



Title	低速操縦運動モデルを用いた非線形モデル予測制御による自動着岸操船
Author(s)	谷口, 拓也
Citation	大阪大学, 2025, 博士論文
Version Type	VoR
URL	<a href="https://doi.org/10.18910/103225">https://doi.org/10.18910/103225</a>
rights	
Note	

*The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA*

<https://ir.library.osaka-u.ac.jp/>

The University of Osaka

博士学位論文

低速操縦運動モデルを用いた  
非線形モデル予測制御による自動着岸操船

谷 口 拓 也

2025年6月

大阪大学大学院工学研究科  
地球総合工学専攻船舶海洋工学コース

# 目次

1. 序論 .....	1
1.1. 研究背景 .....	1
1.2. 研究内容 .....	4
2. 低速時における操縦運動モデルの定式化 .....	5
2.1. 緒言 .....	5
2.2. 座標系と記号定義 .....	7
2.3. 対象船 .....	10
2.4. 船の運動方程式と付加質量 .....	12
2.5. 船体に働く流体力 .....	13
2.6. プロペラによって発生する流体力 .....	18
2.7. 舵によって発生する流体力 .....	25
2.8. サイドスラストによって発生する流体力 .....	35
2.9. 結言 .....	36
3. 拘束模型試験と操縦運動モデルの構築 .....	39
3.1. 緒言 .....	39
3.2. 拘束模型試験の概要 .....	40
3.3. その場回頭試験 .....	42
3.4. 斜航旋回運動試験 .....	46
3.5. 停止・直進試験 .....	51
3.6. 荷重度変更直進操舵試験 .....	58
3.7. 斜航・旋回操舵試験 .....	67
3.8. サイドスラスト前進速度影響試験 .....	72
3.9. 結言 .....	74
4. 自由航走模型試験と操縦運動モデルの検証 .....	76
4.1. 緒言 .....	76
4.2. 自由航走模型試験の概要 .....	77
4.3. 加速旋回試験 .....	79
4.4. プロペラ逆転停止試験 .....	84
4.5. サイドスラスト試験 .....	88
4.6. 結言 .....	91
5. 自動着岸操船のための着岸航路計画 .....	92

5.1. 緒言 .....	92
5.2. 着棧航路計画 .....	93
5.3. 最短時間制御問題の定式化 .....	94
5.4. 計算結果 .....	97
5.5. 結言 .....	98
6. 非線形モデル予測制御による自動着棧操船 .....	99
6.1. 緒言 .....	99
6.2. 非線形モデル予測制御の定式化 .....	100
6.3. 計算結果 .....	103
6.4. 結言 .....	112
7. 結論 .....	113
7.1. 本研究のまとめ .....	113
7.2. 今後の課題 .....	114
謝辞 .....	115
参考文献 .....	116



# 1. 序論

## 1.1. 研究背景

近年、船舶運航の安全性向上や船員の負担軽減の観点から、船舶の自動運航技術の開発が盛んに進められている。特に、複雑な操船を伴う離着岸作業の自動化は強く望まれている。自動運航船の社会実装には、センシング技術、通信技術、サイバーセキュリティ技術など多様な技術が必要とされるが、その中でも自動制御技術は根幹を成す重要な要素である。

自動制御の理論は、20世紀初頭から中盤にかけて発展した古典制御理論を基礎としている。古典制御理論は、ラプラス変換や伝達関数を用いた周波数応答法によりシステムの安定性や性能を解析する手法である。その代表例であるPID制御は、船舶の自動操舵と深い関わりを持ち、1922年にMinorsky<sup>[1]</sup>が行った船の自動操舵に関する制御理論の数式化はPID制御の基礎を築いたとされている<sup>[2]</sup>。PID制御は、Sawada et al.<sup>[3]</sup>のPure Pursuit法に基づく自動運航制御手法や、羽生ら<sup>[4]</sup>のエキスパートシステムとの併用など、現在でも広く使用されている。しかし、PID制御の設計法は原則として1入力1出力系への適用に限られることや、制御パラメータ調整が経験に依存するなどの課題が指摘されている<sup>[5]</sup>。

その後、1960年代にKalmanが提案した状態空間表現に基づく現代制御理論<sup>[6]</sup>が登場し、多入力多出力系の制御や最適制御問題への適用が可能となった。離着岸操船に関しては、正司ら<sup>[7]</sup>が2点境界値問題に基づき、最適制御理論による操船手法を提案している。正司らは最適制御にP制御を組み合わせることでフィードバック系を構築しているが、一般に2点境界値問題に基づく最適制御では最適な制御入力が時間関数として得られるため、そのまま用いると各時刻の実際の状態を考慮しない開ループ制御となる。このとき、外乱やモデル化誤差によってシステムが最適軌道からずれても修正することができない恐れがある。また、終端時刻以降にどのような制御入力を加えればよいかが決まらないという問題もある<sup>[8]</sup>。

1990年代以降、これらの課題を克服するため、未来の応答を予測しながら制御入力を決定するモデル予測制御（Model Predictive Control, MPC）が注目されるようになった<sup>[5]</sup>。モデル予測制御は、システムの未来の挙動を予測し、制御入力やシステム制約を直接考慮しつつ、最適な操作量を逐次決定する手法である<sup>[9]</sup>。この手法はフィードバック制御と最適制御の利点を兼ね備えており、多入力多出力系や制約条件を持つシステムに対しても柔軟に適用できる。さらに、非線形システムを対象とする非線形モデル予測制御（Nonlinear Model Predictive Control, NMPC）を用いれば、より広範な制御問題への対応が可能となる。モデル予測制御は従来、計算コストの高さから制御周期が比較的長い化学工業などの分野に限られていた。しかし、近年の計算機性能の向上に伴い、自動車、航空機、ロボットなど、より高速な応答が求められる分野への応用が進展している<sup>[10]</sup>。

これまでの研究として、五百木ら<sup>[11]</sup>はシューティング法を用いた簡易的なモデル予測制御による着舷操船を報告している。また、浜松ら<sup>[12]</sup>はアクチュエータとしてアジマススタのみを有する船舶の追従制御に非線形モデル予測制御を適用している。しかし、プロペラと舵を装備する船舶で本格的な非線形モデル予測制御を用いた離着舷操船の実例は未だ見られない。

モデル予測制御の適用には、制御対象である船の操縦運動モデルが必要不可欠である。操縦運動モデルは、Davidson et al.<sup>[13]</sup>による研究以降に大きく発展し、応答モデルと流力モデルに分類される<sup>[14]</sup>。応答モデルは、舵角などのアクチュエータ入力に対する船体運動を記述するもので、野本のモデル<sup>[15]</sup>や Norrbin のモデル<sup>[16]</sup>が代表例である。一方、流力モデルは運動方程式に含まれる流体力をモデル化するものである。Abkowitz<sup>[17]</sup>は、船に働く流体力を速度や舵角によるテーラー展開を用いて表現するモデルを提案したが、船体、舵、プロペラなどの操縦運動への個別の寄与が明確でないため、船体設計の段階では使いづらいとの課題が指摘されていた。この課題を解決するため、日本では 1976 年に“操縦運動の数学モデル検討グループ (Maneuvering Modeling Group, MMG)”<sup>[18]-[22]</sup>が設立され、船に働く流体力を船体、プロペラ、舵の単独に働く力にそれらの干渉影響を付加することで表現するという概念が提案された。これは後に“モジュラー型”の操縦運動モデルと呼ばれるようになる<sup>[6]</sup>。その後、“船舶操縦性予測モデルの標準化に関する研究委員会”<sup>[24]</sup>によりモデルの標準化が進められ、総括論文<sup>[25]</sup>としてまとめられている。しかし、標準的な MMG モデルは、船の横流れ速度が前進速度に対して小さいことを前提としており、横移動やその場回頭を含む離着舷操船に適用することはできない。離着舷時のような低速時の操縦運動モデルに関しては、Crane<sup>[26]</sup>による研究が先駆的である。日本では 1985 年に“低速・浅水域操縦数学モデル検討専門委員会 (MSS)”<sup>[27]-[30]</sup>が発足し、その後も様々な研究が行われている。

船体に働く流体力に関して、これまでに提案されたモデルは、多項式モデル例えば<sup>[31]</sup>、フーリエ級数モデル例えば<sup>[32] [33]</sup>、cross-flow drag モデル例えば<sup>[35]-[38]</sup>およびテーブルモデル例えば<sup>[39]-[41]</sup>に大別される。MSS において、小瀬ら<sup>[30]</sup>はこれら各種モデルを複数の船型に適用し、一応の精度を確認している。しかし、その標準化には至っていない。テーブルモデルは、拘束模型試験等から得られた流体力データを関数化せず、事前に用意したテーブルからシミュレーション中に補間する手法である。関数によるフィッティングを必要としないため手軽に使用できる反面、船型ごとの特徴量の抽出や船型間の流体力特性の比較が困難であるという課題を有する。

プロペラによって発生する流体力に関して、離着舷操船では、プロペラが第 1 象限から第 4 象限にわたる多様な作動状態を取り得る。これらの単独特性は、プロペラ代表断面における幾何学的流入角に基づいて整理されることが多いが<sup>[42]</sup>、その流体現象は極めて複雑でありモデル化は容易ではない。正司ら<sup>[43]</sup>は、プロペラ代表断面における幾何学的流入角による 20 項のフーリエ級数展開を用いてこの特性を表現しているが、この手法では、特

に重要な第 1 象限における近似精度が十分でないことを指摘している。Okuda et al.<sup>[41]</sup>は、この特性をテーブルモデル化し、操縦運動モデルへの組み込みを提案している。また、中渡ら<sup>[44]</sup>は、推力減少率および有効伴流率がプロペラ荷重度に依存することを報告している。しかし、標準的な MMG モデルではこの影響は考慮されていない。離着岸操船においては、ブースティング操船等によりプロペラ荷重度が大きく変動する場合があるため、この影響を無視することは妥当ではない。足達ら<sup>[45]</sup>は、荷重度の影響を考慮した手法を提案しているが、繰り返し計算を要するため、時系列計算が必要な操縦運動モデルでは使いにくい。さらに、藤野ら<sup>[46]</sup>は、プロペラ逆転時に生じる横力および回頭モーメントが複雑な特性を示すことを明らかにしている。これらの力は船型に強く依存することが知られており、そのモデル化は現在も課題となっている。

舵によって発生する流体力に関して、離着岸操船では大きな斜航運動が生じる場合があり、その結果として舵への流入角が大きくなる。標準的な MMG モデルでは、藤井の式<sup>[47]</sup>により舵直圧力係数が算出されるが、この式は流入角 $35^\circ$ 以下を前提としており、それを超える場合には推定精度の低下が懸念される。また、舵への流入速度の前後方向成分は、プロペラの作動状態に大きく影響を受ける。Masetti et al.<sup>[48]</sup>は、第 1～第 4 象限におけるプロペラ作動状態を個別に定式化する手法を提案している。しかし、逆転時のプロペラの影響は無視されており、実際の現象を十分に捉えきれていない可能性がある。Yasukawa et al.<sup>[49]</sup>は第 1 および第 2 象限に対応するモデルを提案しているが、それ以外の象限には対応していない。北川ら<sup>[50]</sup>は第 3 象限に対応する限定的なモデルを提案している。小林ら<sup>[51]</sup>や正司ら<sup>[43]</sup>は第 1～第 4 象限を網羅する定式化を提案しているが、煩雑な場合分けを要する。舵への流入速度の左右方向成分に関しては、標準的な MMG モデルでは船体の整流効果を一定の係数で表現している。しかし、Yasukawa et al.<sup>[49]</sup>は、幅広い斜航角における有効流入速度を実験的に調査し、斜航角の増大に伴い非線形性が顕著になることを示している。この結果は、一定の整流係数では十分な表現が困難であることを示唆している。

サイドスラストについては、藤野ら<sup>[52]</sup>がバウスラストおよびスターンスラストを装備した模型を用いた試験を実施し、その推力が前進速度の影響を大きく受けることを明らかにしている。バウスラストに関しては貴島ら<sup>[53]</sup>が理論的検討を行っているが、スターンスラストに関する研究例は依然として少なく、モデル化の面でも課題が残されている。

以上のように、これまでに低速域を対象とした多様な操縦運動モデルが提案されており、またプロペラ逆転や大斜航運動など、低速域特有の流体现象に関する報告も数多く存在する。しかし、それらは特定の条件や個別の現象に対する検討にとどまり、離着岸時の複雑かつ広範な運動を一貫して表現できる統合的な操縦運動モデルは、いまだ確立されていない。このことは、離着岸操船にモデル予測制御を適用する上で、克服すべき本質的な課題の 1 つとなっている。

## 1.2. 研究内容

本研究の目的は、非線形モデル予測制御による自動着岸操船の実現可能性および工学的有用性を検討することである。本研究では、非線形モデル予測制御によって事前に設定した参照経路を追従することで、自動着岸操船の実現を目指す。このため、着岸動作に適した参照航路の構築方法についても取り扱う。また、非線形モデル予測制御において船体運動を予測するために必要な操縦運動モデルを新たに提案し、その妥当性を検証する。これは、広く標準化された低速域での操縦運動モデルが存在しないためである。以下に、本論文の構成を示す。

第2章では、非線形モデル予測制御に用いる操縦運動モデルの定式化について述べる。ここで提案する操縦運動モデルは、これまでの研究において確認されてきた低速域に特有の流体現象を念頭に、大斜航および後進運動、プロペラ逆転操船、サイドスラスト使用といった離着岸操船のような低速域特有の状況を表現可能となるように構築する。さらに、非線形モデル予測制御における最適化への利用を考慮し、いかなる船体運動およびアクチュエータ作動状態においても流体力の連続性が維持されるように定式化する。

第3章では、第2章で定式化した操縦運動モデルに含まれる各種係数を拘束模型試験によって求め、対象船の操縦運動モデルを構築する。さらに、拘束模型試験の計測結果と、モデル式による計算結果を比較し、流体力などが適切に再現できていることを検証する。

第4章では、第3章で構築した操縦運動モデルを用いたシミュレーション計算と、自由航走模型試験の結果を比較し、モデルの妥当性を検証する。検証は、停止、前進、後進、大斜航運動などの幅広い船体運動を対象としている。

第5章では、非線形モデル予測制御による追従対象となる参照経路の生成する。参照経路の作成にあたっては、船速の過大上昇を防ぎ、安全な操船を確保するため、waypointに目標船速を規定した。参照経路は、船体運動に関する力学的制約およびプロペラ、舵、バウスラスト、スターンスラストの指令値範囲を拘束条件とする最短時間制御問題として定式化し、数値的に最適解を導出した。特にアクチュエータの指令範囲については、現実の最大能力に対して十分な余裕を持たせることで、実運用を考慮した現実的な参照経路設計を目指した。

第6章では、第5章で生成した参照航路を、第2章で構築した操縦運動モデルを用いた非線形モデル予測制御によって追従することで、自動着岸操船のシミュレーションを行う。シミュレーションでは、参照航路の追従性能を検証すると共に、次の2点に着目して性能評価を行う。1点目は、非線形モデル予測制御で船体運動を予測する時間の長さの違いが制御性能に及ぼす影響を調査するものであり、予測時間の長さを変化させたシミュレーションにより追従精度の変化を評価する。2点目は、モデル化誤差に対する制御の頑健性を検討するものであり、非線形モデル予測制御の中で用いる操縦運動モデルに意図的に誤差を混入させ、制御性能への影響を調査する。

## 2. 低速時における操縦運動モデルの定式化

### 2.1. 緒言

本章では、非線形モデル予測制御で使用する操縦運動モデルの定式化を示す。本研究における操縦運動モデルは、以下の①～③のコンセプトに基づき構築される。

#### ① 湾内操船における船体およびアクチュエータの流体特性を表現できること。

離着岸時のような低速域における操縦運動は通常船速域に対しての大きく異なる点がある。コンセプト①は、それに対応するためのものである。低速域特有の点として、まず、プロペラ作動状態が大きく変動し、プロペラ第1象限から第4象限となり得ることがある。離着岸操船ではプロペラによるブースティングや、減速や後進のためのプロペラ逆転といった操船が想定される。したがって、それらの状態においてプロペラによって発生する力をモデル化する必要がある。また、プロペラによる吸い込みや掃き出しによる流れは船体や舵で発生する流体力にも影響を及ぼす。様々なプロペラ作動状態におけるこの干渉影響を考慮することも必要となる。次に、離着岸時にはプロペラおよび舵に加えてサイドスラスト等の他のアクチュエータが併用される場合や、風などの外乱影響が相対的に大きくなる場合がある。それによって、通常船速域では斜航角が $-20^{\circ} \sim 20^{\circ}$ 程度の範囲における運動であるのに対して、低速域では $-180^{\circ} \sim 180^{\circ}$ の範囲を取り得る。このとき、船体、プロペラおよび舵への流入角も $-180^{\circ} \sim 180^{\circ}$ となり得るため、いずれの場合の流体力特性も表現できる必要がある。

#### ② いかなる船体運動およびアクチュエータ作動状態であっても、流体力が発散せず連続であること。

コンセプト②は、非線形モデル予測制御における最適化の中で操縦運動モデルを使用することを想定した項目である。最適化においては、評価関数が最小となるようにアクチュエータの指令値を網羅的に探索する。そのため、流体力が常に発散せず連続であることは重要となる。離着岸の初期状態または終端状態は船速およびプロペラ回転数がゼロとなるが、標準的なMMGモデル<sup>[25]</sup>では、無次元回頭角速度やプロペラ前進係数のように船速やプロペラ回転数がゼロになると発散するパラメータが存在する。これらのパラメータにより流体力が発散しないように定式化の際には工夫が必要である。また、低速時に生じる多様な状態を表現するため、船体運動やアクチュエータの作動状態に応じて場合分けを行ってモデル化する場合がある。このとき、場合分けの境界で流体力が連続となるよう定式化する必要もある。コンセプト②は本研究における重要な要件の1つである。

③ テーブルモデルへの依存を抑え、関数と係数による流体力の表現を目指すこと。

テーブルモデルは関数によるフィッティングを必要としないため点で便利であるが、船型ごとの特徴量の抽出や船型間の流体力特性の比較が困難である。これに対して本研究では、流体力を関数とその係数によって表現することを目指す。これにより、将来的には通常船速域における Kijima et al.<sup>[54]</sup>や青木ら<sup>[55]</sup>の研究のように、複数船型に対してモデル内係数を蓄積し、船体要目からそれを簡易推定できる可能性が期待される。低速域における操縦運動モデルの簡易推定に関しては、芳村ら<sup>[56]</sup>による研究があるが、ここで使用されているモデルは本研究が重視する連続性（コンセプト②）を十分には満たしていない。ただし、流体力の複雑さにより関数表現が困難な場合には、テーブルモデルの使用も許容し、本方針は努力目標として位置付ける。

## 2.2. 座標系と記号定義

本研究における座標系を Figure 2.1 に示す. 座標系  $O - x_0y_0z_0$  は空間固定座標系, 座標系  $G - xyz$  は船の重心  $G$  を原点とする船体固定座標系であり, いずれも右手系である.

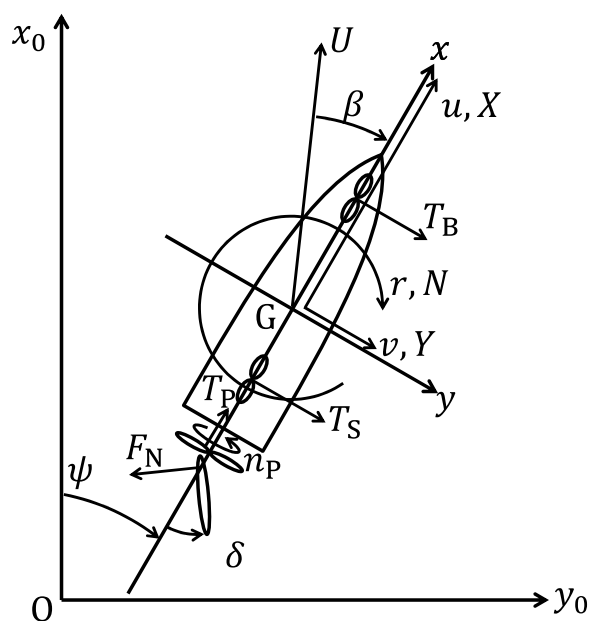


Figure 2.1 座標系

各記号を以下のように定義する. 他の記号については随時説明する.

