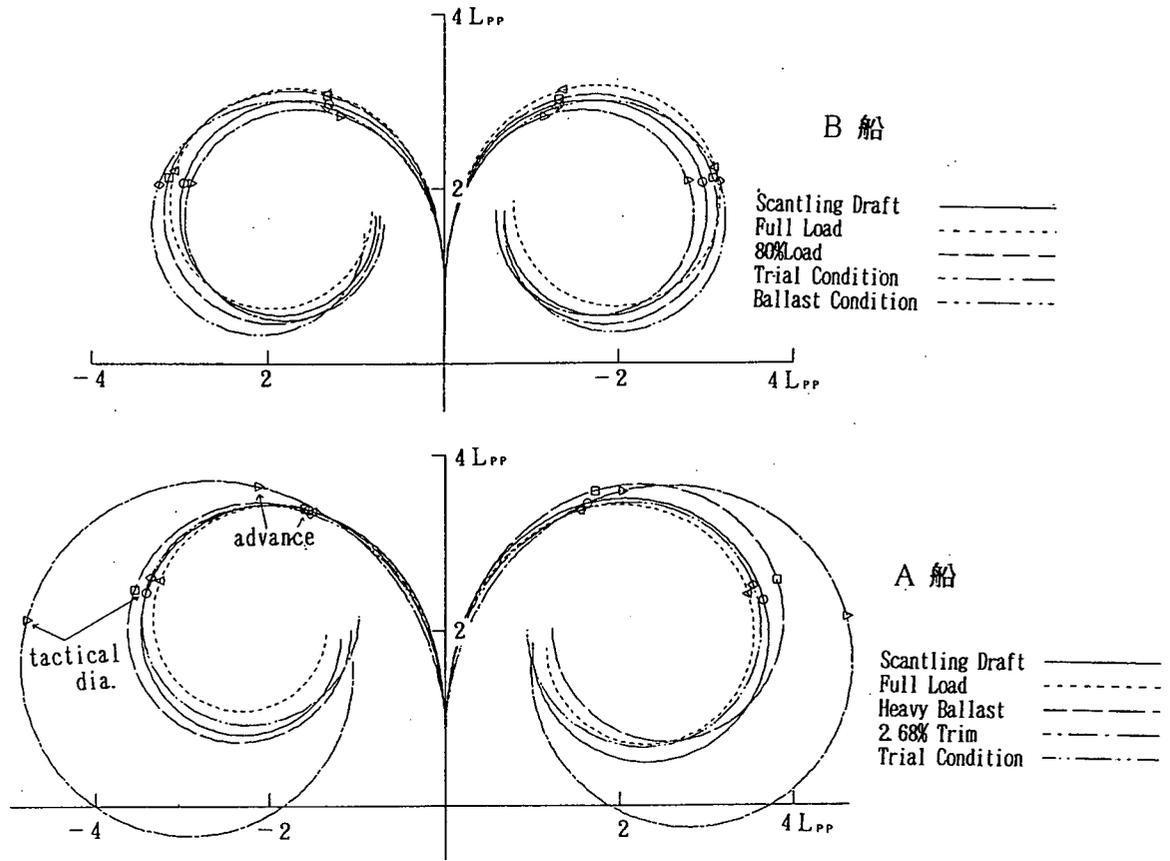


図3.3.1 旋回性能の荷状態による違い (舵角 = ±35°, シミュレーション結果)