- $\rho$  : 流体の密度  
 $g$  : 重力加速度  
 $L$  : 船長  
 $B$  : 船幅  
 $d$  : 喫水  
 $u$  : 前後速度  
 $v$  : 横流れ速度  
 $r$  : 回頭角速度  
 $U$  : 船速 ( $= \sqrt{u^2 + v^2}$ )  
 $\beta$  : 斜航角 ( $= \begin{cases} \tan^{-1}(-v/u) & \text{for } U \neq 0 \\ 0 & \text{for } U = 0 \end{cases}$ )  
 $\psi$  : 方位角

$m$	: 船の質量
$\nabla$	: 船の排水容積
$I_{zz}$	: 船の重心を通る $z$ 軸まわりの慣性モーメント
$\kappa_{zz}$	: 船の重心を通る $z$ 軸まわりの慣動半径
$D_P$	: プロペラ直径
$P$	: プロペラピッチ
$H_R$	: 舵高さ
$A_R$	: 舵面積
$\Lambda$	: 舵のアスペクト比
$x_P$	: プロペラ位置の $x$ 座標
$x_R$	: 舵位置の $x$ 座標
$x_B$	: バウスラスタの $x$ 座標
$x_S$	: スターンスラスタの $x$ 座標
$m_x, m_y$	: 付加質量
$\alpha_y$	: $m_y$ の着力点
$J_{zz}$	: 付加慣性モーメント
$X$	: 船に働く前後力
$Y$	: 船に働く左右力
$N$	: 船に働く回頭モーメント
$n_P$	: プロペラ回転数
$\delta$	: 舵角
$T_P$	: プロペラ推力
$F_N$	: 舵直圧力
$T_B$	: バウスラスタ推力
$T_S$	: スターンスラスタ推力

ドット記号( $\dot{\phantom{x}}$ )は時間微分を意味する．力の次元を持つものを $(1/2)\rho L d U^2$ ，モーメントの次元を持つものを $(1/2)\rho L^2 d U^2$ で無次元化した際の無次元値にプライム記号( $'$ )を付けて表す．このとき， $m'$ ， $u'$ ， $v'$ および $r'$ はそれぞれ(2.1)式，(2.2)式，(2.3)式，(2.4)式および(2.5)式のように表される．

$$m' = \frac{m}{(1/2)\rho L^2 d} \quad (2.1)$$

$$I'_{zz} = \frac{I_{zz}}{(1/2)\rho L^4 d} \quad (2.2)$$

$$u' = \frac{u}{U} \quad (2.3)$$



$$v' = \frac{v}{U} \quad (2.4)$$

$$r' = \frac{rL}{U} \quad (2.5)$$

また，本研究においては，プロペラ第 1～4 象限を以下のように定義する．

- プロペラ第 1 象限： $u > 0, n_p > 0$
- プロペラ第 2 象限： $u < 0, n_p > 0$
- プロペラ第 3 象限： $u > 0, n_p < 0$
- プロペラ第 4 象限： $u < 0, n_p < 0$

## 2.3. 対象船

本研究では、1軸1舵に加えてバウスラスタとスターンスラスタを有するフェリー船型を対象とする。プロペラは固定ピッチプロペラである。模型船の要目を Table 2.1 に示す。本模型船の舵角、バウスラスタ推力およびスターンスラスタ推力の最大値および最小値を Table 2.2 に示す。添え字maxおよびminはそれぞれ最大値および最小値を意味する。 $T_{Bmax}$  および  $T_{Smax}$  はそれぞれ実船スケールで約222 kN および約191 kN に相当する。また、プロペラ回転数、舵角、バウスラスタ推力およびスターンスラスタ推力の変動速度の大きさの最大値を Table 2.3 に示す。

Table 2.1 模型船の主要目

Item	Value
Scale	1/49.6813
$L$ (m)	3.7841
$d$ (m)	0.1339
$\nabla$ (m <sup>3</sup> )	0.1421
$\kappa_{zz}/L$ (-)	0.2500
$D_P$ (m)	0.1067
$P/D_P$ (-)	0.9375
$H_R$ (m)	0.1328
$A_R$ (m <sup>2</sup> )	0.0113
$\Lambda$ (-)	1.3136
$x_P/L$ (-)	-0.4691
$x_R/L$ (-)	-0.4751
$x_B/L$ (-)	0.4361
$x_S/L$ (-)	-0.3809

Table 2.2 アクチュエータの最大および最小値

Item	Value
$\delta_{\max} = -\delta_{\min}$ ( $^{\circ}$ )	35.00
$T_{\text{Bmax}} = -T_{\text{Bmin}}$ (N)	1.764
$T_{\text{Smax}} = -T_{\text{Smin}}$ (N)	1.519

Table 2.3 アクチュエータ速度の最大値

Item	Value
$\dot{n}_{\text{Pmax}}$ (rev./s <sup>2</sup> )	6.37
$\dot{\delta}_{\max}$ ( $^{\circ}$ /s)	16.36
$\dot{T}_{\text{Bmax}} = \dot{T}_{\text{Smax}}$ (N/s)	3.038

## 2.4. 船の運動方程式と付加質量

付加質量<sup>[57]</sup>を考慮した座標系G-xyzにおける船の前後、左右および回頭方向の運動方程式は(2.6)式のように表される<sup>[19]</sup>.

$$\begin{cases} m(\dot{u} - vr) = -m_x \dot{u} + m_y vr + m_y \alpha_y r^2 + X \\ m(\dot{v} + ur) = -m_y \dot{v} - m_y \alpha_y \dot{r} - m_x ur + Y \\ I_{zz} \dot{r} = -J_{zz} \dot{r} - m_y \alpha_y \dot{v} - (m_y - m_x)uv + N \end{cases} \quad (2.6)$$

$m_y \alpha_y$ は船が前後対象であればゼロとなり、標準的なMMGモデル<sup>[25]</sup>では船は概ね前後対象として無視している。本研究でも同様に $m_y \alpha_y \simeq 0$ とし、(2.7)式のように表す。

$$\begin{cases} m(\dot{u} - vr) = -m_x \dot{u} + m_y vr + X \\ m(\dot{v} + ur) = -m_y \dot{v} - m_x ur + Y \\ I_{zz} \dot{r} = -J_{zz} \dot{r} - (m_y - m_x)uv + N \end{cases} \quad (2.7)$$

さらに、付加質量による時間微分を含まない項である $m_y vr$ 、 $-m_x ur$ および $-(m_y - m_x)uv$ はそれぞれ $X$ 、 $Y$ および $N$ に含むこととして陽には表さない。このとき、船の運動方程式は(2.8)式のように表される。

$$\begin{cases} m(\dot{u} - vr) = -m_x \dot{u} + X \\ m(\dot{v} + ur) = -m_y \dot{v} + Y \\ I_{zz} \dot{r} = -J_{zz} \dot{r} + N \end{cases} \quad (2.8)$$

付加質量および付加慣性モーメントは元良チャート<sup>[58]-[60]</sup>によって求めることとし、その値をTable 2.4に示す。

Table 2.4 付加質量と付加慣性モーメント

Item	Value
$m'_x = m_x / \{(1/2)\rho L^2 d\}$	0.0025
$m'_y = m_y / \{(1/2)\rho L^2 d\}$	0.1091
$J'_{zz} = J_{zz} / \{(1/2)\rho L^4 d\}$	0.008320

力またはモーメントである $X$ 、 $Y$ および $N$ は船体、プロペラ、舵およびサイドスラストに作用する成分に分離し、それぞれに添え字H、P、RおよびTを付けて(2.9)式のように表す。

$$\begin{cases} X = X_H + X_P + X_R + X_T \\ Y = Y_H + Y_P + Y_R + Y_T \\ N = N_H + N_P + N_R + N_T \end{cases} \quad (2.9)$$

## 2.5. 船体に働く流体力

現在提案されている船体流体力のモデルは多項式モデル，フーリエ級数モデル，cross-flow drag モデル，テーブルモデルに大きく分類される．

多項式モデルは標準的な MMG モデル<sup>[25]</sup>でも使用されている．標準的な MMG モデルでは，船体に働く前後力 $X_H$ ，左右力 $Y_H$ および回頭モーメント $N_H$ は，操縦流体力微係数である $X'_{vv}$ ， $X'_{vr}$ ， $X'_{rr}$ ， $X'_{vvv}$ ， $Y'_v$ ， $Y'_r$ ， $Y'_{vv}$ ， $Y'_{vr}$ ， $Y'_{rr}$ ， $Y'_{rrr}$ ， $N'_v$ ， $N'_r$ ， $N'_{vv}$ ， $N'_{vr}$ ， $N'_{rr}$ および $N'_{rrr}$ を用いて(2.10)式のように表される．また， $R'_0$ は直進中の船体抵抗の無次元値である．

$$\begin{cases} X_H = \frac{1}{2}\rho L d U^2 (-R'_0 + X'_{vv}v'^2 + X'_{vr}v'r' + X'_{rr}r'^2 + X'_{vvv}v'^4) \\ Y_H = \frac{1}{2}\rho L d U^2 (Y'_v v' + Y'_r r' + Y'_{vv}v'^3 + Y'_{vr}v'^2 r' + Y'_{rr}v'r'^2 + Y'_{rrr}r'^3) \\ N_H = \frac{1}{2}\rho L^2 d U^2 (N'_v v' + N'_r r' + N'_{vv}v'^3 + N'_{vr}v'^2 r' + N'_{rr}v'r'^2 + N'_{rrr}r'^3) \end{cases} \quad (2.10)$$

しかし，標準的な MMG モデルでは，(2.11)式に例を示すように，船速がゼロとなる場合に発散する項がある．そのため，標準的な MMG モデルを低速域でそのまま使用することはできない．

$$\begin{aligned} \frac{1}{2}\rho L^2 d U^2 N'_{rrr} r'^3 &= \frac{\rho L^5 d N'_{rrr} r^3}{2U} \\ &\rightarrow \infty \quad (\text{for } U \rightarrow 0) \end{aligned} \quad (2.11)$$

また， $v'r'^2$ を含む項は有次元化すると(2.12)式のようになる． $|v| \leq U$ なので，この項は $U \rightarrow 0$ であっても発散はしない．しかし，その場回頭運動のように $U$ が小さく $r$ が支配的な運動においては， $v/U$ 部分の数値計算の精度が低下する恐れがある．

$$\frac{1}{2}\rho L^2 d U^2 N'_{vrr} v'r'^2 = \frac{\rho L^4 d N'_{vrr} r^2}{2} \left(\frac{v}{U}\right) \quad (2.12)$$

このような発散や数値計算の精度低下を回避する方法として， $r$ を $\sqrt{g/L}$ で無次元化する方法<sup>[31]</sup>， $r'$ の代わりに $\tan^{-1}(rL/U)$ を用いる方法<sup>[35]</sup>，力の次元を $(1/2)\rho L d \{U^2 + (Lr)^2\}$ で無次元化する方法<sup>[61]</sup>，回頭運動に伴う流体力を $(1/2)\rho L^4 d r^2$ で無次元化する方法<sup>[26]</sup>などがある．しかし，これらは物理的な意味付けを把握しにくい．

流体力のフーリエ級数表現は，定点保持の分野において潮流力や風圧力のモデルとして使用されてきた．操縦運動モデルにおいては，(2.13)式のように $\beta$ によるフーリエ級数展開の形式で表現する手法が提案されている．高品<sup>[32]</sup>や湯室<sup>[33]</sup>はフーリエ係数 $S_{Xi}$ ， $S_{Yi}$ ， $S_{Ni}$ ， $C_{Xi}$ ， $C_{Yi}$ および $C_{Ni}$ を $r'$ の多項式で表している．このような表現は，チェビシェフ多項式を考慮すれば実質的には多項式モデルとなる．

$$\begin{cases} X_H = \frac{1}{2} \rho L d U^2 \sum_{i=0}^{N_{\text{Fourier}}} (S_{Xi} \sin i\beta + C_{Xi} \cos i\beta) \\ Y_H = \frac{1}{2} \rho L d U^2 \sum_{i=0}^{N_{\text{Fourier}}} (S_{Yi} \sin i\beta + C_{Yi} \cos i\beta) \\ N_H = \frac{1}{2} \rho L^2 d U^2 \sum_{i=0}^{N_{\text{Fourier}}} (S_{Ni} \sin i\beta + C_{Ni} \cos i\beta) \end{cases} \quad (2.13)$$

Cross-flow drag モデルは、非線形流体力 $Y_{\text{HNL}}$ および $N_{\text{HNL}}$ を(2.14)式のように幾何学的横速度 $(v + xr)$ を用いて表現する手法である<sup>[34]</sup>。ここで、 $C_D(x)$ は cross-flow drag 係数である。概念図を Figure 2.2 に示す。Cross-flow drag の考え方は当初 MMG でも検討されていた<sup>[18]</sup>。しかし、cross-flow drag の概念を用いたモデルは、一般に $C_D(x)$ の決定が難しい。また、数式内に含まれる積分項の処理が煩雑という扱いにくさがある。芳村<sup>[38]</sup>も cross-flow drag の概念に基づいたモデルを提案していたが、後にそれを簡易化した多項式モデルを提案している<sup>[62]</sup>。

$$\begin{cases} Y_{\text{HNL}} = -\frac{1}{2} \rho d \int_L C_D(x) |v + xr| (v + xr) dx \\ N_{\text{HNL}} = -\frac{1}{2} \rho d \int_L x C_D(x) |v + xr| (v + xr) dx \end{cases} \quad (2.14)$$

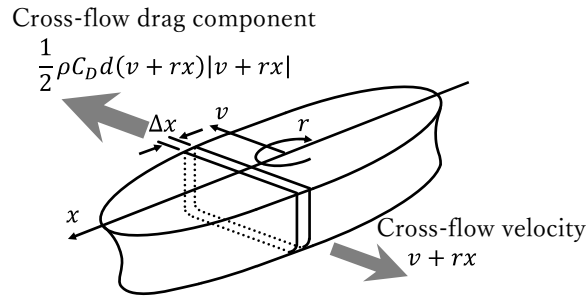


Figure 2.2 Cross-flow drag モデルの概念図

テーブルモデルは関数のフィッティング精度を考えなくていい点で便利である。一方で、通常船速域で Kijima et al.<sup>[54]</sup>や青木<sup>[55]</sup>が行っているように、操縦流体力微係数を蓄積し、船体主要目で回帰分析することによる簡易推定を行いにくい。

本研究では、船速がゼロでも発散しない多項式モデルによって船体流体力を表すこととする。まず、 $Y_H$ および $N_H$ を(2.15)式のように揚力が支配的な項とその他の非線形項に分離する<sup>[29]</sup>。ここで、 $Y'_{uv}u'v'$ 、 $Y'_{ur}u'r'$ 、 $N'_{uv}u'v'$ および $N'_{ur}u'r'$ が揚力の支配的な項、 $Y'_{HNL}$ および $N'_{HNL}$ がその他の非線形項である。

$$\begin{cases} Y_H = \frac{1}{2} \rho L d U^2 (Y'_{uv}u'v' + Y'_{ur}u'r' + Y'_{HNL}) \\ N_H = \frac{1}{2} \rho L^2 d U^2 (N'_{uv}u'v' + N'_{ur}u'r' + N'_{HNL}) \end{cases} \quad (2.15)$$

ここで、 $Y'_{HNL}$ および $N'_{HNL}$ は、船速がゼロでも発散しないように、Inoue の式<sup>[63]</sup>のように $v'$ および $r'$ の2次の多項式で表すこととする。 $Y'_{HNL}$ および $N'_{HNL}$ は船の左右対称性より(2.16)式を満たす必要がある。

$$\begin{cases} Y'_{HNL}(-v', -r') = -Y'_{HNL}(v', r') \\ N'_{HNL}(-v', -r') = -N'_{HNL}(v', r') \end{cases} \quad (2.16)$$

$v'$ 、 $|v'|$ 、 $r'$ および $|r'|$ を用いて(2.16)式を満たす2次式の項を考えると、(2.17)式～(2.26)式より(2.16)式を満たすのは $v'|v'|$ 、 $v'|r'|$ 、 $|v'|r'$ および $r'|r'|$ の4つとなる。

$$(-v')^2 = v'^2 \quad (2.17)$$

$$(-v')|(-v')| = -v'|v'| \quad (2.18)$$

$$(-v')(-r') = v'r' \quad (2.19)$$

$$(-v')|(-r')| = -v'|r'| \quad (2.20)$$

$$|-v'|^2 = |v'|^2 \quad (2.21)$$

$$|-v'|(-r') = -|v'|r' \quad (2.22)$$

$$|-v'||-r'| = |v'||r'| \quad (2.23)$$

$$(-r')^2 = r'^2 \quad (2.24)$$

$$(-r')|(-r')| = -r'|r'| \quad (2.25)$$

$$|-r'|^2 = |r'|^2 \quad (2.26)$$

よって、 $Y'_{HN}$ および $N'_{HN}$ は(2.27)式のように表す。

$$\begin{cases} Y'_{HNL} = Y'_{v|v}|v'|v'| + Y'_{v|r}|v'|r'| + Y'_{|v|r}|v'|r'| + Y'_{r|r}|r'|r'| \\ N'_{HNL} = N'_{v|v}|v'|v'| + N'_{v|r}|v'|r'| + N'_{|v|r}|v'|r'| + N'_{r|r}|r'|r'| \end{cases} \quad (2.27)$$

$X_H$ については(2.10)式、 $Y_H$ および $N_H$ は(2.27)式を(2.15)式に代入したものとすると、(2.28)式のようになる。

$$\begin{cases} X_H = \frac{1}{2}\rho L d U^2 (-R'_0 + X'_{vv} v'^2 + X'_{vr} v' r' + X'_{rr} r'^2 + X'_{vvvv} v'^4) \\ Y_H = \frac{1}{2}\rho L d U^2 (Y'_{uv} u' v' + Y'_{ur} u' r' + Y'_{v|v|} v' |v'| + Y'_{v|r|} v' |r'| + Y'_{|v|r} |v'| r' + Y'_{r|r|} r' |r'|) \\ N_H = \frac{1}{2}\rho L^2 d U^2 (N'_{uv} u' v' + N'_{ur} u' r' + N'_{v|v|} v' |v'| + N'_{v|r|} v' |r'| + N'_{|v|r} |v'| r' + N'_{r|r|} r' |r'|) \end{cases} \quad (2.28)$$

ここで、モデル式の表現力を向上させるため、小林ら<sup>[51]</sup>の手法を参考に、 $\beta$ のみに依存する項を $C_{HX}(\beta)$ 、 $C_{HY}(\beta)$ および $C_{HN}(\beta)$ として表すこととする。 $R'_0$ は $u'$ の関数と見なし、さらに $u' = \cos \beta$ および $v' = -\sin \beta$ を考慮すると、(2.28)式は(2.29)式のようなになる。モデル構築のコンセプト③より、テーブルモデルはなるべく避けることとしている。しかし、 $C_{HX}(\beta)$ 、 $C_{HY}(\beta)$ および $C_{HN}(\beta)$ は定点保持の分野において潮流力係数として扱われるものであり、別途推定手法の研究が行われていることから例えば<sup>[64]</sup>、ここではテーブルモデルとした。

$$\begin{cases} X_H = \frac{1}{2}\rho L d U^2 (C_{HX}(\beta) + X'_{vr} v' r' + X'_{rr} r'^2) \\ Y_H = \frac{1}{2}\rho L d U^2 (C_{HY}(\beta) + Y'_{ur} u' r' + Y'_{v|r|} v' |r'| + Y'_{|v|r} |v'| r' + Y'_{r|r|} r' |r'|) \\ N_H = \frac{1}{2}\rho L^2 d U^2 (C_{HN}(\beta) + N'_{ur} u' r' + N'_{v|r|} v' |r'| + N'_{|v|r} |v'| r' + Y'_{r|r|} r' |r'|) \end{cases} \quad (2.29)$$

また、 $Y'_{ur}$ および $N'_{ur}$ は船体の前後非対称性を考慮し、 $u$ の正負で値を切り替えることとした。 $Y'_{ur}$ および $N'_{ur}$ を含む項は $u \rightarrow 0$ でゼロとなるので、 $u$ の正負で係数の値を切り替えても流体力の連続性は担保される。さらに、実際の数値計算では、船速がゼロでも計算可能となるように(2.29)式を(2.30)式ように変形して扱う。

$$\begin{cases} X_H = \frac{1}{2}\rho L d U^2 C_{HX}(\beta) + \frac{1}{2}\rho L^2 d (X'_{vr} v r + X'_{rr} L r^2) \\ Y_H = \frac{1}{2}\rho L d U^2 C_{HY}(\beta) + \frac{1}{2}\rho L^2 d (Y'_{ur} u r + Y'_{v|r|} v |r| + Y'_{|v|r} |v| r + Y'_{r|r|} L r |r|) \\ N_H = \frac{1}{2}\rho L^2 d U^2 C_{HN}(\beta) + \frac{1}{2}\rho L^3 d (N'_{ur} u r + N'_{v|r|} v |r| + N'_{|v|r} |v| r + N'_{r|r|} L r |r|) \end{cases} \quad (2.30)$$