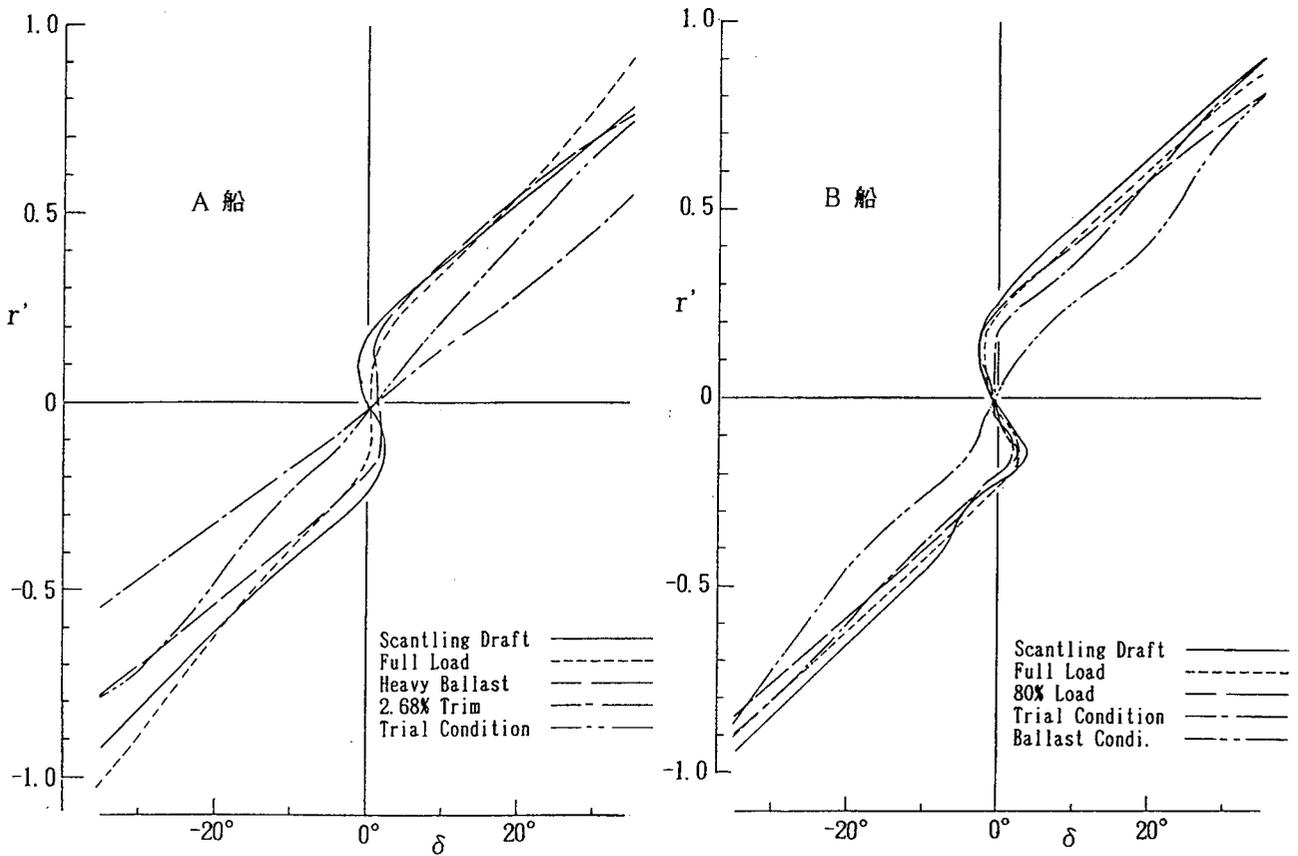


図3.3.2 スパイラル特性の荷状態による違い (シミュレーション結果)

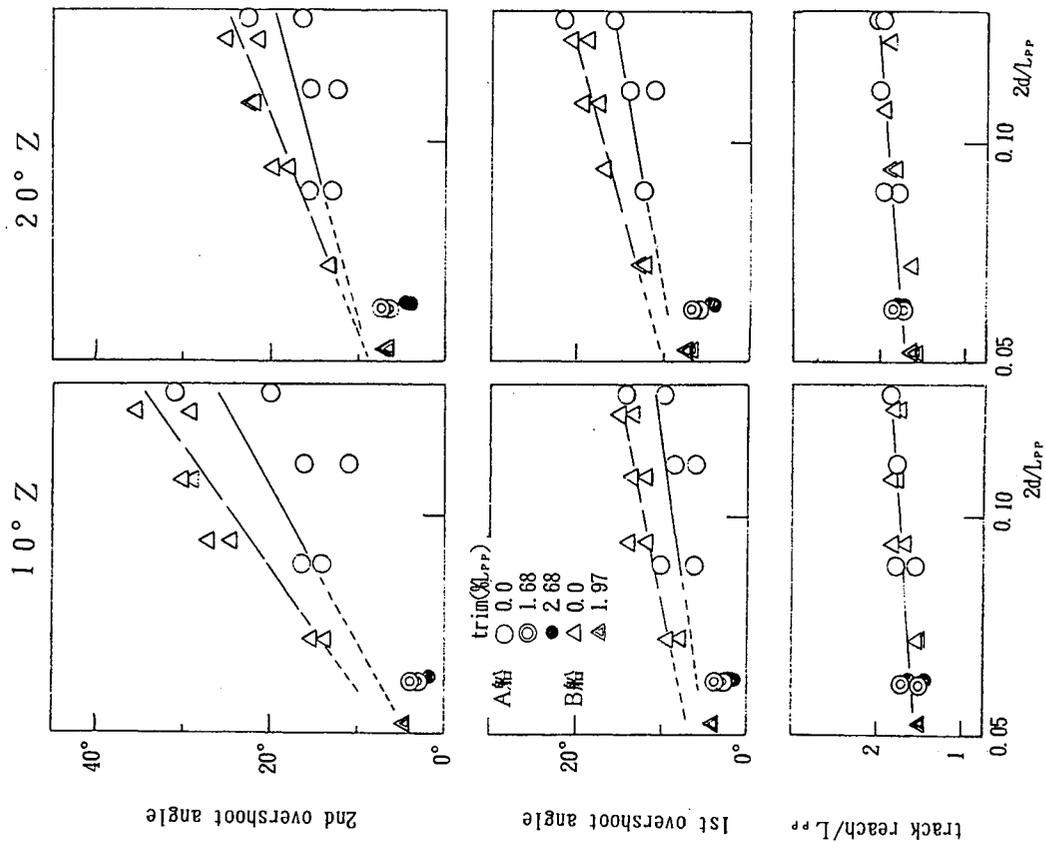


図3.3.4 オーバーシュート角，初期旋回性能の載荷状態による違い (Z試験シミュレーション結果)