ここで、(2.7)式から(2.8)式への変形において省略した $m_y v r$ 、 $-m_x u r$ および $-(m_y - m_x) u v$ について整理する。 $m_y v r$ は $X'_{vr} v r$ の項、 $-m_x u r$ は $Y'_{ur} u r$ の項に含まれる。また、 $-(m_y - m_x) u v$ は(2.31)式のように変形でき、 $\beta$ のみの関数となることから $C_{HN}(\beta)$ に含まれる。



$$\begin{aligned}
-(m_y - m_x)uv &= -\frac{1}{2}\rho L^2 dU^2 (m'_y - m'_x)u'v' \\
&= \frac{1}{2}\rho L^2 dU^2 (m'_y - m'_x) \cos \beta \sin \beta \\
&= \frac{1}{4}\rho L^2 dU^2 (m'_y - m'_x) \sin 2\beta
\end{aligned} \tag{2.31}$$

また、前述のように $Y'_{\text{HNL}}$ および $N'_{\text{HNL}}$ は左右対称性から機械的に項を定めた。ここで、 $Y'_{\text{HNL}}$ および $N'_{\text{HNL}}$ は $v'$ および $r'$ の関数と考えたが $u'$ の影響について考える。 $u'$ を含む2次の多項式の組み合わせとしては、 $u'v'$ ,  $u'|v'|$ ,  $u'r'$ ,  $u'|r'|$ ,  $|u'|v'$ ,  $|u'v'|$ ,  $|u'|r'$ および $|u'r'|$ が考えられる。この内、 $C_{\text{HY}}$ または $C_{\text{HN}}$ に含まれる $\beta$ のみに依存するものと(2.16)式を満たさないものを除外すると、 $u'r'$ と $|u'r'|$ のみとなる。ここで、 $C_{ur}$ と $C_{|u|r}$ を定数とし、 $u'r'$ と $|u'r'|$ の項の和を考えると、(2.32)式のようになる。

$$\begin{aligned}
C_{ur}u'r' + C_{|u|r}|u'r'| &= \begin{cases} (C_{ur} + C_{|u|r})u'r' & (\text{for } u \geq 0) \\ (C_{ur} - C_{|u|r})u'r' & (\text{for } u < 0) \end{cases} \\
&= \begin{cases} C_{ur}^+ u'r' & (\text{for } u \geq 0) \\ C_{ur}^- u'r' & (\text{for } u < 0) \end{cases}
\end{aligned} \tag{2.32}$$

ただし、 $C_{ur}^+ = C_{ur} + C_{|u|r}$ ,  $C_{ur}^- = C_{ur} - C_{|u|r}$ である。したがって、これらの影響は $Y'_{ur}$ と $N'_{ur}$ の値を $u$ の正負で切り替えることにより考慮できていたこととなる。

## 2.6. プロペラによって発生する流体力

### 2.6.1. 有効伴流率

プロペラへの有効流入速度 $u_p$ を、(2.33)式のように表す。前進時には有効伴流率 $w_p$ を用いて表している。後進時には船速相当と近似した。(2.33)式では $w_p$ が発散しない限りは $u = 0$ において $u_p$ は連続となる。

$$u_p = \begin{cases} (1 - w_p)u & (\text{for } u > 0) \\ u & (\text{for } u \leq 0) \end{cases} \quad (2.33)$$

標準的な MMG モデル<sup>[25]</sup>では有効伴流率への斜航旋回運動の影響を考慮しているが、プロペラ荷重度の影響は無視している。しかし、中渡ら<sup>[44]</sup>の調査では、斜航旋回運動の影響だけでなくプロペラ荷重度の影響も受けることが示されており、ブースティングなどでプロペラ荷重度が大きく変動する離着陸操船では無視できない可能性がある。足達ら<sup>[45]</sup>は(2.34)式のように荷重度影響の考慮手法を提案している。ただし、 $w_N$ は公称伴流率、 $\bar{C}$ は実験係数である。しかし、プロペラ推力 $T_p$ は伴流率 $w_p$ の影響を受けるため、(2.34)式によって $w_p$ を算出するためには繰り返し計算を要する。そのため、時系列計算を行う操縦運動モデルの中では使いにくい。

$$1 - w_p = (1 - w_N) + \bar{C} \left\{ -(1 - w_N) + \sqrt{\frac{8T_p}{(1/2)\rho\pi D_p^2 u^2} + (1 - w_N)^2} \right\} \quad (2.34)$$

ここでは、直進中の伴流率 $w_{p0}$ を(2.35)式で定義される見掛けのプロペラ前進係数 $J_s$ の関数とすることでプロペラ荷重度の影響を考慮し、それに斜航や回頭運動の影響を付加することで $w_p$ をモデル化する。

$$J_s = \frac{u}{n_p D_p} \quad (2.35)$$

まず、 $u \rightarrow 0$ 、つまり $J_s \rightarrow 0$ の場合には、伴流影響はないものとして $w_{p0} = 0$ とする。次に $n_p \rightarrow 0$ 、つまり $|J_s| \rightarrow \infty$ の場合には、 $w_{p0}$ は公称伴流率近傍の値に収束することが予想されるので、その収束値を $w_{PN}$ とする。これらを滑らかに繋ぐ関数として、 $w_{p0}$ を(2.36)式のように表す。ただし、 $C_{wN}$ および $w_{PN}$ は実験係数として扱う。

$$w_{p0} = \{1 - \exp(-C_{wN}|J_s|)\}w_{PN} \quad (2.36)$$

中渡ら<sup>[44]</sup>の調査結果を見ると、プロペラ第1象限と第3象限の伴流率は概ね $J_s$ に対して対称な傾向となっており、やや強引ではあるが、簡単のため $J_s$ に対して対象なモデルとした。このとき、 $n_p \rightarrow 0$ では $w_{p0} \rightarrow w_{PN}$ となり $n_p = 0$ で連続となっている。さらに、 $w_{p0}$ は常に正の値となるため、 $u_p \leq u$ となり物理的に自然である。また、(2.36)式は足達らの式の

ように繰り返し計算を必要とせず、使いやすい形となっている． $w_{P0}$ のモデルのイメージを Figure 2.3 に示す．

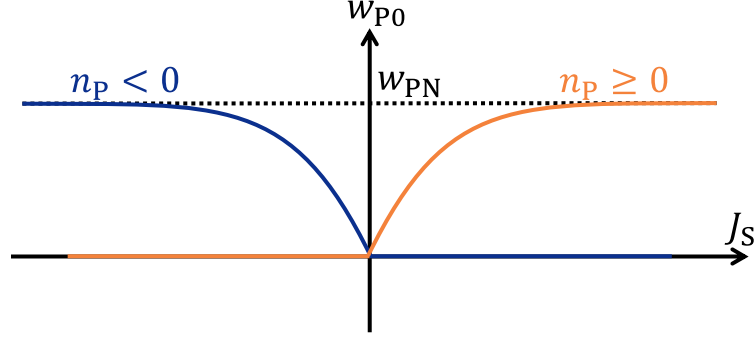


Figure 2.3 直進中の伴流率 $w_{P0}$ のモデル化のイメージ

次に， $w_{P0}$ に対して斜航および回頭運動の影響を考慮し， $w_P$ をモデル化する．松本ら<sup>[65]</sup>や小林ら<sup>[51]</sup>はそれぞれ(2.37)式や(2.38)式のような $v'$ や $r'$ による多項式のモデルを提案している．

$$1 - w_P = 1 - w_{P0} + \tau\{(v' + x'_P r')^2 + C_{Fv} v' + C_{Fr} r'\} \quad (2.37)$$

$$1 - w_P = 1 - w_{P0} + C_1 v' + C_2 r' + C_3 v'^2 + C_4 v' r' + C_5 r'^2 \quad (2.38)$$

しかし， $r'$ は $U \rightarrow 0$ において発散するため，これらの表現は低速時の操縦運動モデルでは使用しにくい．標準的な MMG モデル<sup>[25]</sup>では(2.39)式に示すプロペラ位置での幾何学的流入角 $\beta_P$ を変数として整理している．

$$\beta_P = \beta - x'_P r' \quad (2.39)$$

しかし，この $\beta_P$ も $U \rightarrow 0$ において $r'$ が発散するため，低速時ではプロペラ位置での幾何学的流入角を表すことができない．そこで，正司ら<sup>[43]</sup>のモデルを参考に，(2.40)式に示す $\beta_P$ によって整理することとした．

$$\beta_P = \tan^{-1} \left\{ \frac{-(v + x_P r)}{u} \right\} \quad (2.40)$$

(2.40)式の $\beta_P$ と平野の式<sup>[66]</sup>の形状を利用して(2.41)式のように斜航および回頭運動の影響を考慮することとした．ただし， $C_{w0}$ は実験係数である．

$$w_P = w_{P0} \exp(-C_{w0} \beta_P^2) \quad (2.41)$$

## 2.6.2. プロペラによる前後方向の力

プロペラによる前後方向の力 $X_P$ は、標準的な MMG モデル<sup>[25]</sup>では推力減少率 $t_P$ を定数とし、(2.42)式のように表される。ただし、 $k_0$ 、 $k_1$ および $k_2$ はプロペラ単独特性を表す定数、 $K_T$ は推力係数、 $J_D$ は(2.43)式で表されるプロペラ前進係数である。

$$\begin{cases} X_P = (1 - t_P)T_P \\ T_P = \rho n_P^2 D_P^4 K_T \\ K_T = k_2 J_D^2 + k_1 J_D + k_0 \end{cases} \quad (2.42)$$

$$J_D = \frac{u_P}{n_P D_P} \quad (2.43)$$

しかし、中渡ら<sup>[44]</sup>は、 $t_P$ はプロペラ荷重度の影響を受けることを示している。さらに山崎ら<sup>[67]</sup>の研究によれば、 $t_P$ はプロペラ逆転時にはプロペラ第1象限よりもさらに煩雑な特性となる。ここでは、 $t_P$ へのプロペラ荷重度影響の取り扱いの煩雑さを回避するため、芳村ら<sup>[68]</sup>の提案する手法を参考に、推力減少係数とプロペラ推力を個別に扱わずに(2.44)式のように表すこととした。

$$X_P = \rho n_P^2 D_P^4 X_P^*(J_D) \quad (2.44)$$

離着舷操船では、プロペラ第1象限から第4象限までの多様な状況が生じ得る。そのため、プロペラが発生する流体力をモデル化する際、これらすべての状況を表現できる必要がある。プロペラ第1象限から第4象限での特性は、プロペラ代表断面での幾何学的流入角（ $= \tan^{-1}(u_P/0.7\pi n_P D_P)$ ）によって整理する方法<sup>[42]</sup>が代表的である。しかし、この特性は複雑でありモデル化が困難である。そこで、 $X_P^*$ を $J_D$ の2次関数として(2.45)式のように表す。

$$X_P^*(J_D) = a_P J_D^2 + b_P J_D + c_P \quad (2.45)$$

ここで、係数 $a_P$ 、 $b_P$ および $c_P$ を $n_P$ および $J_D$ によって(2.15)式のように場合分けする。ただし、 $J_{XP}$ は定数である。

$$\begin{aligned}
a_P &= \begin{cases} a_{P1} & (\text{for } n_P \geq 0 \text{ and } J_D \geq J_{XP}) \\ a_{P2} & (\text{for } n_P \geq 0 \text{ and } J_D < J_{XP}) \\ a_{P3} & (\text{for } n_P < 0 \text{ and } J_D < J_{XP}) \\ a_{P4} & (\text{for } n_P < 0 \text{ and } J_D \geq J_{XP}) \end{cases} \\
b_P &= \begin{cases} b_{P1} & (\text{for } n_P \geq 0 \text{ and } J_D \geq J_{XP}) \\ b_{P2} & (\text{for } n_P \geq 0 \text{ and } J_D < J_{XP}) \\ b_{P3} & (\text{for } n_P < 0 \text{ and } J_D < J_{XP}) \\ b_{P4} & (\text{for } n_P < 0 \text{ and } J_D \geq J_{XP}) \end{cases} \\
c_P &= \begin{cases} c_{P1} & (\text{for } n_P \geq 0 \text{ and } J_D \geq J_{XP}) \\ c_{P2} & (\text{for } n_P \geq 0 \text{ and } J_D < J_{XP}) \\ c_{P3} & (\text{for } n_P < 0 \text{ and } J_D < J_{XP}) \\ c_{P4} & (\text{for } n_P < 0 \text{ and } J_D \geq J_{XP}) \end{cases}
\end{aligned} \tag{2.46}$$

場合分けのイメージを Figure 2.4 に示す.

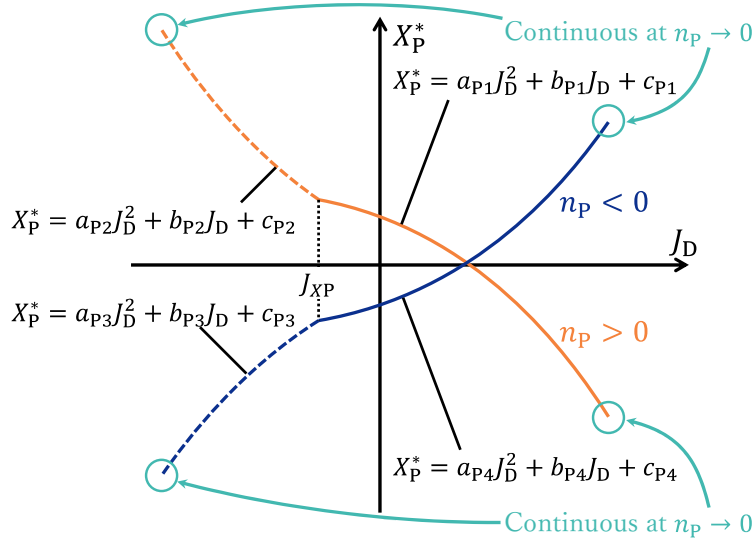


Figure 2.4 プロペラによる無次元前後力 $X_P^*$ のモデル化のイメージ

ここで、 $J_D = J_{XP}$ および $n_P = 0$ における $X_P$ の連続性を考慮すると、(2.47)式～(2.50)式が成り立つ必要がある.

$$a_{P3} = a_{P1} \tag{2.47}$$

$$a_{P4} = a_{P2} \tag{2.48}$$

$$a_{P1}J_{XP}^2 + b_{P1}J_{XP} + c_{P1} = a_{P2}J_{XP}^2 + b_{P2}J_{XP} + c_{P2} \tag{2.49}$$

$$a_{P3}J_{XP}^2 + b_{P3}J_{XP} + c_{P3} = a_{P4}J_{XP}^2 + b_{P4}J_{XP} + c_{P4} \tag{2.50}$$

実際の数値計算においては、 $n_p \rightarrow 0$ において $J_D$ が発散するのを防止するために、(2.43)式を(2.45)式に代入し、(2.51)式のように式変形して扱う。

$$\begin{aligned}
 X_p(n_p, u_p) &= \rho n_p^2 D_p^4 \left\{ a_p \left( \frac{u_p}{n_p D_p} \right)^2 + b_p \left( \frac{u_p}{n_p D_p} \right) + c_p \right\} \\
 &= \rho D_p^2 (D_p^2 n_p^2 c_p + D_p n_p u_p b_p + u_p^2 a_p)
 \end{aligned} \tag{2.51}$$

### 2.6.3. プロペラによる左右方向の力と回頭モーメント

プロペラ単体に作用する左右力についてはいくつかの研究が見られる<sup>[69]-[72]</sup>。しかし、藤野らの研究<sup>[46]</sup>では、プロペラ逆転時に発生する横力や回頭モーメントはプロペラそのもので発生する成分よりもプロペラ逆転流が船体方向に流れ込むことにより船体で発生する成分が主要であるとされている。

ここでは、プロペラによる左右方向の流体力 $Y_p$ および回頭モーメント $N_p$ はプロペラ逆転時のみに働くものとし、プロペラ逆転時には Hamamoto et al.<sup>[73]</sup>の無次元化を用いて(2.52)式のように表す。

$$\begin{aligned} Y_p &= \begin{cases} 0 & (\text{for } n_p \geq 0) \\ \rho n_p^2 P^2 D_p^2 Y_p^*(J_{PS}) & (\text{for } n_p < 0) \end{cases} \\ N_p &= \begin{cases} 0 & (\text{for } n_p \geq 0) \\ \rho n_p^2 P^2 D_p^2 L N_p^*(J_{PS}) & (\text{for } n_p < 0) \end{cases} \end{aligned} \quad (2.52)$$

藤野ら<sup>[74]</sup>はプロペラ逆転時の左右力および回頭モーメントは、斜航および回頭の影響を無視しても大局的には表現できるとしている。そこで、 $Y_p^*$ および $N_p^*$ は(2.53)式で定義されるプロペラピッチを用いた見掛けのプロペラ前進係数 $J_{PS}$ の関数とする。

$$J_{PS} = \frac{u}{n_p P} \quad (2.53)$$

また、北川ら<sup>[50]</sup>は $J_{PS} = 1$ を境に横力および回頭モーメントの傾向が大きく異なることを示している。ここでは、やや強引ではあるが、 $|J_{PS}|$ が大きい場合は $|n_p|$ が小さいため $Y_p$ および $N_p$ は微小として無視することとし、 $|J_{PS}| < 1$ の場合のみに働くこととした。 $|J_{PS}| \geq 1$ において、 $Y_p$ および $N_p$ をゼロとしたことにより、 $n_p = 0$ での連続性は担保されている。 $Y_p^*$ および $N_p^*$ は、Hasegawa et al.<sup>[75]</sup>や上野ら<sup>[76]</sup>の研究を参考に、 $J_{PS}$ の1次関数として表すこととした。(2.54)式および(2.55)式にその数式を、Figure 2.5 イメージ図を示す。

$$Y_p^* = \begin{cases} \frac{Y_{Pm}^*}{J_{YPm} + 1} (J_{PS} + 1) & (\text{for } -1 \leq J_{PS} < J_{YPm}) \\ \frac{Y_{Pm}^* - Y_{P0}^*}{J_{YPm}} J_{PS} + Y_{P0}^* & (\text{for } J_{YPm} < J_{PS} \leq 0) \\ \frac{Y_{Pp}^* - Y_{P0}^*}{J_{YPp}} J_{PS} + Y_{P0}^* & (\text{for } 0 < J_{PS} \leq J_{YPp}) \\ \frac{Y_{Pp}^*}{J_{YPp} - 1} (J_{PS} - 1) & (\text{for } J_{YPp} < J_{PS} \leq 1) \\ 0 & (\text{for } J_{PS} < -1, 1 < J_{PS}) \end{cases} \quad (2.54)$$

$$N_P^* = \begin{cases} \frac{N_{Pm}^*}{J_{NPm} + 1} (J_{PS} + 1) & (\text{for } -1 \leq J_{PS} < J_{NPm}) \\ \frac{N_{Pm}^* - N_{P0}^*}{J_{NPm}} J_{PS} + N_{P0}^* & (\text{for } J_{NPm} < J_{PS} \leq 0) \\ \frac{N_{Pp}^* - N_{P0}^*}{J_{NPp}} J_{PS} + N_{P0}^* & (\text{for } 0 < J_{PS} \leq J_{NPp}) \\ \frac{N_{Pp}^*}{J_{NPp} - 1} (J_{PS} - 1) & (\text{for } J_{NPp} < J_{PS} \leq 1) \\ 0 & (\text{for } J_{PS} < -1, 1 < J_{PS}) \end{cases} \quad (2.55)$$