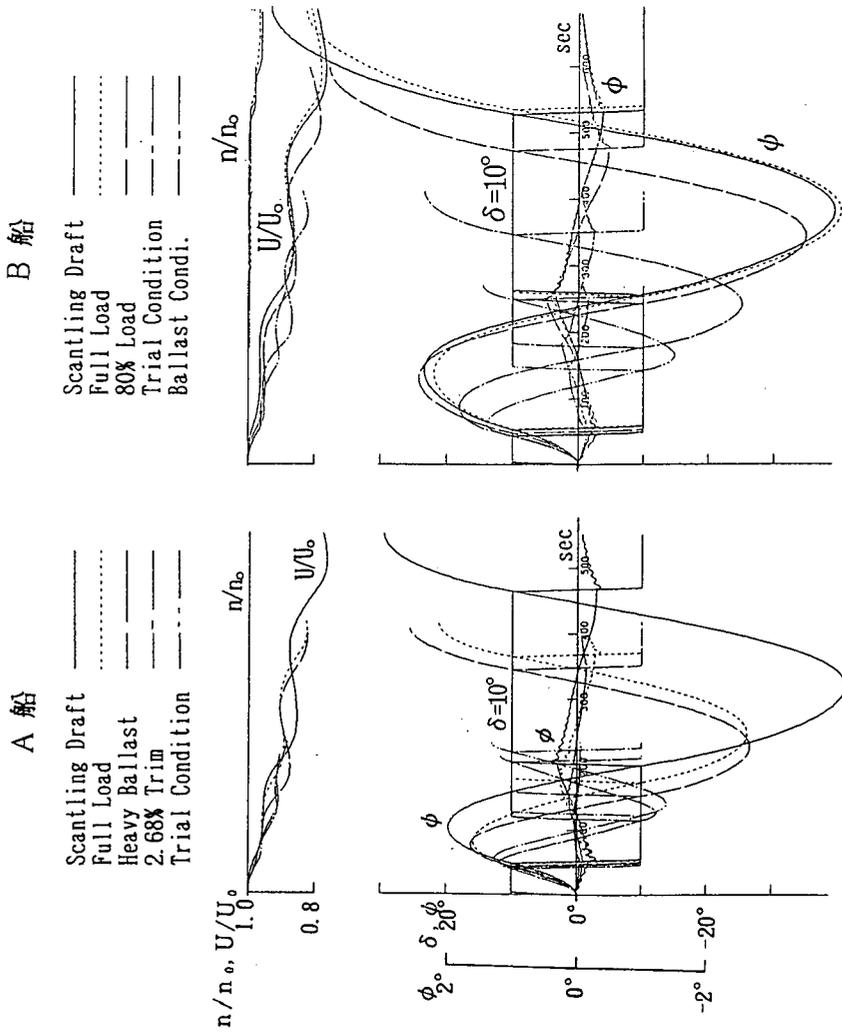


図3.3.3 Z試験の載荷状態による違い (シミュレーション結果)

第4章 運航性能の評価

4.1 運航性能の評価法

船舶の操縦性能暫定基準がIMO（国際海事機関）の総会で採択され、平成6年7月1日より適用されている。この暫定基準には船舶の満載状態での旋回性能、初期旋回性能、変針・保針性能、停止性能が取り上げられ、各々の指標についての基準値が定められている。

一般に、満載状態の操縦性能を評価する場合、その方法としては大きく分けて次に示す三つの方法が考えられる。第一の方法は、過去に建造された船の海上試験等のデータを蓄積・整理して、このデータを基に操縦性能を推定する方法である。第二の方法は、自由航走模型試験により操縦性能を直接計測する方法である。第三の方法は、数学モデルを用いたシミュレーション計算により操縦性能を推定する方法である。

第一の方法は、その推定精度がデータの精度に左右されると言う問題はあるが、推定方法が簡便であると言う利点もある。この方法には、二つの方法が考えられる。一つは整理されたデータから直接満載状態での性能を推定する方法であり、今一つは、予め何らかの方法で満載状態とバラスト状態あるいはヘビーバラスト状態の操縦性能の相関を表現する近似式を作成しておき、バラスト状態あるいはヘビーバラスト状態における試験結果を用いて満載状態の操縦性能を推定する方法である。

第二の方法は、操縦性能を直接計測することが出来る為有用な方法ではあるが、模型船を製作する必要がある、また模型試験の実施には時間、費用、労力が必要となるため、実用的な観点からはあまり得策でない。

第三の方法には、図4.1.1に示す二つの方法が考えられる。

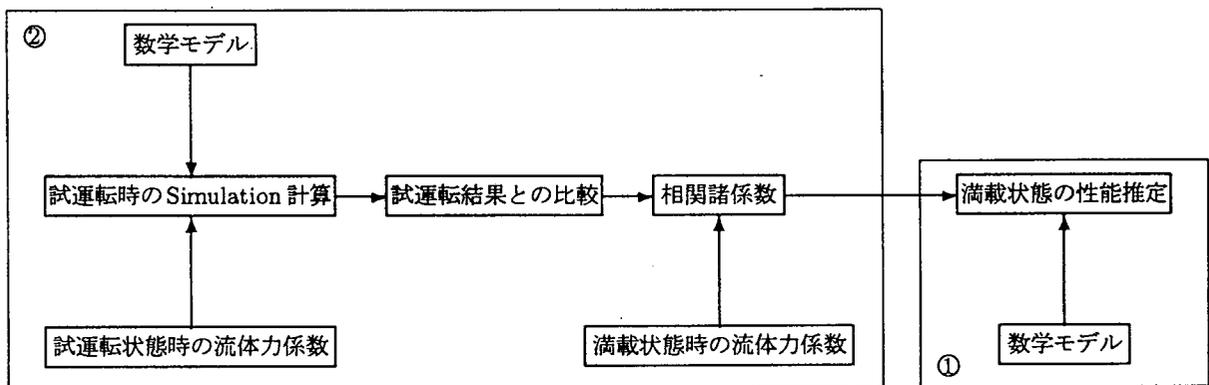


図4.1.1 満載状態の推定方法

まず一つめとしては、図中①に示すシミュレーション計算によって直接推定を行う方法であるが、この場合にはシミュレーション計算に必要な実船の操縦運動を表す数学モデルの各種パラメータの精度良い推定が不可欠となる。しかしながら、これらの各種パラメータを全ての船型、全ての载荷状態について精度良く推定することは、実用的にはまだ無理がある。二つめの②に示す方法は、バラスト状態において実施された海上試験から得られた結果を基に、操縦運動を表す数学モデルのパラメータを決定し、これらのパラメータの中に満載状態とバラスト状態の相互関係を示す因子を含めてシミュレーション計算を行い、満載状態の操縦性能を推定する方法である。

そこで本章では、実用的な観点から、策一の方法のうちの後者の方法（前者の方法については、第2章でその検討結果が述べられている。）及び第三の方法のうち②の方法について研究を行った。このような満載状態における操縦性能を推定する実用的な評価法と言う観点からの系統的な研究は、まだ少ないようである。それぞれの研究の概要と成果を4.2節、4.3節に示す。

4.2 載荷状態の違いによる運航性能の評価

A船及びB船さらに本研究部会で提供された試験結果を基に、載荷状態の違いにより運航性能がどの様に変化しているかを調べ、バラスト状態あるいはヘビーバラスト状態から満載状態の操縦性能を推定するための方法を検討した。ただし4.1節でも述べたように、この方法では推定精度がデータの精度に左右され、高い精度での推定は難しいものと考えられるため、簡便さを優先し推定精度は見当をつける程度のものでした。

検討は、±35° 旋回でのAdvance, Tactical Dia., 10° / 10° Zig-Zag試験での1st及び2nd Overshoot Angle並びに20° / 20° Zig-Zag試験での1st Overshoot Angleに対して行った。なお、本検討に用いた船型は、 $L/B=abt. 5.4\sim 6.7$, $B/d=abt. 2.6\sim 3.4$, $C_B/(L/B)=0.123\sim 0.152$ のBluk Carrier及びTanker 船型の10船型であり、これらのうちA船のみが逆G船尾であり、他は全てマリナー船尾である。またバラスト状態あるいはヘビーバラスト状態での試験は、満載状態の44%~67%の排水量で実施されている。

検討の結果、図4.2.1に示すように、トリムの影響を考慮したパラメータ $\frac{BC_B}{dm}(1-\frac{\tau}{L})$ (τ はトリム(m)を、 dm は平均喫水を意味する。)を選び、以下のような推定式を作成した。すなわち、

- ±35° 旋回でのAdvance, Tactical Dia. に対して

$$\left. \begin{aligned} (Advance/L)_{Full} &= \pm 0.15 \times f(Full - Ball.) + (Advance/L)_{Ball.} \\ (Tactical\ Dia./L)_{Full} &= 1.95 \times (Advance/L)_{Full} - 2.9 \\ f(Full - Ball.) &= \left\{ \frac{BC_B}{dm} \left(1 - \frac{\tau}{L}\right) \right\}_{Full} - \left\{ \frac{BC_B}{dm} \left(1 - \frac{\tau}{L}\right) \right\}_{Ball.} \end{aligned} \right\} (4.2.1)$$

符号± : +は逆G船尾、-はマリナー船尾

- 10°/10° Zig-Zag 試験での1st及び2nd Overshoot Angleに対して

$$\left. \begin{aligned} (1st\ O.A.)_{Full} &= -3 \times f(Full - Ball.) + (1st\ O.A.)_{Ball.} \\ (2nd\ O.A.)_{Full} &= -19 \times f(Full - Ball.) + 2 \times (2nd\ O.A.)_{Ball.} - 22 \\ f(Full - Ball.) &= \left\{ \frac{BC_B}{dm} \left(1 - \frac{\tau}{L}\right) \right\}_{Full} - \left\{ \frac{BC_B}{dm} \left(1 - \frac{\tau}{L}\right) \right\}_{Ball.} \end{aligned} \right\} (4.2.2)$$