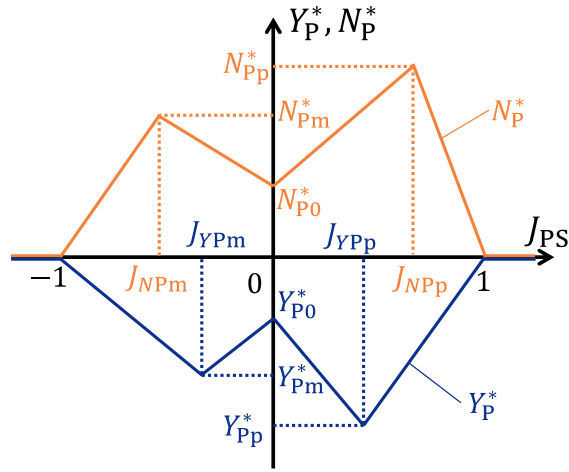


Figure 2.5 プロペラによる無次元左右力 $Y_P^*$ と回頭モーメント $N_P^*$ のモデル化のイメージ



## 2.7. 舵によって発生する流体力

舵によって発生する前後力 $X_R$ 、左右力 $Y_R$ および回頭モーメント $N_R$ は、標準的な MMG モデル<sup>[25]</sup>と同様に(2.56)式のように表す。船体-舵干渉係数である $t_R$ 、 $a_H$ および $x_H$ はそれぞれ舵抵抗減少率、舵力増加係数および舵力増加作用位置を表す。

$$\begin{cases} X_R = -(1 - t_R)F_N \sin \delta \\ Y_R = -(1 + a_H)F_N \cos \delta \\ N_R = -(x_R + a_H x_H)F_N \cos \delta \end{cases} \quad (2.56)$$

また、舵直圧力 $F_N$ は(2.57)式のように表す。

$$F_N = \frac{1}{2} \rho A_R U_R^2 C_N(\alpha_R) \quad (2.57)$$

ただし、 $C_N$ は舵直圧力係数、 $U_R$ および $\alpha_R$ はそれぞれ舵への有効流入速度と有効流入角である。ここで、舵への有効流入速度の前後および左右方向成分をそれぞれ $u_R$ および $v_R$ とする。このとき、 $U_R$ は(2.58)式、 $\alpha_R$ は(2.59)式のように表される。

$$U_R = \sqrt{u_R^2 + v_R^2} \quad (2.58)$$

$$\alpha_R = \delta - \tan^{-1} \left( \frac{v_R}{u_R} \right) \quad (2.59)$$

### 2.7.1. 船体-舵干渉係数

小川ら<sup>[22]</sup>は、舵力増加係数 $a_H$ は見掛けのプロペラ前進係数 $J_S$ がゼロ近傍でほとんどゼロとなり、 $J_S$ の増加に伴って増加し、自航点近傍以降から一定になることを示している。そこで、プロペラ第1象限における $a_H$ は、 $J_S$ の大きさが定数 $J_{Sa}$ 未満の場合は $J_S$ に比例し、 $J_{Sa}$ 以上では一定値 $a_{H0}$ とした。また、 $a_H$ は船体を主翼と見なした際の舵によるフラップ効果と考えられているため<sup>[77]</sup>、後進時にはゼロとした。プロペラ第3象限においては、 $u \rightarrow 0$ において第4象限、 $n_p \rightarrow 0$ において第1象限と連続となる必要がある。ここでは、やや強引であるが、プロペラ第1象限と同様の表現とすることで連続性を担保した。以上をまとめると(2.60)式のようになる。また、そのイメージ図を Figure 2.6 に示す。

$$a_H = \begin{cases} 0 & (\text{for } u \leq 0) \\ \frac{|J_S|}{J_{Sa}} a_{H0} & (\text{for } u > 0 \text{ and } 0 < |J_S| < J_{Sa}) \\ a_{H0} & (\text{otherwise}) \end{cases} \quad (2.60)$$

また、舵抵抗減少率 $t_R$ および舵力増加作用位置 $x_H$ は標準的な MMG モデル<sup>[25]</sup>と同様に一定値とした。

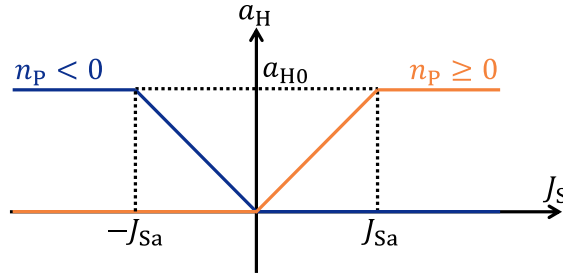


Figure 2.6 舵力増加係数 $a_H$ のモデル化のイメージ

### 2.7.2. 舵直圧力係数

離着機操船では大斜航運動を伴う場合がある．それによって舵への流入角が大きくなることが想定される．標準的な MMG モデル<sup>[25]</sup>では，舵直圧力係数は(2.61)式のように藤井の式<sup>[47]</sup>によって求められるが，この式の適用可能範囲は流入角の大きさが $35^\circ$ 以下とされている．そのため，流入角が大きい場合には推定精度の低下が懸念される．

$$C_N(\alpha_R) = f_\alpha \sin \alpha_R = \frac{6.15\Lambda}{2.25 + \Lambda} \sin \alpha_R \quad (2.61)$$

宮内ら<sup>[78]</sup>は，流入角が小さい場合には藤井の式，失速が生じるような流入角が大きい場合には Lindenburg の式<sup>[79]</sup>を用いることを提案している．しかし，その手法の実装および検証はされていない．ここでは，その提案を(2.62)式のようにして実装することにした．

$$C_N(\alpha_R) = \begin{cases} f_\alpha \sin \alpha_R = \frac{6.15\Lambda}{2.25 + \Lambda} \sin \alpha_R & (\text{for } |\sin \alpha_R| \leq \sin \alpha_{R0}) \\ C_{N0} \left[ \frac{1}{0.56 + 0.44|\sin \alpha_R|} - 0.41 \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{17}{\Lambda}\right) \right\} \right] \sin \alpha_R & (\text{for } |\sin \alpha_R| > \sin \alpha_{R0}) \end{cases} \quad (2.62)$$

ただし， $\alpha_{R0}$ は藤井の式と Lindenburg の式を切り替える角度である． $\sin \alpha_R = \sin \alpha_{R0}$ における連続性を担保するため(2.63)式を満たすこととする．

$$C_{N0} \left[ \frac{1}{0.56 + 0.44|\sin \alpha_{R0}|} - 0.41 \left\{ 1 - \exp\left(-\frac{17}{\Lambda}\right) \right\} \right] = \frac{6.15\Lambda}{2.25 + \Lambda} \quad (2.63)$$

### 2.7.3. 舵流入速度の前後方向成分

舵への流入速度の前後方向成分 $u_R$ は、プロペラ作動状態に大きく影響を受ける。Masetti et al.<sup>[48]</sup>はプロペラ第1象限から第4象限で場合分けしたモデル化を提案している。ただし、プロペラ逆転時には $u_R = u$ のようにプロペラの影響を無視する簡略化を行っており、実際の現象はを表せていない可能性がある。Yasukawa et al.<sup>[49]</sup>はプロペラ後流の影響を受ける領域と受けない領域の流速を加重平均し、プロペラ第1象限および第2象限において適用できる定式化を(2.64)式のように示している。

$$u_R = \begin{cases} u_R^{**} & \text{for } u = 0 \\ u_R^* & \text{for } u \neq 0 \text{ and } (u_R^{**} - u_R^*) \operatorname{sgn}(u) < 0 \\ u_R^{**} & \text{for } u \neq 0 \text{ and } (u_R^{**} - u_R^*) \operatorname{sgn}(u) > 0 \end{cases} \quad (2.64)$$

$$u_R^* = u_P \varepsilon_n \left\{ \eta_R \kappa_n \left( \operatorname{sgn}(u) \sqrt{1 + \frac{8K_T}{\pi J_D^2}} - 1 \right) + 1 \right\}$$

$$u_R^{**} = 0.7\pi n_P D_P C_{uR0}$$

また、北川ら<sup>[50]</sup>は、緊急停止時などのプロペラ逆転を想定し、プロペラ第3象限における定式化を(2.65)式のように示している。

$$u_R = \operatorname{sgn}(u_{Rsqr}) \sqrt{|u_{Rsqr}|} \quad (2.65)$$

$$\begin{cases} u_{Rsqr} = \eta \operatorname{sgn}(u_{RPR1}) u_{RPR1}^2 + (1 - \eta) u_{RPR2}^2 + C_{PR} u^2 \\ u_{RPR1} = \varepsilon_w u_P + n_P D_P k_{xPR} \sqrt{-8K_T/\pi} \\ u_{RPR2} = \varepsilon_w u_P \end{cases}$$

小林ら<sup>[51]</sup>や正司ら<sup>[43]</sup>もプロペラ第1象限から第4象限における定式化を提案しているが、煩雑な場合分けを要する。

本研究ではプロペラ第1象限～第4象限に応じて $u_R$ は式のように場合分けして表す。また、概念図を Figure 2.7 に示す。

$$u_R = \begin{cases} u_{R1} & (\text{for } u \geq 0 \text{ and } n_P \geq 0) \\ u_{R2} & (\text{for } u < 0 \text{ and } n_P > 0) \\ u_{R3} & (\text{for } u > 0 \text{ and } n_P < 0) \\ u_{R4} & (\text{for } u \leq 0 \text{ and } n_P \leq 0) \end{cases} \quad (2.66)$$

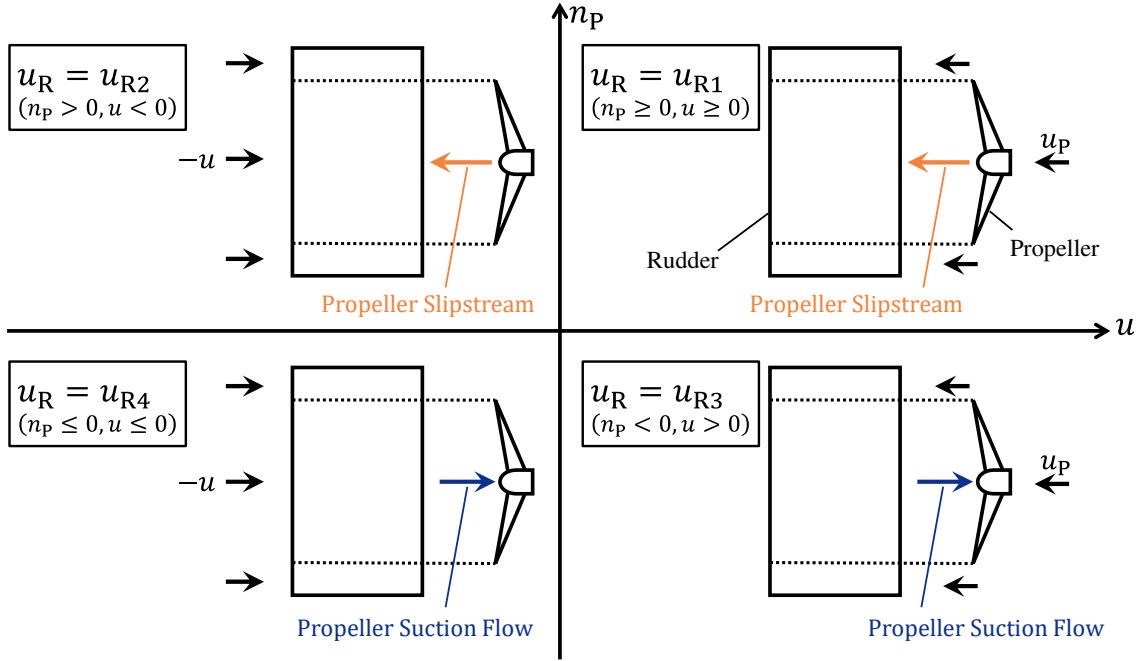


Figure 2.7 各プロペラ象限における舵流入速度の前後方向成分のイメージ

### ● プロペラ第1象限の場合

標準的なMMGモデル<sup>[25]</sup>の考え方に従うと、 $u_{R1}$ は(2.67)式のように表される。ここで、 $\eta_R = D_P/H_R$ とし、 $\varepsilon_w$ および $k_x$ は実験係数である。

$$u_{R1} = \varepsilon_w u_P \sqrt{\eta_R \left\{ 1 + \frac{k_x}{\varepsilon_w} \left( \sqrt{1 + \frac{8K_T}{\pi J_D^2}} - 1 \right) \right\}^2 + (1 - \eta_R)} \quad (2.67)$$

本研究でも、同様の考え方に従うが、 $J_D$ や $K_T$ は $n_p \rightarrow 0$ で発散するため、それらの係数を使用しないように(2.68)式のように式変形して扱う。

$$u_{R1} = \sqrt{\eta_R \left\{ (\varepsilon_w - k_x) u_P + k_x \sqrt{u_P^2 + \frac{8T_P}{\pi \rho D_P^2}} \right\}^2 + (1 - \eta_R) \varepsilon_w^2 u_P^2} \quad (2.68)$$

ただし、 $T_P$ はプロペラ第1象限の単独特性を表す定数 $k_{0p} \sim k_{2p}$ を用いて(2.69)式のように表す。

$$\begin{aligned} T_P &= \rho n_P^2 D_P^4 (k_{2p} J_D^2 + k_{1p} J_D + k_{0p}) \\ &= \rho D_P^2 (D_P^2 n_P^2 k_{0p} + D_P n_P u_P k_{1p} + u_P^2 k_{2p}) \end{aligned} \quad (2.69)$$

● プロペラ第4象限の場合

後進中( $u < 0$ )でプロペラ推力 $T_P$ が負の場合を考える．このときのイメージ図を Figure 2.8 に示す．プロペラ吸い込みの影響を受ける部分の舵への流速を $u_{RP}(< 0)$ とする．プロペラ吸い込みの影響を受けない部分は $u(< 0)$ が流入することとする．また，プロペラ吸い込みが当たる部分および当たらない部分の舵の面積をそれぞれ $A_{R1}$ および $A_{R2}$ とする．

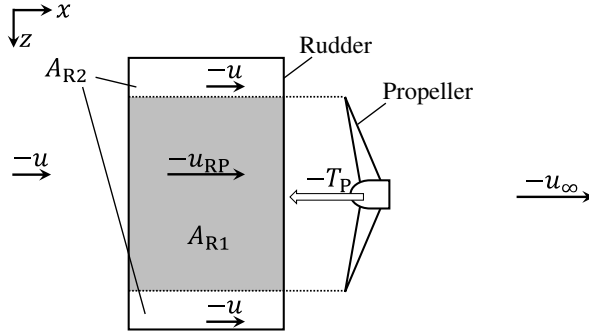


Figure 2.8 プロペラ第4象限における舵流入速度の前後方向成分のイメージ

標準的な MMG モデルの考え方と同様に $u_{R4}^2$ を(2.70)式で表す．

$$u_{R4}^2 = \frac{A_{R1}}{A_R} u_{RP}^2 + \frac{A_{R2}}{A_R} u^2 \quad (2.70)$$

ここで， $A_{R1}/A_R$ を(2.71)式のように近似する．

$$\frac{A_{R1}}{A_R} \doteq \frac{D_P}{H_R} = \eta_R \quad (2.71)$$

このとき，(2.70)式は(2.72)式のように表される．

$$u_{R4}^2 = \eta_R u_{RP}^2 + (1 - \eta_R) u^2 \quad (2.72)$$

(2.72)式より $u_{R4} < 0$ なので $u_{R4}$ は(2.73)式のようになる．

$$u_{R4} = -\sqrt{\eta_R u_{RP}^2 + (1 - \eta_R) u^2} \quad (2.73)$$

ここで， $u_{RP}$ を(2.74)式のように表す． $k_{xm}(u_\infty - u)$ はプロペラ吸い込みによる増速を表し， $k_{xm}$ は増速を表す実験係数である．また， $u_\infty$ は船体が無いときの $x$ 軸正方向無限遠方位置での流速であり，負の値となる． $u_\infty$ は仮想的な値であるが $u_{RP}$ は $u$ と $u_\infty$ の間にあるはずであり，船体の影響も含めて $k_{xm}$ が受け持つと考える．

$$\begin{aligned}
u_{\text{RP}} &= u - k_{xm}\{(-u_\infty) - (-u)\} \\
&= u + k_{xm}(u_\infty - u)
\end{aligned} \tag{2.74}$$

ここでベルヌーイの定理を考えると(2.75)式の関係が成り立つ.

$$\Delta p + \frac{1}{2}\rho u^2 = \frac{1}{2}\rho u_\infty^2 \tag{2.75}$$

ただし,  $\Delta p$ はプロペラ前後の圧力の差であり, プロペラ推力との関係より(2.76)式となる.

$$\Delta p = \frac{-T_p}{\pi(D_p/2)^2} \tag{2.76}$$

(2.76)式を(2.75)式に代入することで,  $u_\infty^2$ は(2.77)式のように表される.

$$u_\infty^2 = u^2 - \frac{8T_p}{\pi\rho D_p^2} \tag{2.77}$$

$u_\infty < 0$ なので $u_\infty$ は(2.78)式のようになる.

$$u_\infty = -\sqrt{u^2 - \frac{8T_p}{\pi\rho D_p^2}} \tag{2.78}$$

(2.78)式を(2.74)式に代入することで,  $u_{\text{RP}}$ は(2.79)式のように表される.

$$u_{\text{RP}} = (1 - k_{xm})u - k_{xm}\sqrt{u^2 - \frac{8T_p}{\pi\rho D_p^2}} \tag{2.79}$$

(2.79)式を(2.73)式に代入することで, (2.80)式となる.

$$u_{\text{R4}} = -\sqrt{\eta_R \left\{ (1 - k_{xm})u - k_{xm}\sqrt{u^2 - \frac{8T_p}{\pi\rho D_p^2}} \right\}^2 + (1 - \eta_R)u^2} \tag{2.80}$$

ただし,  $T_p$ はプロペラ第4象限の単独特性を表す定数 $k_{0m} \sim k_{2m}$ を用いて(2.81)式のように表す.

$$\begin{aligned}
T_p &= \rho n_p^2 D_p^4 (k_{2m} J_D^2 + k_{1m} J_D + k_0 m) \\
&= \rho D_p^2 (D_p^2 n_p^2 k_{0m} + D_p n_p u_p k_{1m} + u_p^2 k_{2m})
\end{aligned} \tag{2.81}$$

● プロペラ第3象限の場合

$u_{R3}$ については、 $u_{R1}$ および $u_{R4}$ との連続性を考慮してモデル化する。 $u_{R3}$ は $u \rightarrow 0$ において $u_{R4}$ 、 $n_p \rightarrow 0$ において $u_{R1}$ と連続となる。そこで、 $u_{R3}$ を $u_{R4}|_{u=0}$ の重みを $\exp(-C_{R3}J_S^2)$ 、 $u_{R1}|_{n_p=0}$ の重みを $\{1 - \exp(-C_{R3}J_S^2)\}$ とした重み付き平均として、(2.82)式のように表すこととした。ただし、 $C_{R3}$ は実験係数である。 $u \rightarrow 0$ において $\exp(-C_{R2}J_S^2) \rightarrow 1$ 、 $n_p \rightarrow 0$ において $\exp(-C_{R2}J_S^2) \rightarrow 0$ となるので、 $u_{R3}$ は $u \rightarrow 0$ および $n_p \rightarrow 0$ において $u_{R4}$ および $u_{R1}$ とそれぞれ連続となる。

$$u_{R3} = \exp(-C_{R3}J_S^2) u_{R4}|_{u=0} + \{1 - \exp(-C_{R3}J_S^2)\} u_{R1}|_{n_p=0} \quad (2.82)$$

また、 $u_{R1}|_{n_p=0}$ および $u_{R4}|_{u=0}$ は(2.68)式および(2.80)式より(2.83)式となる。

$$\begin{cases} u_{R1}|_{n_p=0} = (1 - w_{PN})u \sqrt{\eta_R \left\{ \varepsilon_w + k_x \left( \sqrt{1 + \frac{8k_{2p}}{\pi}} - 1 \right) \right\}^2 + (1 - \eta_R)\varepsilon_w^2} \\ u_{R4}|_{u=0} = k_{xm}n_p D_p \sqrt{-\frac{8\eta_R k_{0m}}{\pi}} \end{cases} \quad (2.83)$$

● プロペラ第2象限の場合

$u_{R2}$ についても、 $u_{R3}$ と同様に $u_{R1}$ および $u_{R4}$ との連続性を考慮してモデル化する。 $u_{R2}$ は $u \rightarrow 0$ において $u_{R1}$ 、 $n_p \rightarrow 0$ において $u_{R4}$ と連続となる。プロペラ第2象限ではプロペラは正転しているため、プロペラ第3象限に比べて $u_{R1}|_{u=0}$ の重みが大きい領域が多いと想定される。そこで、 $u_{R2}$ を $u_{R1}|_{u=0}$ の重みを $\exp(-C_{R2}J_S^4)$ 、 $u_{R4}|_{n_p=0}$ の重みを $\{1 - \exp(-C_{R2}J_S^4)\}$ とした重み付きとして(2.84)式のように表すこととした。ただし、 $C_{R2}$ は実験係数である。 $u \rightarrow 0$ において $\exp(-C_{R2}J_S^4) \rightarrow 1$ 、 $n_p \rightarrow 0$ において $\exp(-C_{R2}J_S^4) \rightarrow 0$ となるので、 $u_{R2}$ は $u \rightarrow 0$ および $n_p \rightarrow 0$ において $u_{R1}$ および $u_{R4}$ とそれぞれ連続となる。

$$u_{R2} = \exp(-C_{R2}J_S^4) u_{R1}|_{u=0} + \{1 - \exp(-C_{R2}J_S^4)\} u_{R4}|_{n_p=0} \quad (2.84)$$