- 20°/20° Zig-Zag 試験での1st Overshoot Angleに対して

$$\left. \begin{aligned} (1st\ O.A.)_{Full} &= -3.9 \times f(Full - Ball.) + (1st\ O.A.)_{Ball.} \\ f(Full - Ball.) &= \left\{ \frac{BC_B}{dm} \left(1 - \frac{\tau}{L}\right) \right\}_{Full} - \left\{ \frac{BC_B}{dm} \left(1 - \frac{\tau}{L}\right) \right\}_{Ball.} \end{aligned} \right\} (4.2.3)$$

但し、

$$\begin{aligned} \tau &= d_{F.P.} - d_{A.P.} \dots \dots \text{トリム (m)} \\ dm &= (d_{F.P.} + d_{A.P.})/2 \dots \dots \text{平均喫水 (m)} \end{aligned}$$

これらの推定式による値と試験結果との比較を図4.2.2に示す。これらの図から見ると、推定値と試験結果の誤差がほぼ±0.5 L及び±5°以内となっており、バラスト状態あるいはヘビーバラスト状態の運航性能から満載状態の運航性能を大まかに推定するという方法の可能性を示すものと思われる。

4.3 シミュレーション計算を用いた満載状態の推定法

数学モデルを用いたシミュレーション計算によって操縦性能を検討する場合に、現在入手可能なデータを利用して、出来るだけ高精度で推定を行うことを念頭に置き、バラスト状態あるいはヘビーバラスト状態の性能を基に満載状態の性能を推定する方法について検討を行った。

具体的には、数学モデルに用いられる船体・プロペラ・舵の相互干渉を表す干渉係数を載荷状態の違いによる性能の相違の影響要素と考え、すなわち数学モデルで扱われる整流係数 γ と直進運動時の舵位置での伴流係数 ω_{RO} をこれらが本来表している性格の他に種々の干渉影響を含ませた新しい干渉係数として取り扱い、新たに γ_E 、 ω_{ROE} と定義し、載荷状態の変化がこれらの係数に及ぼす影響について検討を行った。

検討の結果を、図4.3.1に示す。図より喫水の変化やトリムの変化に対して γ_E や ω_{ROE} も変化することが分かる。これらの変化の割合が通常の船型をした船に関しては、ほぼ同じように対応できるものと仮定すると、バラスト状態における実船試験データに基づいてシミュレーション計算を行って求めた γ_E と ω_{ROE} を基に図4.3.1に示した喫水やトリムの変化に対応する変化率を適用することにより、載荷状態の変化に応じた γ_E 及び ω_{ROE} の値の相関関係が求められる。このようにして推定した γ_E 、 ω_{ROE} の値および載荷状態に応じた船体流体力を用いてシミュレーション計算を行うことにより、満載状態の操縦性能を推定することが出来る。

このようにして求めた γ_E 及び ω_{ROE} の値の関係をj用いてバラスト状態の実船試験結果から満載状態の操縦性能を推定した例を図4.3.2に示す。結果は、 $10^\circ / 10^\circ$ Zig-Zag試験での2nd Overshoot Angleに実船試験結果と推定値で差が見られるものの、その他はほぼ精度良く推定されており、本方法が満載状態での運航性能を評価する上で有効な方法である事が分かる。

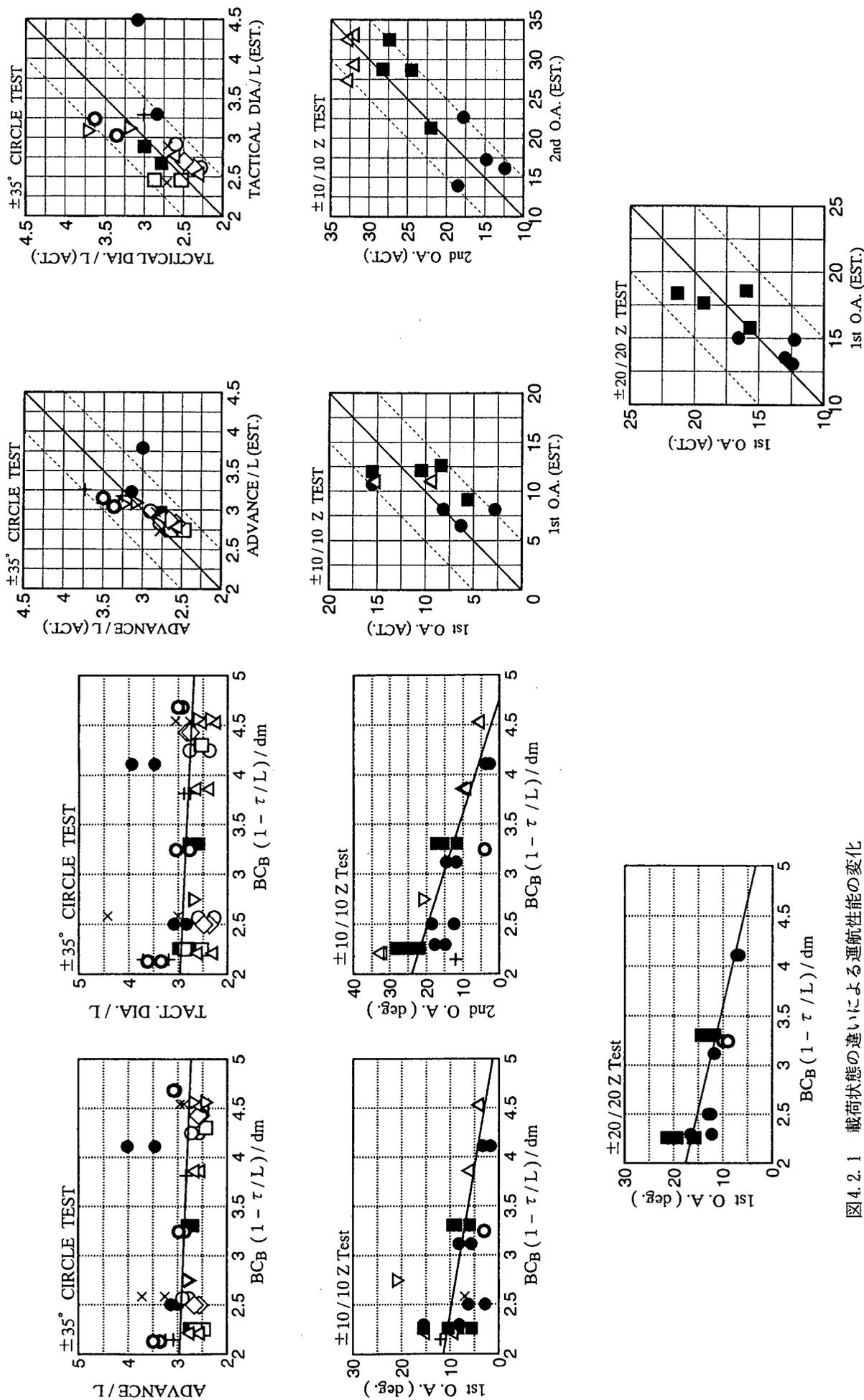


図4.2.2 推定値と試験結果との比較

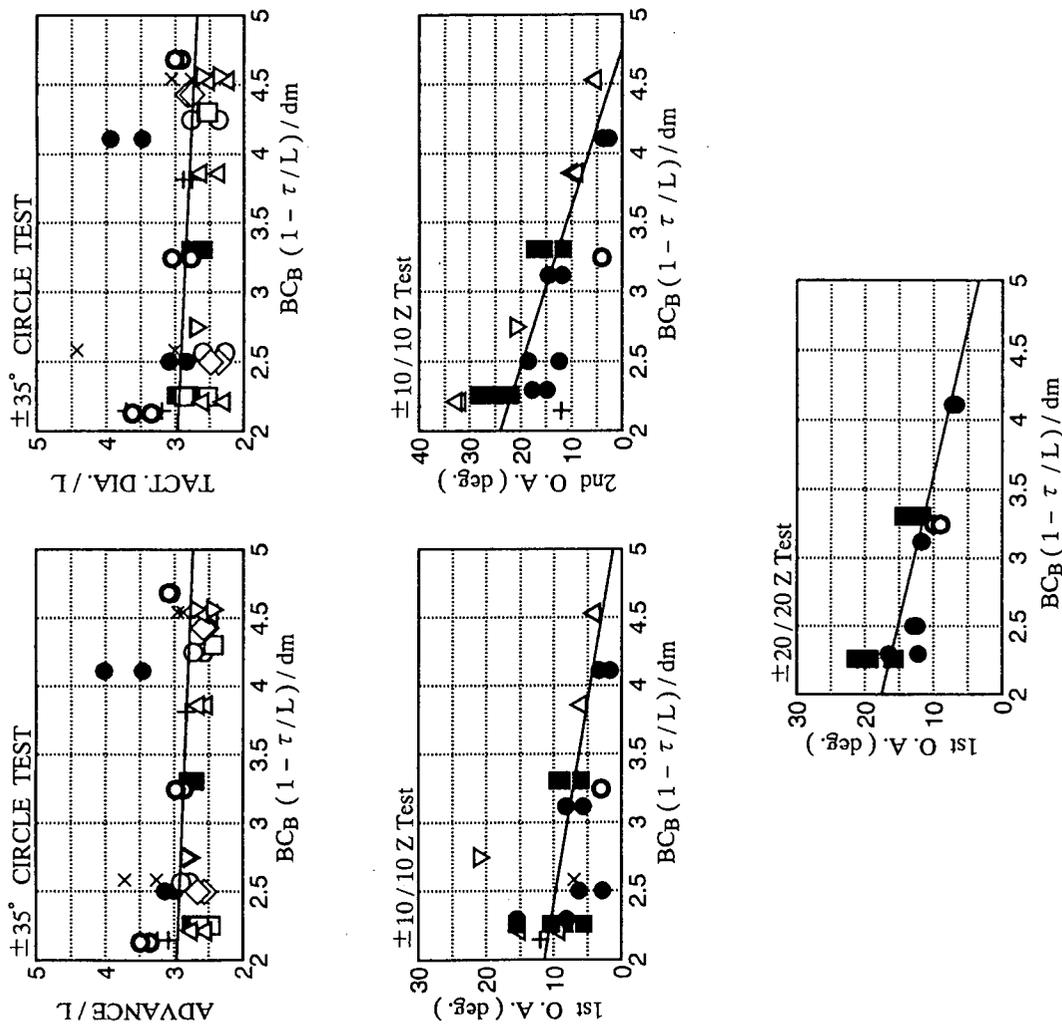


図4.2.1 载荷状態の違いによる運航性能の変化

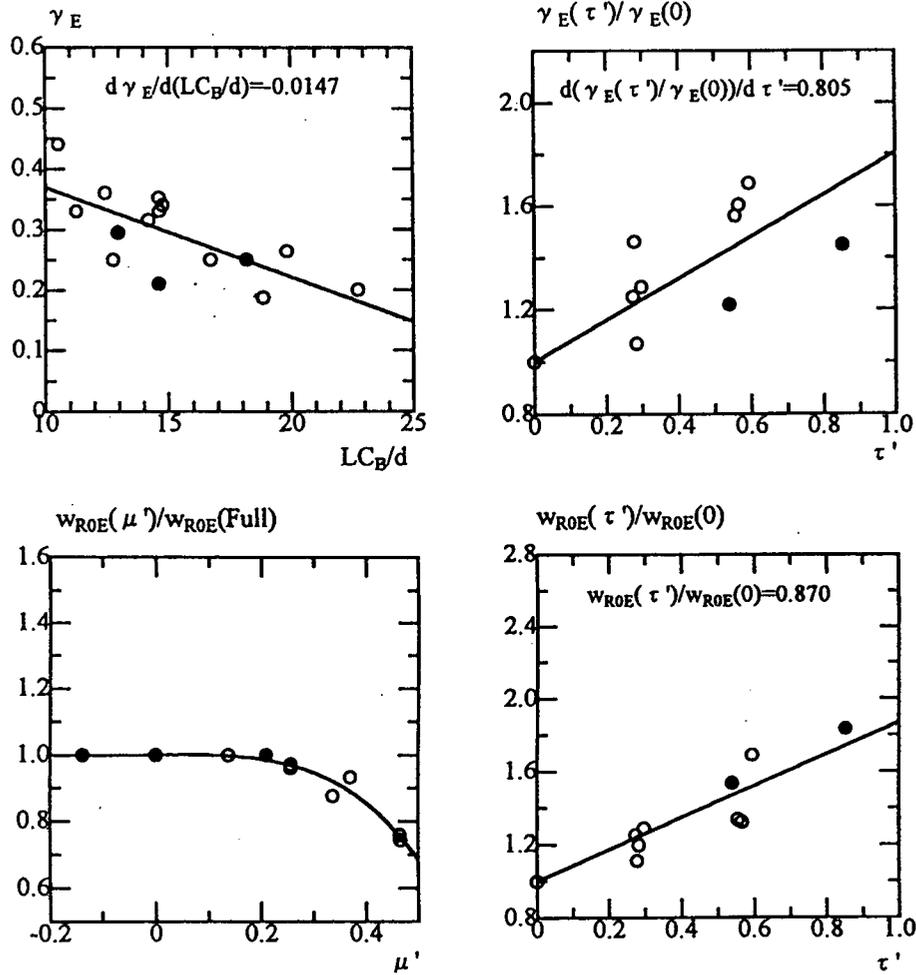


図4.3.1 载荷状態の変化に対する γ_E , w_{ROE} の変化

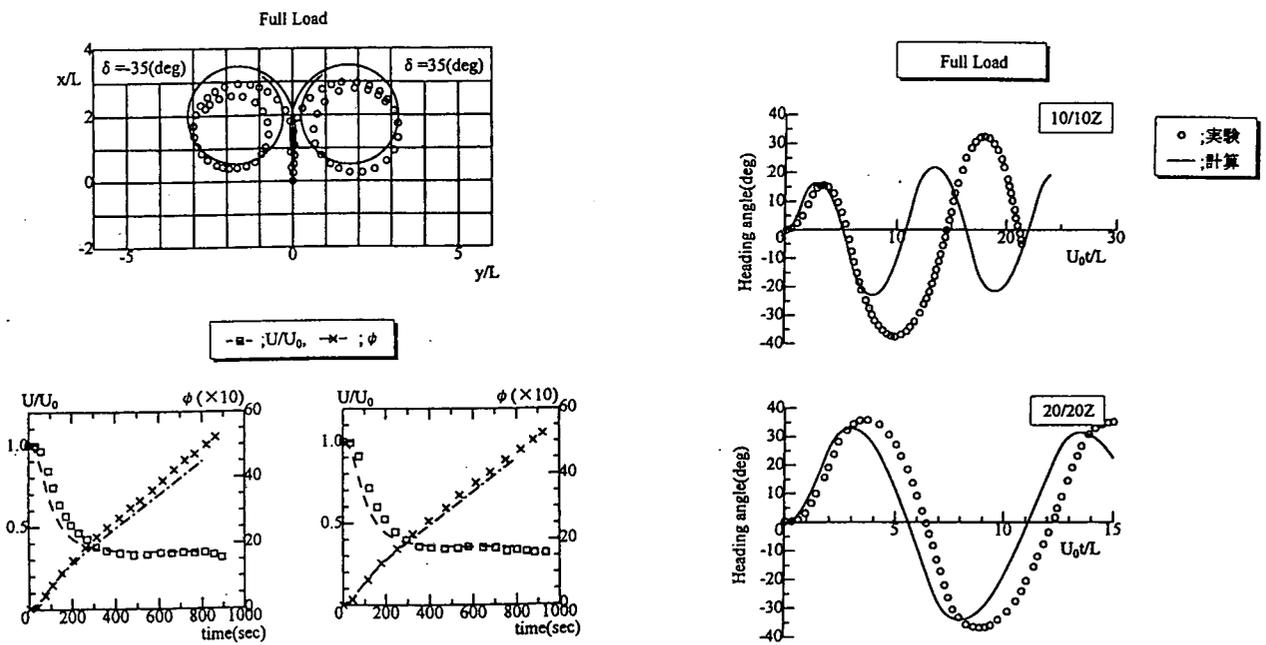


図4.3.2 推定計算結果と実船試験結果の比較

第5章 結 言

本研究部会においては、海洋環境保全および海難事故防止の観点から、載荷状態の違いが乾貨物船の運航性能に及ぼす影響を考慮した運航性能の評価法を確立することを目指して、任意の載荷状態における運航性能の推定法、ならびに載荷状態の違いが運航性能に及ぼす影響について、3年間にわたって調査・研究を行った。

平成5年度は乾貨物船について載荷状態と運航性能の相関を調べるデータを得ることを目的として、実船試験の準備・検討作業を行った。また、模型船を対象として船体に作用する流体力を計測し、各々の計測値を基に求めた流体力微係数を使って推定した流体力の回頭曲線を比較した結果、回頭角速度が大きい領域において両者の結果に若干差が生じる結果となった。これは、プロペラや舵の有無や試験方法の差に起因するものと考えられる。