また、 $u_{R1}|_{u=0}$ および $u_{R4}|_{n_p=0}$ は(2.68)式および(2.80)式より(2.85)式となる。

$$\begin{cases} u_{R1}|_{u=0} = k_x n_p D_p \sqrt{\frac{8\eta_R k_{0p}}{\pi}} \\ u_{R4}|_{n_p=0} = u \sqrt{\eta_R \left\{ 1 + k_{xm} \left( \sqrt{1 - \frac{8k_{2m}}{\pi}} - 1 \right) \right\}^2 + (1 - \eta_R)} \end{cases} \quad (2.85)$$



#### 2.7.4. 舵流入速度の左右方向成分

標準的な MMG モデル<sup>[25]</sup>では、舵流入速度の左右方向成分 $v_R$ は船体による整流効果の影響を考慮し(2.86)式のように表される。ただし、 $\gamma_R$ は整流係数、 $\ell_R$ は有効舵位置であり実験係数として扱われる。

$$v_R = -\gamma_R(v + \ell_R r) \simeq \gamma_R U \left\{ \beta - \left( \frac{\ell_R}{L} \right) r \right\} \quad (2.86)$$

標準的な MMG モデルでは、 $\gamma_R$ は定数として扱われる。しかし、Yasukawa et al.<sup>[49]</sup>は、 $\beta$ が大きくなるにつれて $v_R$ に非線形性が発生することを示しており、一定の $\gamma_R$ では大斜航状態における $v_R$ を表現できない恐れがある。ここで、(2.86)式を(2.87)式のように変形する。

$$\begin{aligned} v_R &= \gamma_R \sqrt{u^2 + (v + \ell_R r)^2} \frac{-(v + \ell_R r)}{\sqrt{u^2 + (v + \ell_R r)^2}} \\ &= \gamma_R \sqrt{u^2 + (v + \ell_R r)^2} \sin \left[ \tan^{-1} \left\{ \frac{-(v + \ell_R r)}{u} \right\} \right] \\ &= \gamma_R \sqrt{u^2 + (v + \ell_R r)^2} \sin \beta_R \end{aligned} \quad (2.87)$$

ただし、 $\beta_R$ は(2.88)式で定義される。

$$\beta_R = \tan^{-1} \left\{ \frac{-(v + \ell_R r)}{u} \right\} \quad (2.88)$$

ここで、 $v_R^*$ を(2.89)式のように定義する。

$$v_R^* = \frac{v_R}{\sqrt{u^2 + (v + \ell_R r)^2}} \quad (2.89)$$

(2.87)式を(2.89)式に代入すると $v_R^*$ は(2.90)式のように表される。

$$v_R^* = \gamma_R \sin \beta_R \quad (2.90)$$

(2.90)式を基にし、 $-180^\circ < \beta_R \leq 180^\circ$ での定式化を考える。まず、 $|\beta_R| \geq 90^\circ$ の場合には船体は後進しているので、やや強引ではあるが、船体による整流効果はないものと仮定して(2.90)式における $\gamma_R = 1$ とする。 $|\beta_R| < 90^\circ$ の場合には、大斜航運動時の非線形性を表現するために、 $v_R^*$ を $\beta_R$ の1次と3次の多項式で表す。また、 $\beta_R$ の正負で異なる係数を用いることで左右非対称性を考慮する。さらに、 $\beta_R$ がゼロ近傍の負領域に折れ線的非線形特性があることが知られており<sup>[80]</sup>、これも考慮する。

以上をまとめると  $v_R$  は(2.91)式のように表される.

$$v_R = v_R^* \sqrt{u^2 + (v + \ell_R r)^2},$$

$$\text{where } v_R^* = \begin{cases} \gamma_{Rp1}\beta_R + \gamma_{Rp3}\beta_R^3 & (\text{for } 0 < \beta_R < 90^\circ) \\ v_{R0}^* & (\text{for } \beta_{R0} \leq \beta_R \leq 0) \\ \gamma_{Rm0} + \gamma_{Rm1}\beta_R + \gamma_{Rm3}\beta_R^3 & (\text{for } 90^\circ < \beta < \beta_{R0}) \\ \sin \beta_R & (\text{for } |\beta_R| \geq 90^\circ) \end{cases} \quad (2.91)$$

ただし,  $\beta_{R0}$  は連続性を考慮し(2.92)式を満たす値とする.

$$\gamma_{Rm0} + \gamma_{Rm1}\beta_{R0} + \gamma_{Rm3}\beta_{R0}^3 = v_{R0}^* \quad (2.92)$$

また,  $\gamma_{Rp3}$  と  $\gamma_{Rm3}$  は  $|\beta_R| \geq 90^\circ$  の領域と連続となるように(2.93)式として求める.

$$\begin{cases} \gamma_{Rp3} = \frac{1 - (\pi/2)\gamma_{Rp1}}{(\pi/2)^3} \\ \gamma_{Rm3} = \frac{1 - \gamma_{Rm0} - (\pi/2)\gamma_{Rp1}}{(\pi/2)^3} \end{cases} \quad (2.93)$$

## 2.8. サイドスラストによって発生する流体力

藤野ら<sup>[52]</sup>はバウスラストおよびスターンスラストを装備した模型試験で、サイドスラストの有効推力が前進速度の影響を大きく受けることを示している。

本研究では、サイドスラストによって発生する前後力 $X_T$ 、左右力 $Y_T$ および回頭モーメント $N_T$ を(2.94)式のように表す。ただし、 $T_B$ および $T_S$ は前進速度影響を受けないものとし、 $Y_B$ および $Y_S$ は前進速度影響を考慮したバウスラストおよびスターンスラストの有効推力とする。

$$\begin{cases} X_T = 0 \\ Y_T = Y_B(T_B) + Y_S(T_S) \\ N_T = x_B Y_B(T_B) + x_S Y_S(T_S) \end{cases} \quad (2.94)$$

井上<sup>[81]</sup>は、船体停止時のバウスラストの有効推力に $\exp(-0.3u)$ を乗じることで、前進速度がある場合の有効推力を概ね表すことができるとしている。ただし、ここでの $u$ の単位はknotである。森田ら<sup>[82]</sup>はより一般的な表現として、 $\exp(-\alpha u)$ を乗じることとし、バウスラストとスターンスラストで異なる定数 $\alpha$ の値を用いている。

これらの手法参考に、本研究では、 $Y_B$ および $Y_S$ をフルード数 $F_r (= u/\sqrt{gL})$ の関数として(2.95)のように表す。

$$\begin{cases} Y_B = T_B \exp(-a_B |F_r|) \\ Y_S = T_S \exp(-a_S |F_r|) \end{cases} \quad (2.95)$$

## 2.9. 結言

本章では，以下の①～③のコンセプトに基づき，低速時の操縦運動モデルを提案した．

- ① 湾内操船における船体およびアクチュエータの流体特性を表現できること．
- ② いかなる船体運動およびアクチュエータ作動状態であっても，流体力が発散せず連続であること．
- ③ テーブルモデルへの依存を抑え，関数と係数による流体力の表現を目指すこと．

コンセプト①に基づき，低速時特有の大斜航角運動や後進運動によって生じるあらゆる流入方向に対して，船体および舵に作用する流体力を表現できるよう定式化を行った．さらに，プロペラおよび舵によって発生する流体力については，プロペラ第1から第4象限の全てに対するモデル化を行い，低速操縦運動における流体力を表現可能とした．特に，従来モデルではプロペラ第2から第4象限における舵によって発生する流体力の表現に課題があったが，本モデルはこれらの象限においても比較的容易かつ合理的に表現できる方法を提案した．従来モデルにおける課題および提案モデルによる改善内容をに示す．

提案モデルでは，船体流体力のモデルにおける前進と後進運動による場合分けや，プロペラによる流体力および舵への流入速度におけるプロペラ作動状態による場合分けを行っている．コンセプト②に基づき，全ての数式は運動状態やプロペラ第1から第4象限の境界において連続性を保つよう定式化を行った．さらに，コンセプト③に基づき，提案モデルは，船体流体力モデルの一部を除いて，係数と関数に基づくモデル化を採用しており，各船固有の特性の抽出がしやすい構成となっている．

Table 2.5 船体に作用する流体力における従来モデルの課題と提案モデルによる改善

従来モデルの課題	提案モデルによる改善
標準的な MMG モデル <sup>[25]</sup> : <ul style="list-style-type: none"> <li>● 船速がゼロとなるときに発散する項がある．</li> </ul> Cross-flow drag : <ul style="list-style-type: none"> <li>● cross-flow drag 係数の算出と積分項の扱いが煩雑となる．</li> </ul> テーブルモデル : <ul style="list-style-type: none"> <li>● 各船固有の特性を抽出するのが困難である．</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>● 2 次の多項式を使用することにより，船速がゼロでも発散しない．</li> <li>● 多項式モデルがベースなので，数値計算の実装が容易である．</li> <li>● 斜航角のみに依存する流体力成分を除き，操縦流体力微係数を用いた表現のため，各船の特性を把握しやすい．</li> </ul>

Table 2.6 プロペラによる流体力における従来モデルの課題と提案モデルによる改善

	従来モデルの課題	提案モデルによる改善
有効伴流率	標準的な MMG モデル <sup>[25]</sup> : ● プロペラ荷重度の影響を考慮していない. 足達の式 <sup>[45]</sup> :	● 直進中の伴流率を見掛けのプロペラ前進係数とすることで, プロペラ荷重度の影響を考慮している.
推力減少率	● 繰り返し計算が必要なため, 煩雑となる.	● 前後方向の力と統合することにより, プロペラ荷重度の影響を考慮している.
前後方向の力	標準的な MMG モデル <sup>[25]</sup> : ● プロペラ前進係数の 2 次の多項式として表現する. ただし, プロペラ第 1 象限のみが対象となっている. プロペラ代表断面での幾何学的流入角によって整理する方法 <sup>[42]</sup> : ● プロペラ第 1~4 象限における表現が容易である. しかし, 関数によるモデル化が困難である. ● 特に重要な第 1 象限における近似精度が十分でない恐れがある <sup>[43]</sup> .	● 標準的な MMG モデルと同様にプロペラ前進係数の 2 次の多項式で表現し, 特に重要なプロペラ第 1 象限における近似精度を担保している. ● ただし, プロペラ第 1~4 象限の特性を表現できるように場合分けを行っている.
左右方向の力と回頭モーメント	標準的な MMG モデル <sup>[25]</sup> : ● プロペラ逆転状態は適用対象外となっており, プロペラによる左右方向の力と回頭モーメントは考慮されていない.	● プロペラ荷重度の大きさが大きい領域のみだが, プロペラ逆転時に発生する左右方向の力と回頭モーメントを定式化している.

Table 2.7 舵による流体力における従来モデルの課題と提案モデルによる改善

	従来モデルの課題	提案モデルによる改善
船体-舵 干渉係数	標準的な MMG モデル <sup>[25]</sup> : ● プロペラ荷重度影響を考慮していない.	● 舵力増加係数を見掛けのプロペラ前進係数の関数とし, プロペラ荷重度影響を考慮している.
舵直圧力係数	標準的な MMG モデル <sup>[25]</sup> : ● 藤井の式を使用するが, 舵への流入角が小さい場合にしか適用できない. 宮内らの提案 <sup>[78]</sup> : ● 舵への流入角が小さい場合には藤井の式, 失速を伴うような大きな流入角の場合には Lindenburg の式 <sup>[79]</sup> を使うことを提案している. しかし, この実装や検証は行われていない.	● 宮内ら <sup>[78]</sup> の提案を参考に, 舵への流入角に応じて藤井の式と Lindenburg の式を切り替える定式化を実装した.
舵流入速度の 前後方向成分	標準的な MMG モデル <sup>[25]</sup> : ● プロペラ第 1 象限のみを対象としている. Masetti et al.のモデル <sup>[48]</sup> : ● プロペラ逆転時の影響を無視している. Yasukawa et al.のモデル <sup>[49]</sup> : ● プロペラ第 1 および 2 象限のみを対象としている. 北川らのモデル <sup>[50]</sup> : ● プロペラ第 3 象限のみを対象としている. 小林らのモデル <sup>[51]</sup> , 正司らのモデル <sup>[43]</sup> : ● 複雑な場合分けを要する.	● プロペラ第 1~4 象限の全ての状態を考慮することができ, それらは常に連続となっている. ● プロペラ逆転時のプロペラ吸い込み影響を考慮している. ● 場合分けはプロペラ第 1~4 象限のみであり, モデル内係数の数が比較的少ない.
舵流入速度の 左右方向成分	標準的な MMG モデル <sup>[25]</sup> : ● 舵への流入角が小さい場合のみを対象としている.	● 全方向の舵への流入角に対して適用可能となっている.

## 3. 拘束模型試験と操縦運動モデルの構築

### 3.1. 緒言

本章では、第2章で示した操縦運動モデルに含まれる各種係数を拘束模型試験によって求める。Table 3.1 に拘束模型試験の種類および求められる係数をまとめる。Table 3.1 には明記していないが、プロペラ単独特性は別途取得している。

Table 3.1 拘束模型試験の種類と求められる係数

拘束模型試験の種類	求められる係数等
その場回頭試験	回頭角速度のみに依存する項の操縦流体力微係数： $X'_{rr}, Y'_{r r }, N'_{r r }$
斜航旋回運動試験	斜航角のみに依存する無次元船体流体力： $C_{HX}(\beta), C_{HY}(\beta), C_{HN}(\beta)$ 操縦流体力微係数： $X'_{vr}, Y'_{ur}, Y'_{v r }, Y'_{ v r}, N'_{ur}, N'_{v r }, N'_{ v r}$
停止・直進試験	直進中の伴流率に関する係数： $C_{wN}, w_{PN}$ プロペラによる前後方向の力に関する係数： $a_p, b_p, c_p$ プロペラによる左右方向の力と回頭モーメントに関する係数： $J_{YPm}, J_{YPp}, Y_{Pm}^*, Y_{P0}^*, Y_{Pp}^*, J_{NPM}, J_{NPP}, N_{Pm}^*, N_{P0}^*, N_{Pp}^*$
荷重度変更 直進操舵試験	舵直圧力係数に関する係数： $C_{N0}, \alpha_{R0}$ 船体-舵干渉係数： $t_R, a_{H0}, x_H, J_{Sa}$ 舵流入速度の前後方向成分 $u_R$ に関する係数： $\varepsilon_w, k_x, k_{xm}, C_{R2}, C_{R3}$
斜航・旋回操舵試験	運動中の有効伴流率に関する係数： $C_{w0}$ 舵流入速度の左右方向成分 $v_R$ に関する係数： $\gamma_{Rp1}, \gamma_{Rm0}, \gamma_{Rm1}, \ell_R, v_{R0}^*$
サイドスラスト 前進速度影響試験	サイドスラスト有効推力への前進速度影響に関する係数： $a_B, a_S$

## 3.2. 拘束模型試験の概要

拘束模型試験 (Captive Model Test, CMT) はジャパン マリンユナイテッド株式会社の運動性能水槽<sup>[83]</sup> (長さ70 m, 幅30 m, 深さ3 m) で実施した. Figure 3.1 に拘束模型試験における試験機材の概略図を, Figure 3.2 に試験時の写真を示す. 本水槽には, 水槽の縦方向に移動する主曳引車, 横方向に移動する副曳引車および回転円板が装備されており, 模型船に surge, sway および yaw 運動を与えることができる. 模型船は, surge, sway および yaw 方向については拘束されているが, heave, roll および pitch 方向については自由に運動できるようになっている. 曳航車と模型船は3点で接続されており, 中央の接続点は模型船の重心位置となっている. また, 中央の接続点には模型船の前後方向の力を測定するためのロードセルが設置されている. 前方と後方の接続点には左右方向の力を測定するロードセルが装備されている. これらのロードセルによって測定された左右方向の力から, 模型船に作用する横方向の力と回頭モーメントが得られる.

模型船には, それぞれプロペラ, バウスラスタ, スターンスラスタを作動させるモーターが装備されている. プロペラ用のモーターには, プロペラの回転数を測定するためのタコメータが装備されている. さらに, プロペラシャフトとモーターの間に設置された自航動力計により, プロペラの推力を測定することができる. 舵は操舵機に接続されており, 操舵可能となっている. 操舵機には, ロータリーエンコーダが装備されており, 舵角を測定することができる. また, 操舵機に装備されているロードセルにより舵に作用する力を測定することができる. サイドスラスタの回転数や推力は直接測定していない.

拘束模型試験では, 主曳引車, 副曳引車および回転円板によって模型船を所定の船速, 斜航角, 回頭角速度で強制的に運動させる. 一部の試験内容ではプロペラおよび舵角は搭載しないが, プロペラおよび舵角が搭載されている場合には所定の回転数および舵角となるようにそれぞれ指令値が与えられる. 定常状態において, 船体に作用する力, 舵に作用する力, プロペラ推力, プロペラ回転数および舵角が10 s 間に渡って測定される. 測定された時系列データを平均し, その条件における値と見なす.