また、実用的な精度で操縦性能の推定を行うためには、試運転時における外乱の影響を除去した形でデータを整理、解析することが必要であることを示した。続いて、平成6年度は船長177mのバルクキャリア(A船)を対象に満載状態における旋回試験、緊急停止性能試験など各種の試験を実施し、模型船についても同種の自由航走模型試験を実施した。また、平成5年度に計測を行った流体力を用いて操縦運動のシミュレーション計算を行い、試験結果との比較・検討を行った。最終年度は、船長215mのバルクキャリア(B船)を対象として実船試験を行い、A船およびB船の実船試験結果とシミュレーション計算結果との比較を行った。その結果、旋回試験については載荷状態の変化に対する旋回性能の変化を比較的精度良く推定できているものと考えられる。さらに、本研究で得られた同一船に対するバラスト状態および満載状態の実船試験結果のデータを利用して、乾貨物船の場合に通常行われるバラスト状態における試運転データを使って、満載状態における運航性能を推定する方法について検討を行った。その結果、満載状態における運航性能の推定法として、操縦運動推定のための数学モデルに含まれる干渉係数 γ や舵位置における有効伴流率 ω_{ro} に着目して、バラスト状態における試運転結果を基に推定を行う方法を示した。

以上、本研究部会においては、乾貨物船の任意の載荷状態の運航性能を推定する方法について検討を行った。その結果、本研究部会において得られた研究成果を用いることにより、ここで調査・研究の対象とした通常の乾貨物船型については、バラスト状態において実施された試運転データを利用して、満載状態における運航性能を推定することが可能であるものと考えられる。しかしながら、ここで行った検討はあくまでも極めて数少ないデータを基に行われたものであり、今後数多くの船舶に対するデータの収集・解析を行って検討する必要があることは言うまでもない。乾貨物船の運航性能の推定精度向上のためには、船体に作用する流体力を精度良く推定することが不可欠であり、また数値シミュレーション計算において用いる数学モデル自体の精度の向上も必要である。そのため、実船試験による計測結果に含まれる外乱影響の除去や計測方法等を含めた計測精度の向上に関する検討が必要であるものと考えられる。従って、本研究部会において検討を行った内容は、乾貨物船の運航性能の推定法確立のための第一歩を踏み出したものと考えられるが、以上述べたような問題点が解決されれば、本研究部会における研究成果は任意の載荷状態における乾貨物船の運航性能を推定する上で極めて有用であるものと思われる。

なお、実船試験ならびに模型試験をはじめ、本調査・研究を実施するにあたり、関係各位に感謝する次第である。



The Shipbuilding Research Association of Japan