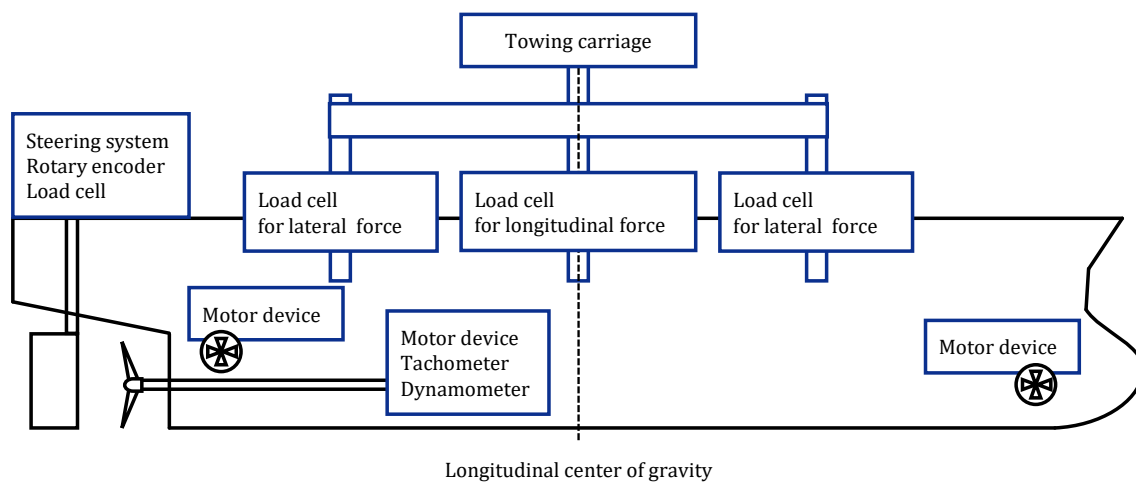


Figure 3.1 拘束模型試験における試験機材の概略図



Figure 3.2 拘束模型試験の様子

### 3.3. その場回頭試験

その場回頭試験はプロペラおよび舵を装備しない状態で行った。船速はゼロとし、Table 3.2 に示す試験状態にて模型船を回頭運動させた。ただし、本試験では船速がゼロのため、 $r$ の無次元値は $r'$ ではなく(3.1)式で定義される $r^*$ を用いる。また、本試験ではサイドスラストは作動させない。

$$r^* = \frac{r}{\sqrt{g/L}} \quad (3.1)$$

Table 3.2 その場回頭試験の試験条件

$U$ (m/s)	$r^*$ (-)
0.000	+0.110
0.000	+0.090
0.000	+0.060
0.000	+0.040
0.000	+0.020
0.000	-0.020
0.000	-0.040
0.000	-0.060
0.000	-0.090
0.000	-0.110

### 3.3.1. 回頭角速度にのみ依存する船体流体力項の操縦流体力微係数

その場回頭試験では $\dot{u} = \dot{v} = 0$ ,  $\dot{r} = 0$ ,  $u = v = 0$ であり, プロペラおよび舵を装備していないので,  $X_H$ ,  $Y_H$ および $N_H$ は(3.2)式のように表される. ただし,  $X_E$ ,  $Y_E$ および $N_E$ はそれぞれ計測した船体前後力, 左右力および回頭モーメントである.

$$\begin{cases} X_H = X_E \\ Y_H = Y_E \\ N_H = N_E \end{cases} \quad (3.2)$$

また, (2.30)式より $X_H$ ,  $Y_H$ および $N_H$ は(3.3)式のように表される.

$$\begin{cases} X_H = \frac{1}{2} \rho L^3 d X'_{rr} r^2 \\ Y_H = \frac{1}{2} \rho L^3 d Y'_{r|r} r |r| \\ N_H = \frac{1}{2} \rho L^4 d N'_{r|r} r |r| \end{cases} \quad (3.3)$$

ここで,  $X_H^*$ ,  $Y_H^*$ および $N_H^*$ を(3.4)式のように定義する.

$$\begin{cases} X_H^* = \frac{X_H}{(1/2) \rho L^2 d g} \\ Y_H^* = \frac{Y_H}{(1/2) \rho L^2 d g} \\ N_H^* = \frac{N_H}{(1/2) \rho L^3 d g} \end{cases} \quad (3.4)$$

(3.3)式を(3.4)式に代入すると(3.5)式のようになる.

$$\begin{cases} X_H^* = X'_{rr} r^{*2} \\ Y_H^* = Y'_{r|r} r^* |r^*| \\ N_H^* = N'_{r|r} r^* |r^*| \end{cases} \quad (3.5)$$

各試験で計測された値から算出した $X_H^*$ ,  $Y_H^*$ ,  $N_H^*$ および $r^*$ に添え字 $i$ を付けて表すこととし, 試験点数を $N_{\text{data}}$ とする. (3.6)式に示す $E_{X^*}$ ,  $E_{Y^*}$ および $E_{N^*}$ が最小となるように $X'_{rr}$ ,  $Y'_{r|r}$ および $N'_{r|r}$ をそれぞれ求める.

$$\begin{cases} E_{X^*} = \sum_{i=1}^N (X_{Hi}^* - X'_{rr} r_i^{*2})^2 \\ E_{Y^*} = \sum_{i=1}^N (Y_{Hi}^* - Y'_{r|r} r_i^* |r_i^*|)^2 \\ E_{N^*} = \sum_{i=1}^N (N_{Hi}^* - N'_{r|r} r_i^* |r_i^*|)^2 \end{cases} \quad (3.6)$$

解析によって得られた操縦流体力微係数を Table 3.3 に示す。また、拘束模型試験から得られた無次元流体力とモデル式による計算結果の比較を Figure 3.3 に示す。 $X_H^*$ は値そのものが小さく拘束模型試験結果と操縦運動モデルにやや差異が見られるが、 $Y_H^*$ および $N_H^*$ についてはモデル式が拘束模型試験結果を良好に再現していることが分かる。

Table 3.3 その場回頭試験から得られる操縦流体力微係数

Item	Value
$X'_{rr}$	0.0007
$Y'_{r r }$	-0.0624
$N'_{r r }$	-0.0481

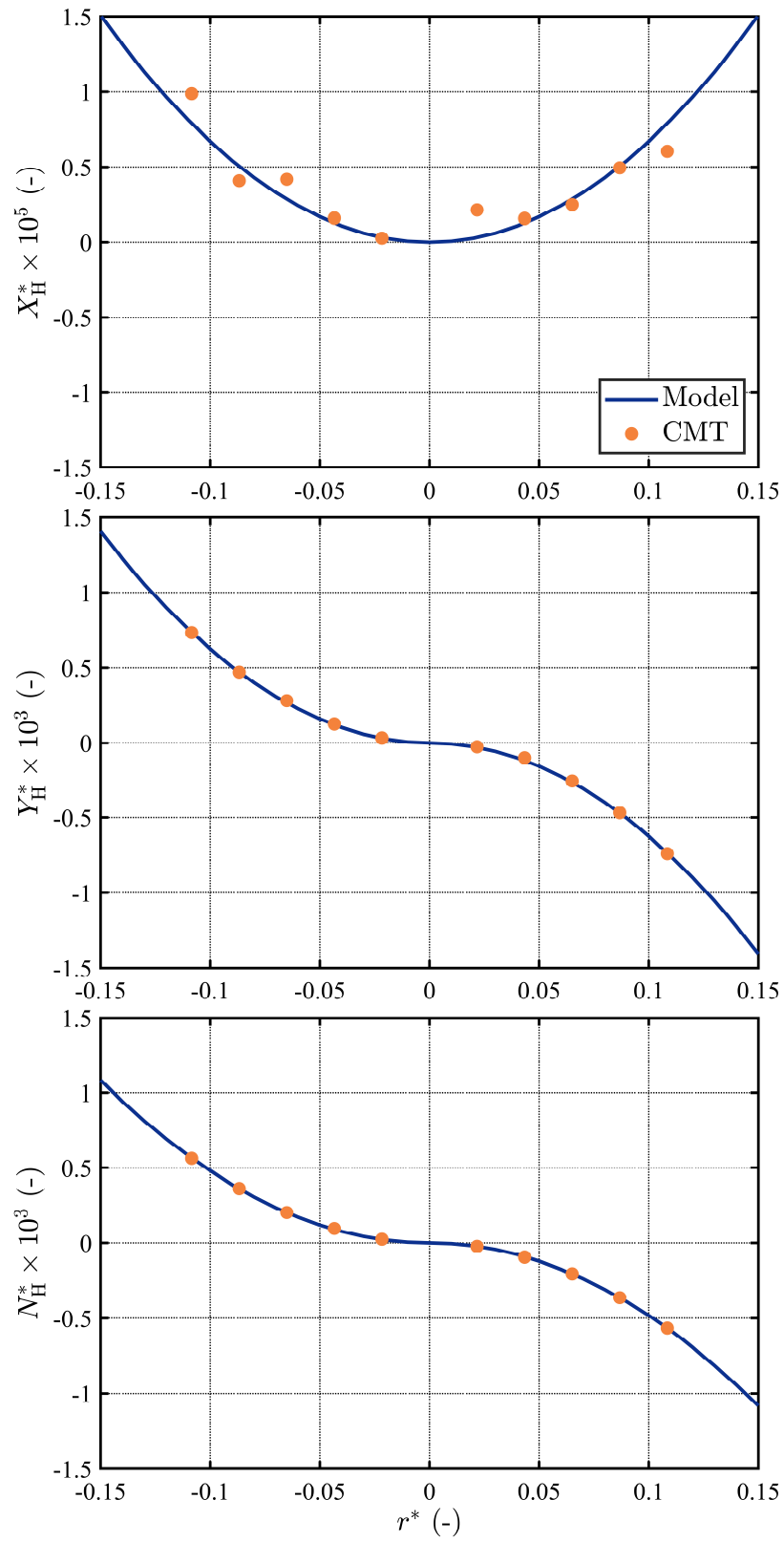


Figure 3.3 その場回頭試験における無次元船体流体力

### 3.4. 斜航旋回運動試験

斜航旋回運動試験はプロペラおよび舵を装備しない状態で行った。船速 $U$ は実船スケールで3 knots 相当の0.219 m/s とし、Table 3.4 に示す斜航角 $\beta$ および無次元回頭角速度 $r'$ の条件で模型船を斜航旋回運動させた。また、本試験ではサイドスラストは作動させない。

Table 3.4 斜航旋回運動試験の試験条件

$U$ (m/s)	$\beta$ (°)	$r'$ (-)
0.219	+0	0, $\pm 1$ , $\pm 2$
0.219	+15	0, $\pm 1$ , $\pm 2$
0.219	+30	0, $\pm 1$ , $\pm 2$
0.219	+45	0, $\pm 1$ , $\pm 2$
0.219	+60	0, $\pm 1$ , $\pm 2$
0.219	+75	0, $\pm 1$ , $\pm 2$
0.219	+90	0, $\pm 1$ , $\pm 2$
0.219	+105	0, $\pm 1$ , $\pm 2$
0.219	+120	0, $\pm 1$ , $\pm 2$
0.219	+135	0, $\pm 1$ , $\pm 2$
0.219	+150	0, $\pm 1$ , $\pm 2$
0.219	+165	0, $\pm 1$ , $\pm 2$
0.219	+170	0, $\pm 1$ , $\pm 2$
0.219	+180	0, $\pm 1$ , $\pm 2$

### 3.4.1. 操縦流体力微係数

まず，単純斜航状態の場合について考える．単純斜航状態では $\dot{u} = \dot{v} = 0$ ， $\dot{r} = 0$ ， $r = 0$ であり，プロペラおよび舵を装備していないので，計測した船体前後力 $X_E$ ，左右力 $Y_E$ および回頭モーメント $N_E$ は(3.7)式のように表される．

$$\begin{cases} X_H = X_E \\ Y_H = Y_E \\ N_H = N_E \end{cases} \quad (3.7)$$

また， $r = 0$ なので，(2.30)式より $X_H$ ， $Y_H$ および $N_H$ は(3.8)式のようになる．

$$\begin{cases} X_H = \frac{1}{2}\rho L d U^2 C_{HX}(\beta) \\ Y_H = \frac{1}{2}\rho L d U^2 C_{HY}(\beta) \\ N_H = \frac{1}{2}\rho L^2 d U^2 C_{HN}(\beta) \end{cases} \quad (3.8)$$

(3.7)式および(3.8)式より，(3.9)式のように $C_{HX}(\beta)$ ， $C_{HY}(\beta)$ および $C_{HN}(\beta)$ を求める．

$$\begin{cases} C_{HX}(\beta) = \frac{X_E}{(1/2)\rho L d U^2} \\ C_{HY}(\beta) = \frac{Y_E}{(1/2)\rho L d U^2} \\ C_{HN}(\beta) = \frac{N_E}{(1/2)\rho L^2 d U^2} \end{cases} \quad (3.9)$$

次に， $r \neq 0$ の場合を考える．斜航旋回運動試験では $\dot{u} = \dot{v} = 0$ ， $\dot{r} = 0$ であり，プロペラおよび舵を装備していないので， $X_H$ ， $Y_H$ および $N_H$ は $X_E$ ， $Y_E$ および $N_E$ を用いて(3.10)式のように表される．

$$\begin{cases} X_H = X_E - mvr \\ Y_H = Y_E + mur \\ N_H = N_E \end{cases} \quad (3.10)$$

(2.29)式を(3.10)式に代入すると(3.11)式のようになる．

$$\begin{cases} X_E - mvr = \frac{1}{2}\rho L d U^2 (C_{HX}(\beta) + X'_{vr}v'r' + X'_{rr}r'^2) \\ Y_E + mur = \frac{1}{2}\rho L d U^2 (C_{HY}(\beta) + Y'_{ur}u'r' + Y'_{v|r|}v'|r'| + Y'_{|v|r|}v'|r'| + Y'_{r|r|}r'|r'|) \\ N_H = \frac{1}{2}\rho L^2 d U^2 (C_{HN}(\beta) + N'_{ur}u'r' + N'_{v|r|}v'|r'| + N'_{|v|r|}v'|r'| + Y'_{r|r|}r'|r'|) \end{cases} \quad (3.11)$$

(3.11)式の第1および第2式を $(1/2)\rho L d U^2$ ，第3式を $(1/2)\rho L^2 d U^2$ 無次元化すると(3.12)式となる．

$$\begin{cases} X'_E - m'v'r' = C_{HX}(\beta) + X'_{vr}v'r' + X'_{rr}r'^2 \\ Y'_E + m'u'r' = C_{HY}(\beta) + Y'_{ur}u'r' + Y'_{v|r|}v'|r'| + Y'_{|v|r}|v'|r' + Y'_{r|r}|r'|r'| \\ N'_E = C_{HN}(\beta) + N'_{ur}u'r' + N'_{v|r|}v'|r'| + N'_{|v|r}|v'|r' + N'_{r|r}|r'|r'| \end{cases} \quad (3.12)$$

ここで、 $\tilde{X}'_E$ 、 $\tilde{Y}'_E$ および $\tilde{N}'_E$ を(3.13)式のように定義する。 $C_{HX}(\beta)$ 、 $C_{HY}(\beta)$ 、 $C_{HN}(\beta)$ 、 $X'_{rr}$ 、 $Y'_{r|r|}$ および $N'_{r|r|}$ は既知のため、計測値より得た $X'_E$ 、 $Y'_E$ および $N'_E$ から $\tilde{X}'_E$ 、 $\tilde{Y}'_E$ および $\tilde{N}'_E$ がそれぞれ算出される。

$$\begin{cases} \tilde{X}'_E = X'_E - C_{HX}(\beta) - X'_{rr}r'^2 - m'v'r' \\ \tilde{Y}'_E = Y'_E - C_{HY}(\beta) - Y'_{r|r|}r'|r'| - m'u'r' \\ \tilde{N}'_E = N'_E - C_{HN}(\beta) - N'_{r|r|}r'|r'| \end{cases} \quad (3.13)$$

(3.12)式を(3.13)式に代入すると、(3.14)式のようになる。

$$\begin{cases} \tilde{X}'_E = X'_{vr}v'r' \\ \tilde{Y}'_E = Y'_{ur}u'r' + Y'_{v|r|}v'|r'| + Y'_{|v|r}|v'|r' \\ \tilde{N}'_E = N'_{ur}u'r' + N'_{v|r|}v'|r'| + N'_{|v|r}|v'|r' \end{cases} \quad (3.14)$$

各試験で計測された値から算出した $\tilde{X}'_E$ 、 $\tilde{Y}'_E$ 、 $\tilde{N}'_E$ 、 $u'$ 、 $v'$ および $r'$ に添え字 $i$ を付けて表すこととし、試験点数を $N_{\text{data}}$ とする。(3.15)式に定義する $E_{\tilde{X}}$ 、 $E_{\tilde{Y}}$ および $E_{\tilde{N}}$ が最小となるように $X'_{vr}$ 、 $Y'_{ur}$ 、 $Y'_{v|r|}$ 、 $Y'_{|v|r}$ 、 $N'_{ur}$ 、 $N'_{v|r|}$ および $N'_{|v|r}$ をそれぞれ求める。

$$\begin{cases} E_{\tilde{X}} = \sum_{i=1}^{N_{\text{data}}} (\tilde{X}'_{Ei} - X'_{vr}v'_i r'_i)^2 \\ E_{\tilde{Y}} = \sum_{i=1}^{N_{\text{data}}} (\tilde{Y}'_{Ei} - Y'_{ur}u'_i r'_i - Y'_{v|r|}v'_i |r'_i| - Y'_{|v|r}|v'_i| r'_i)^2 \\ E_{\tilde{N}} = \sum_{i=1}^{N_{\text{data}}} (\tilde{N}'_{Ei} - N'_{ur}u'_i r'_i - N'_{v|r|}v'_i |r'_i| - N'_{|v|r}|v'_i| r'_i)^2 \end{cases} \quad (3.15)$$

解析によって得られた操縦流体力微係数を Table 3.5 に示す。 $C_{HX}(\beta)$ 、 $C_{HY}(\beta)$ および $C_{HN}(\beta)$ を $r' = 0$ として Figure 3.4 に示す。また、 $r' = \pm 1$ 、 $\pm 2$ における拘束模型試験から得られた無次元流体力と操縦運動モデルの比較も Figure 3.4 に示す。Figure 3.4 より、 $\beta = 0^\circ \sim 180^\circ$ の範囲において、操縦運動モデルが拘束模型試験結果を再現できていることが分かる。



Table 3.5 斜航旋回運動試験から得られる操縦流体力微係数

Item	Value
$X'_{vr}$	0.0457
$Y'_{ur} _{u>0}$	0.0032
$Y'_{ur} _{u<0}$	0.0413
$Y'_{v r }$	-0.2672
$Y'_{ v r}$	-0.0838
$N'_{ur} _{u>0}$	-0.0327
$N'_{ur} _{u<0}$	0.0319
$N'_{v r }$	-0.0477
$N'_{ v r}$	-0.0785

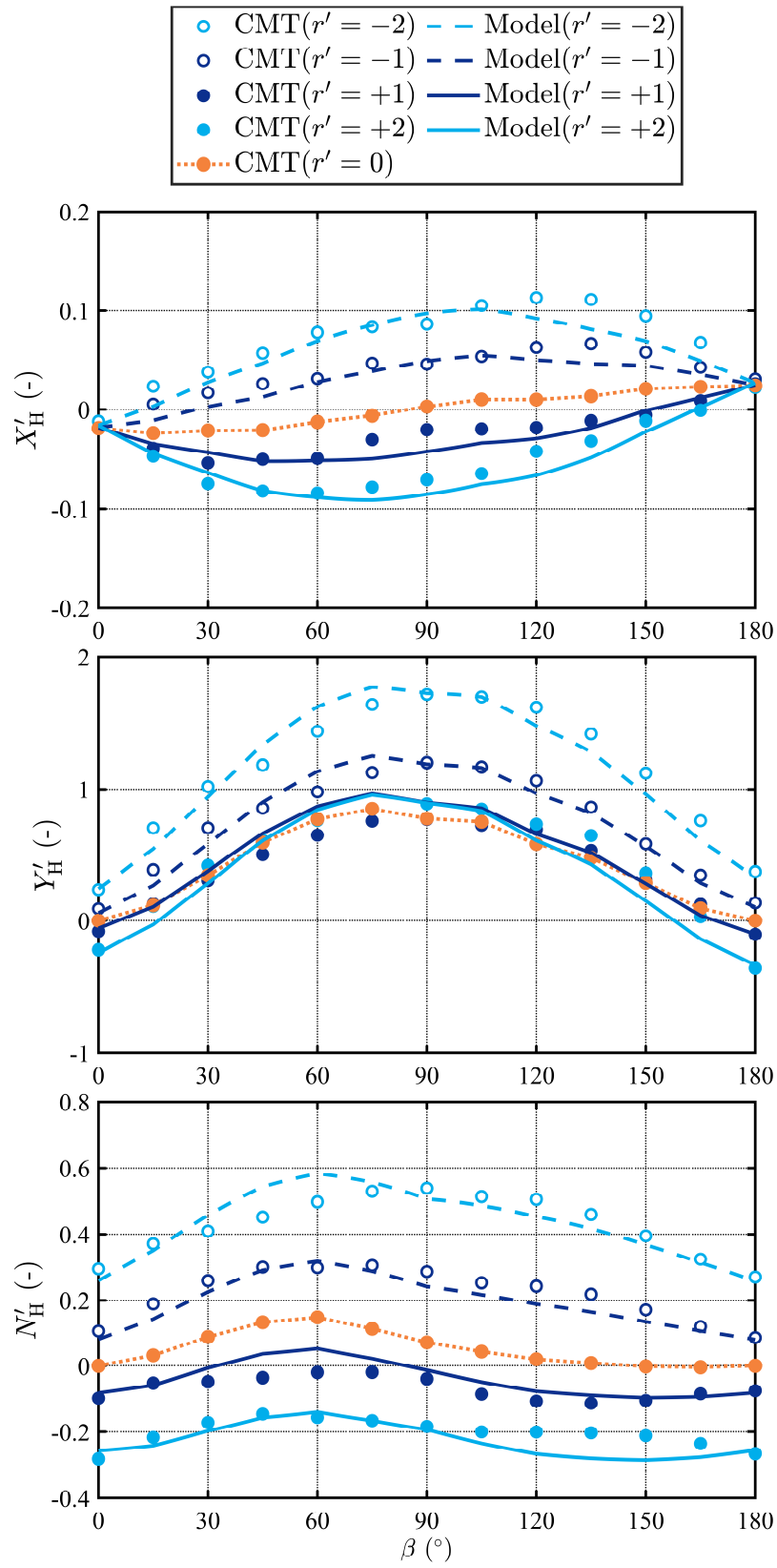


Figure 3.4 斜航旋回運動試験における無次元船体流体力

### 3.5. 停止・直進試験

停止・直進試験はプロペラおよび舵を装備した状態で行った．Table 3.6 に示す前進速度  $u$  およびプロペラ回転数  $n_p$  において，模型船を停止状態または前進・後進状態とする．前進速度の大きさは実船スケールで5 knots 相当の0.365 m/s とした．また，プロペラ回転数の+5.03 rps は前進速度が+0.365 m/s の際の model point である．本試験では舵角を0°とし，サイドスラストは作動させない．

Table 3.6 停止・直進試験の試験条件

$u$ (m/s)	$n_p$ (rps)
+0.365	$\pm 2.50, -5.00, +5.03, \pm 10.0, \pm 15.0$
0.000	$\pm 2.50, -5.00, +5.03, \pm 10.0, \pm 15.0$
-0.365	$\pm 2.50, -5.00, +5.03, \pm 10.0, \pm 15.0$

### 3.5.1. 直進中の伴流係数に関する係数

プロペラ第 1 象限の条件における試験結果に対して、推力一致法によって $w_{P0}$ を求める。まず、計測したプロペラ回転数 $n_P$ およびプロペラ推力 $T_P$ から(3.16)式のように推力係数 $K_T$ を求める。

$$K_T = \frac{T_P}{\rho n_P^2 D_P^4} \quad (3.16)$$

次に、(3.17)式の関係を用いて、プロペラ前進係数 $J_D$ を求める。

$$K_T = k_{2P} J_D^2 + k_{1P} J_D + k_{0P} \quad (3.17)$$

そして、(3.18)式を用いてプロペラ流入速度 $u_P$ を求める。

$$u_P = J_D n_P D_P \quad (3.18)$$

最後に、(3.19)式を用いて、直進中の伴流係数 $w_{P0}$ を求める。

$$w_{P0} = 1 - \frac{u_P}{u} \quad (3.19)$$

ここで、各試験におけるデータに添え字 $i$ を付け、解析に使用した試験数を $N_{\text{data}}$ とする。 $w_{P0}$ のモデル式は(2.36)式なので、(3.20)式に示す $E_{w_{P0}}$ が最小となるように $C_{wN}$ および $w_{PN}$ を求める。解析はプロペラ第 1 象限の試験を対象に行った。

$$E_{w_{P0}} = \sum_{i=1}^{N_{\text{data}}} [w_{P0i} - \{1 - \exp(-C_{wN}|J_{Si}|)\}w_{PN}]^2 \quad (3.20)$$

解析によって得られた直進中の伴流率に関する係数を Table 3.7 に示す。拘束模型試験から得た伴流率とモデル式による計算結果の比較を Figure 3.5 に示す。Figure 3.5 より、少なくともプロペラ第 1 象限においては、モデル式による計算結果が拘束模型試験の結果と一致していることが分かる。

Table 3.7 直進中の伴流率に関する係数

Item	Value
$w_{PN}$	0.4069
$C_{wN}$	1.9814

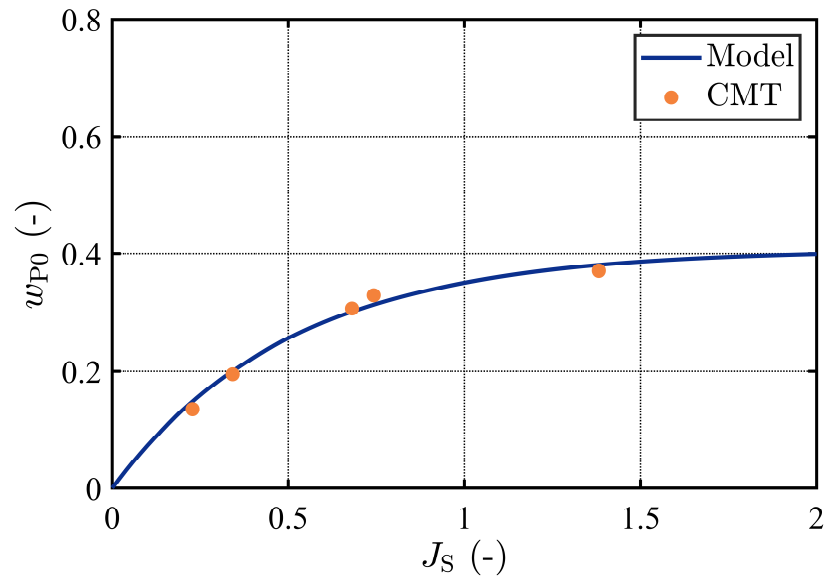


Figure 3.5 直進中の伴流率へのプロペラ作動状態の影響

### 3.5.2. プロペラによる前後方向の力に関する係数

(3.21)式のように、計測した船体前後力 $X_E$ から船体抵抗 $R_0$ および舵抵抗 $F_T$ を控除した値を $X_P$ として扱う。

$$X_P = X_E + R_0 + F_T \quad (3.21)$$

ただし、 $R_0$ は $C_{HX}(\beta)$ を用いて(3.22)式のように表す値である。

$$R_0 = \begin{cases} -\frac{1}{2}\rho L d U^2 C_{HX}(\beta = 0^\circ) & (\text{for } u > 0) \\ -\frac{1}{2}\rho L d U^2 C_{HX}(\beta = 180^\circ) & (\text{for } u < 0) \end{cases} \quad (3.22)$$

(3.23)式のように無次元化を行うことで、 $X_P^*$ を求める。

$$X_P^* = \frac{X_P}{\rho n_p^2 D_P^4} \quad (3.23)$$

プロペラ第2象限において $X_P^*$ が極小になる $J$ を $J_{XP}$ とする。次に、 $n_p > 0$ かつ $J \geq J_{XP}$ における各データに添え字 $i$ を付け、該当する試験数を $N_{\text{data}}$ とし、(3.20)式に示す $E_{X_P^*}$ が最小となるように $a_{P1}$ 、 $b_{P1}$ および $c_{P1}$ を求める。

$$E_{X_{P1}^*} = \sum_{i=1}^{N_{\text{data}}} \{X_{Pi}^* - (a_{P1} J_{Di}^2 + b_{P1} J_{Di} + c_{P1})\}^2 \quad (3.24)$$

$n_p < 0$ かつ $J_D \geq J_{XP}$ についても同様にして(3.25)式に示す $E_{X_{P4}^*}$ が最小となるように $a_{P4}$ 、 $b_{P4}$ および $c_{P4}$ を求める。

$$E_{X_{P4}^*} = \sum_{i=1}^{N_{\text{data}}} \{X_{Pi}^* - (a_{P4} J_{Di}^2 + b_{P4} J_{Di} + c_{P4})\}^2 \quad (3.25)$$

そして、(2.47)式および(2.48)式より、 $a_{P2}$ および $a_{P3}$ を求める。最後に、 $J_D < J_{XP}$ の領域で(3.26)式および(3.27)式を解くことで $b_{P2}$ と $c_{P2}$ および $b_{P3}$ と $c_{P3}$ をそれぞれ求める。

$$(b_{P2}, c_{P2}) = \min_{(b_{P2}, c_{P2})} \sum_{i=1}^{N_{\text{data}}} \{X_{Pi}^* - (a_{P2} J_{Di}^2 + b_{P2} J_{Di} + c_{P2})\}^2 \quad (3.26)$$

$$\text{subject to } a_{P1} J_{XP}^2 + b_{P1} J_{XP} + c_{P1} = a_{P2} J_{XP}^2 + b_{P2} J_{XP} + c_{P2}$$

$$(b_{P3}, c_{P3}) = \min_{(b_{P3}, c_{P3})} \sum_{i=1}^{N_{\text{data}}} \{X_{Pi}^* - (a_{P3} J_{Di}^2 + b_{P3} J_{Di} + c_{P3})\}^2 \quad (3.27)$$

$$\text{subject to } a_{P3} J_{XP}^2 + b_{P3} J_{XP} + c_{P3} = a_{P4} J_{XP}^2 + b_{P4} J_{XP} + c_{P4}$$

プロペラによる前後方向の力に関する係数を Table 3.8 に示す。また、拘束模型試験から得られた無次元流体力とモデル式による計算結果の比較を Figure 3.6 に示す。Figure 3.6 より、少なくとも、拘束模型試験を行ったプロペラ前進係数の範囲では、モデル式による計算結果が拘束模型試験の結果と一致していることが分かる。

Table 3.8 プロペラによる前後方向の力に関する係数

Item	Value	Item	Value	Item	Value
$a_{P1}$	-0.3761	$b_{P1}$	-0.1789	$c_{P1}$	0.4013
$a_{P2}$	0.1204	$b_{P2}$	-0.1344	$c_{P2}$	0.2019
$a_{P3}$	-0.3761	$b_{P3}$	0.5397	$c_{P3}$	0.3002
$a_{P4}$	0.1204	$b_{P4}$	0.0715	$c_{P4}$	-0.2478
$J_{XP}$	-0.6801				

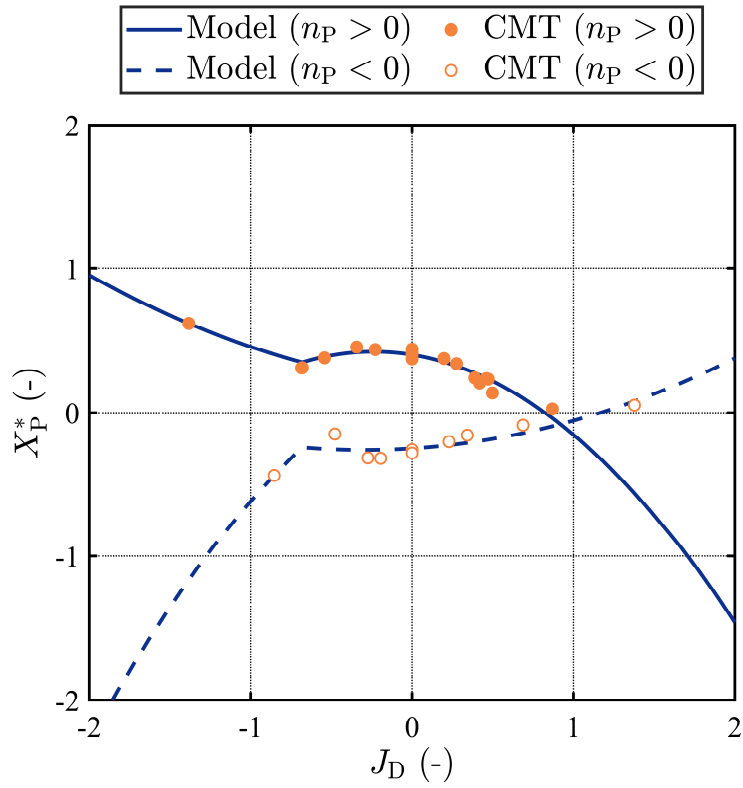


Figure 3.6 プロペラによる無次元前後方向力

### 3.5.3. プロペラによる左右方向の力と回頭モーメントに関する係数

(3.28)式のように計測した船体横力 $Y_E$ および回頭モーメント $N_E$ から舵直圧力 $F_N$ による影響を控除した値をそれぞれ $Y_P$ および $N_P$ として扱う.

$$\begin{cases} Y_P = Y_E + (1 + a_H)F_N \\ N_P = N_E + (x_R + a_H x_H)F_N \end{cases} \quad (3.28)$$

(3.23)式のように無次元化を行うことで,  $Y_P^*$ および $N_P^*$ を求める.

$$\begin{cases} Y_P^* = \frac{Y_P}{\rho n_P^2 P^2 D_P^2} \\ N_P^* = \frac{N_P}{\rho n_P^2 P^2 D_P^2 L} \end{cases} \quad (3.29)$$

ここで,  $-1 < J_{PS} < 0$ において $Y_P^*$ の最小値を $Y_{Pm}^*$ , そのときの $J_{PS}$ を $J_{YPm}$ とする. また,  $N_P^*$ の最大値を $N_{Pm}^*$ , そのときの $J_{PS}$ を $J_{NPm}$ とする.  $J_{PS} = 0$ における $Y_P^*$ の最小値を $Y_{P0}^*$ ,  $N_P^*$ の最大値を $N_{P0}^*$ とする.  $0 < J_{PS} < -1$ において $Y_P^*$ の最小値を $Y_{Pp}^*$ , そのときの $J_{PS}$ を $J_{YPp}$ とする. また,  $N_P^*$ の最大値を $N_{Pp}^*$ , そのときの $J_{PS}$ を $J_{NPp}$ とする.

プロペラによる左右方向の力と回頭モーメントに関する係数を Table 3.9 に示す. また, 拘束模型試験から得られた無次元流体力とモデル式による計算結果の比較を Figure 3.7 に示す. Figure 3.7 より, 特に拘束模型試験における $Y_P^*$ は複雑な特性となっており, モデル式と一致しているとはいえない部分がある. しかし, 大局的にはモデル式が $Y_P^*$ および $N_P^*$ の傾向を捉えていることが分かる.

Table 3.9 プロペラによる左右方向の力と回頭モーメントに関する係数

Item	Value	Item	Value
$J_{YPm}$	-0.2434	$J_{NPm}$	-0.2434
$J_{YPp}$	0.2436	$J_{NPp}$	0.3652
$Y_{Pm}^*$	-0.0418	$N_{Pm}^*$	0.0190
$Y_{P0}^*$	-0.0284	$N_{P0}^*$	0.0071
$Y_{Pp}^*$	-0.0516	$N_{Pp}^*$	0.0282



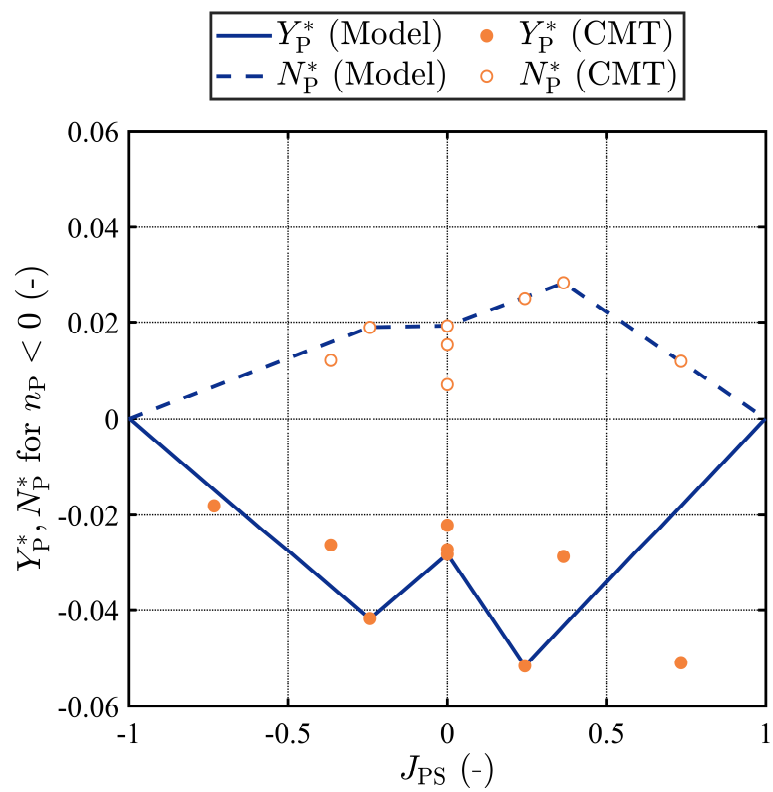


Figure 3.7 プロペラによる無次元左右力と無次元回頭モーメント

### 3.6. 荷重度変更直進操舵試験

荷重度変更直進操舵試験はプロペラおよび舵を装備した状態で行った。Table 3.10 に示す前進速度 $u$ 、プロペラ回転数 $n_p$ および舵角 $\delta$ で模型船を直進させた。前進速度の大きさは実船スケールで5 knots 相当の0.365 m/s とした。また、プロペラ回転数の+5.03 rps は前進速度が0.365 m/s の際の model point である。舵角を $-35^\circ \sim +35^\circ$ の範囲を $5^\circ$ ピッチで計測しているものは、舵直圧力係数に関する係数、船体-舵干渉係数および舵流入速度の前後方向成分に関する係数を取得することを目的としている。舵角が $0^\circ$ 、 $\pm 10^\circ$ 、 $\pm 20^\circ$ の条件のものは、船体-舵干渉係数および舵流入速度の前後方向成分に関する係数を取得することを目的としている。舵角が $+10^\circ$ の条件のものは、舵流入速度の前後方向成分に関する係数の取得を目的としている。また、本試験ではサイドスラストは作動させない。

Table 3.10 荷重度変更直進操舵試験の試験条件

$u$ (m/s)	$n_p$ (rps)	$\delta$ ( $^\circ$ )
+0.365	+2.50	+10
+0.365	+5.03	0, $\pm 5$ , $\pm 10$ , $\pm 15$ , $\pm 20$ , $\pm 25$ , $\pm 30$ , $\pm 35$
+0.365	+10.0	0, $\pm 10$ , $\pm 20$ , $\pm 35$
+0.365	+15.0	0, $\pm 10$ , $\pm 20$ , $\pm 35$
+0.365	-2.50, -5.00, -10.0, -15.0	+10
-0.365	0	0, $\pm 5$ , $\pm 10$ , $\pm 15$ , $\pm 20$ , $\pm 25$ , $\pm 30$ , $\pm 35$
-0.365	$\pm 2.50$ , -5.00, +5.03, +6.30, $\pm 10.0$ , $\pm 15.0$	+10

### 3.6.1. 船体-舵干渉係数

荷重度変更直進操舵試験では、 $\dot{u} = \dot{v} = 0$ 、 $\dot{r} = 0$ 、 $v = 0$ 、 $r = 0$ なので、 $u > 0$ のとき計測された船体の前後力 $X_E$ 、左右力 $Y_E$ および回頭モーメント $N_E$ は(3.30)式のように表される。

$$\begin{cases} X_E = -R_0 + (1 - t_P)T_P - (1 - t_R)F_N \sin \delta \\ Y_E = -(1 + a_H)F_N \cos \delta \\ N_E = -(x_R + a_H x_H)F_N \cos \delta \end{cases} \quad (3.30)$$

(3.30)式の第1式および第2式を $(1/2)\rho L d U^2$ 、第3式を $(1/2)\rho L^2 d U^2$ で無次元化すると(3.31)式ようになる。ただし、 $x'_R = x_R/L$ 、 $x'_H = x_H/L$ である。

$$\begin{cases} X'_E = -R'_0 + (1 - t_P)T'_P - (1 - t_R)F'_N \sin \delta \\ Y'_E = -(1 + a_H)F'_N \cos \delta \\ N'_E = -(x'_R + a_H x'_H)F'_N \cos \delta \end{cases} \quad (3.31)$$

まず、 $F'_N \sin \delta$ と $X'_E + R'_0 - (1 - t_P)T'_P$ の傾きから $-(1 - t_R)$ を求める。次に $F'_N \cos \delta$ と $Y'_E$ の傾きから $-(1 + a_H)$ を求める。そして $F'_N \cos \delta$ と $N'_E$ の傾きから $-(x_R + a_H x'_H)$ を求める。傾きを求める際は舵角の大きさが $20^\circ$ 以下のデータを用いた。 $u = +0.365 \text{ m/s}$ 、 $n_P = +5.03 \text{ rps}$ における $F'_N \sin \delta$ と $X'_E + R'_0 - (1 - t_P)T'_P$ 、 $F'_N \cos \delta$ と $Y'_E$ および $F'_N \cos \delta$ と $N'_E$ の関係を Figure 3.8 に示す。 $t_R$ および $x'_H$ は $u = +0.365 \text{ m/s}$ 、 $n_P = +5.03 \text{ rps}$ の結果から算出した値とし、その値を Table 3.11 に示す。

複数の $J_S$ に対する $a_H$ の値を Figure 3.9 にプロットで示す。Figure 3.9 のプロットをフィッティングすることで $J_{Sa}$ と $a_{H0}$ を求めた。その値を Table 3.11 に示す。

Table 3.11 荷重度変更直進操舵試験の試験条件

Item	Value
$t_R$	0.1600
$a_{H0}$	0.1598
$x'_H = x_H/L$	-0.2284
$J_{Sa}$	0.3921

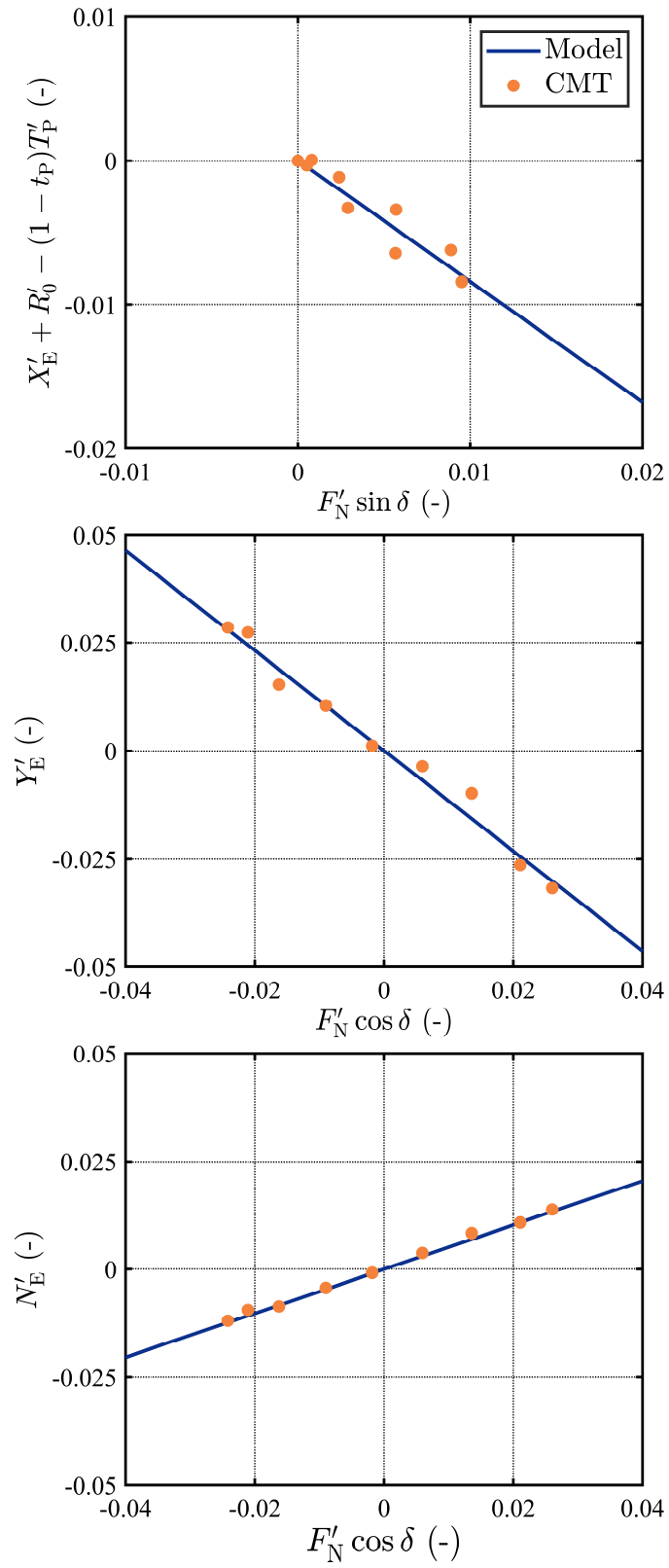


Figure 3.8 無次元舵直圧力の前後および左右方向成分と無次元船体力の関係

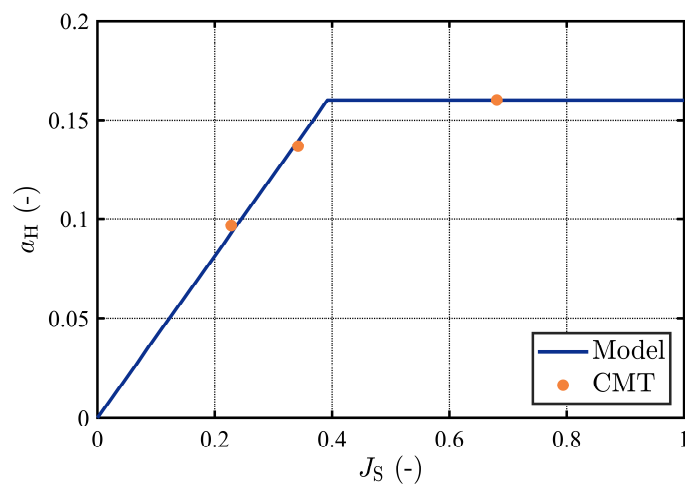


Figure 3.9 見掛けの前進係数と舵力増加係数の関係

### 3.6.2. 舵直圧力係数に関する係数

荷重度変更直進操舵試験では、 $\dot{u} = \dot{v} = 0$ 、 $\dot{r} = 0$ 、 $v = 0$ 、 $r = 0$ なので、 $|\sin \alpha_R| \leq \sin \alpha_{R0}$ においては(2.57)式よりは(3.32)式のように表される。ただし、舵直圧力勾配係数 $f_\alpha$ は藤井の式<sup>[47]</sup>を用いて、 $f_\alpha = 6.13\Lambda/(2.25 + \Lambda)$ とする。

$$F_N = \frac{1}{2} \rho A_R u_R^2 f_\alpha \sin \delta \quad (\text{for } |\sin \alpha_R| \leq \sin \alpha_{R0}) \quad (3.32)$$

(3.32)式を $\delta$ で偏微分すると(3.33)が得られる。

$$\frac{\partial F_N}{\partial \delta} = \frac{1}{2} \rho A_R u_R^2 f_\alpha \cos \delta \quad (\text{for } |\sin \alpha_R| \leq \sin \alpha_{R0}) \quad (3.33)$$

ここで、 $F_N = 0$ の場合を考えると $u_R^2$ は(3.34)式のように得られる。ただし、 $|\partial F_N / \partial \delta|_{F_N=0}$ は計測された $\delta$ と $F_N$ の関係において $F_N = 0$ 近傍の傾きから求める。

$$u_R^2 = \frac{1}{(1/2) \rho A_R f_\alpha} \left| \frac{\partial F_N}{\partial \delta} \right|_{F_N=0} \quad (3.34)$$

(3.34)式で算出した $u_R^2$ と計測して得られた舵直圧力 $F_N$ より、(3.35)式のように舵直圧力係数を求める。

$$C_N = \frac{F_N}{(1/2) \rho A_R u_R^2} \quad (3.35)$$

求めた $C_N$ と藤井の式を比較し、乖離が始まる直前の舵角を $\alpha_{R0}$ として定める。ここでは $15.0^\circ$ とした。また、Lindenburg の式に含まれる $C_{N0}$ は流入角が $90^\circ$ における2次元翼の抵抗係数である。しかし、ここでは、 $\alpha_{R0}$ において藤井の式とLindenburg の式が連続となるように(3.36)式から求める。

$$C_{N0} \left[ \frac{1}{0.56 + 0.44 |\sin \alpha_{R0}|} - 0.41 \left\{ 1 - \exp \left( -\frac{17}{\Lambda} \right) \right\} \right] = \frac{6.15\Lambda}{2.25 + \Lambda} \quad (3.36)$$

求めた $\alpha_{R0}$ と $C_{N0}$ をTable 3.12に示す。また、拘束模型試験の結果とモデル式の計算結果の比較をFigure 3.10に示す。参考としてFigure 3.10には藤井の式から算出した $C_N$ も併せて示す。拘束模型試験における $C_N$ は(3.34)式で算出した $u_R^2$ を用いているため、Figure 3.10の $\alpha_R = 0^\circ, 180^\circ$ 近傍で拘束模型試験の結果とモデル式が一致するのは当然である。

Lindenburg の式を利用することにより、 $|\alpha_R|$ が $20^\circ \sim 35^\circ$ の領域で藤井の式よりも良好に一致していることが確認できる。 $|\alpha_R|$ が $145^\circ \sim 160^\circ$ の領域においては、失速が起こりモデルとの乖離が見られる。しかし、 $|\alpha_R| > 90^\circ$ となるのは後進または逆転時であり舵力そのものが大きくないと考え、ここではこれ以上の推定精度向上は考えないこととした。

Table 3.12 舵直圧力係数に関する係数

Item	Value
$\alpha_{R0}$	15.0°
$C_{N0}$	2.1040

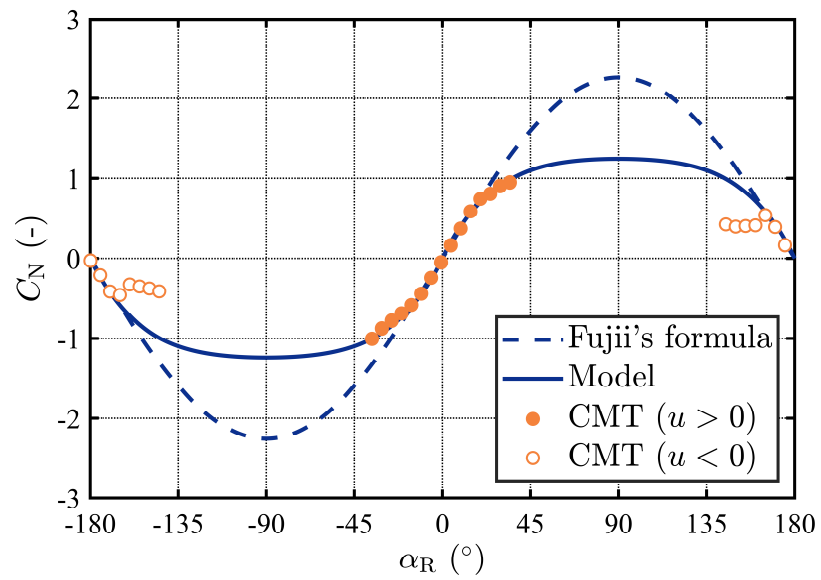


Figure 3.10 舵への有効流入角と舵直圧力係数の関係

### 3.6.3. 舵流入速度の前後方向成分に関する係数

まず、プロペラ第1象限について、 $u_{R1} > 0$ なので(3.34)式より $u_{R1}$ は(3.37)式のように表される。ここで、計測結果から得られた $u_{R1}$ を $u_{R1}^{EXP}$ と表す。

$$u_{R1}^{EXP} = \sqrt{\frac{2}{\rho A_R f_\alpha} \left| \frac{\partial F_N}{\partial \delta} \right|_{F_N=0}} \quad (3.37)$$

プロペラ第1象限における $u_R$ のモデル式である(2.68)式から得られた $u_{R1}$ を $u_{R1}^{Model}$ とし、(3.38)式に示す $E_{u_{R1}}$ が最小となるように $\varepsilon_w$ と $k_x$ を求める。ただし、各試験のデータに添え字 $i$ を付け、解析に使用した試験の数を $N_{data}$ とする。

$$E_{u_{R1}} = \sum_{i=1}^{N_{data}} (u_{R1i}^{EXP} - u_{R1i}^{Model})^2 \quad (3.38)$$

次に、プロペラ第4象限について、 $u_R < 0$ なので(3.34)式より $u_R$ は(3.39)式のように表される。ここで、計測結果から得られた $u_{R4}$ を $u_{R4}^{EXP}$ と表す。

$$u_{R4}^{EXP} = -\sqrt{\frac{2}{\rho A_R f_\alpha} \left| \frac{\partial F_N}{\partial \delta} \right|_{F_N=0}} \quad (3.39)$$

プロペラ第4象限における $u_R$ のモデル式である(2.80)式から得られた $u_{R4i}$ を $u_{R4i}^{Model}$ とし、プロペラ第1象限と同様に、(3.40)式に示す $E_{u_{R4}}$ が最小となるように $k_{xm}$ を求める。

$$E_{u_{R4}} = \sum_{i=1}^{N_{data}} (u_{R4i}^{EXP} - u_{R4i}^{Model})^2 \quad (3.40)$$

そして、プロペラ第2象限について、舵直圧力一致法によって $C_{R2}$ を求める。解析には藤井の式<sup>[47]</sup>の適用範囲である舵角が $10^\circ$ のデータを用いた。各試験のデータに添え字 $i$ を付け、解析に使用した試験の数を $N_{data}$ として(3.41)式に示す $E_{u_{R2}}$ が最小となるように $C_{R2}$ を求める。ここで、 $F'_N$ は計測した舵直圧力を $(1/2)\rho L d U^2$ で無次元化したものである。

$$E_{u_{R2}} = \sum_{i=1}^{N_{data}} \left[ F'_{Ni} - \left( \frac{A_R}{Ld} \right) \left( \frac{u_{R2i}^{Model}}{U_i} \right)^2 f_\alpha \sin \delta_i \right] \quad (3.41)$$

ただし、 $u_{R2i}^{Model}$ はプロペラ第2象限における $u_R$ のモデル式である(2.84)式および(2.85)式より、(3.42)式のように算出する。



$$\begin{aligned}
u_{R2i}^{\text{Model}} &= \exp(-C_{R2}J_{Si}^4) u_{R1}|_{u=0} + [1 - \exp(-C_{R2}J_{Si}^4)] u_{R4}|_{n_p=0}, \\
\text{where } \begin{cases} u_{R1}|_{u=0} &= k_x n_{Pi} D_P \sqrt{\frac{8\eta_R k_{0p}}{\pi}} \\ u_{R4}|_{n_p=0} &= u_i \sqrt{\eta_R \left[ 1 + k_{xm} \left( \sqrt{1 - \frac{8k_{2m}}{\pi}} - 1 \right) \right]^2} + (1 - \eta_R) \end{cases} \quad (3.42)
\end{aligned}$$

最後に、プロペラ第3象限について、プロペラ第2象限と同様に舵角が $10^\circ$ の計測結果を用いて、(2.43)式に示す $E_{u_{R3}}$ が最小となるように $C_{R3}$ を求める。

$$E_{u_{R3}} = \sum_{i=1}^{N_{\text{data}}} \left[ F'_{Ni} - \left( \frac{A_R}{Ld} \right) \left( \frac{u_{R3i}^{\text{Model}}}{U_i} \right)^2 f_\alpha \sin \delta_i \right] \quad (3.43)$$

ただし、 $u_{R3i}^{\text{Model}}$ はプロペラ第3象限における $u_R$ のモデル式である(2.82)式および(2.83)式より、(3.44)式のように算出する。

$$\begin{aligned}
u_{R3i}^{\text{Model}} &= \exp(-C_{R3}J_{Si}^2) u_{R4}|_{u=0} + \{1 - \exp(-C_{R3}J_{Si}^2)\} u_{R1}|_{n_p=0}, \\
\text{where } \begin{cases} u_{R1}|_{n_p=0} &= (1 - w_{PN}) u_i \sqrt{\eta_R \left\{ \varepsilon_w + k_x \left( \sqrt{1 + \frac{8k_{2p}}{\pi}} - 1 \right) \right\}^2} + (1 - \eta_R) \varepsilon_w^2 \\ u_{R4}|_{u=0} &= k_{xm} n_{Pi} D_P \sqrt{-\frac{8\eta_R k_{0m}}{\pi}} \end{cases} \quad (3.44)
\end{aligned}$$

求めた係数を Table 3.13 に示す。  $\varepsilon_w$  および  $k_x$  はそれぞれ1.1および0.6近傍の値となることが知られており<sup>[84]</sup>、Table 3.13 に示す結果もそのようになっている。また、 $k_{xm}$ はプロペラ吸い込みによる舵位置流速の増加を表す係数である。運動量理論においてはプロペラによって加速される速度はプロペラ面において半分だけ加速されるため<sup>[85]</sup>、0.5よりやや小さな値となることは妥当であると考えられる。拘束模型試験の結果とモデル式の計算結果の比較を Figure 3.11 に示す。Figure 3.11 より、モデル式はプロペラ第2から第4象限についてはそれぞれパラメータが1つのみであるにも関わらず、拘束模型試験結果との概ねの一致が確認できた。

Table 3.13 舵流入速度の前後方向成分に関する係数

Item	Value
$\varepsilon_w$	1.1959
$k_x$	0.5759
$k_{xm}$	0.2604
$C_{R2}$	10.0059
$C_{R3}$	0.7753

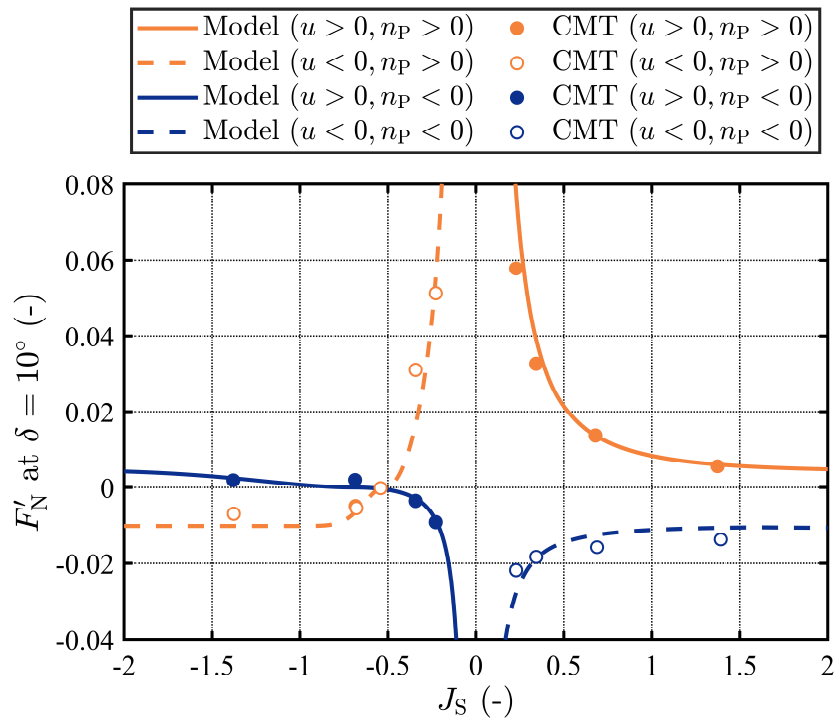


Figure 3.11 見掛けの前進係数と舵角 $10^\circ$ における無次元舵直圧力の関係

### 3.7. 斜航・旋回操舵試験

斜航・旋回操舵試験はプロペラおよび舵を装備した状態で行った。船速 $U$ は実船スケールで5 knots 相当の0.365 m/s とし、Table 3.14 に示すプロペラ回転数 $n_p$ および舵角 $\delta$ の状態  
で斜航角 $\beta$ および無次元回頭角速度 $r'$ の条件で模型船を斜航または旋回運動させた。プロペ  
ラ回転数の5.03 rps は前進速度が0.365 m/s の際の model point である。舵角の条件は同一  
の運動条件において、舵直圧力 $F_N > 0$ および $F_N < 0$ の両方の結果を得られるように舵角の  
試験条件を決めた。これは、 $F_N = 0$ となる舵角を求めるためである。また、幅広い斜航角  
において $F_N = 0$ となる舵角を求めるために、本試験に限り舵角を $35^\circ$ より大きい場合も実施  
した。さらに、舵角が $0^\circ$ の条件は有効伴流率の解析にも用いた。また、本試験ではサイド  
スラストは作動させない。

Table 3.14 斜航・旋回操舵試験の試験条件

$U$ (m/s)	$\beta$ ( $^\circ$ )	$r'$ (-)	$n_p$ (rps)	$\delta$ ( $^\circ$ )
0.365	+150	0	+5.03	-40, -35, -30
0.365	+75	0	+5.03	+40, +45, +50
0.365	+60	0	+5.03	+15, +20, +35, +30,
0.365	+45	0	+5.03	0, +10, +15, +20
0.365	+30	0	+5.03	0, +5, +10,
0.365	+20	0	+5.03	0, +5, +10
0.365	+10	0	+5.03	0, +5, +10
0.365	-10	0	+5.03	-5, 0, +5
0.365	-20	0	+5.03	-10, -5, 0
0.365	-30	0	+5.03	-10, -5, 0
0.365	-45	0	+5.03	-15, -10, -5, 0
0.365	-60	0	+5.03	-35, -30, -25
0.365	-150	0	+5.03	+30, +35, +40
0.365	0	+0.6	+5.03	0, +10, +20
0.365	0	+1.2	+5.03	0, +10, +20, +30

### 3.7.1. 運動中の有効伴流率に関する係数

推力一致法によって $w_p$ を求める．計測したプロペラ回転数 $n_p$ およびプロペラ推力 $T_p$ から(3.45)式のように推力係数 $K_T$ を求める．

$$K_T = \frac{T_p}{\rho n_p^2 D_p^4} \quad (3.45)$$

プロペラ単独特性を用いて(3.46)式の関係から前進係数 $J_D$ を求める．

$$K_T = k_{p2} J_D^2 + k_{p1} J_D + k_{p0} \quad (3.46)$$

$u_p$ を(3.47)式のように求める．

$$u_p = J_D n_p D_p \quad (3.47)$$

$w_p$ を(3.48)式のように求める．

$$w_p = 1 - \frac{u_p}{u} \quad (3.48)$$

ここで，各試験における $\beta_p$ ，算出した $w_p$ および(2.36)式で求められる $w_{p0}$ に添え字 $i$ を付けて表すこととし，試験点数を $N_{\text{data}}$ とする． $w_p$ のモデル式は(2.41)式なので，(3.49)式に示す $E_{w_p}$ が最小となるように $C_{w0}$ を求める．

$$E_{w_p} = \sum_{i=1}^{N_{\text{data}}} \left\{ \frac{w_{pi}}{w_{p0i}} - \exp(-C_{w0} \beta_{pi}^2) \right\}^2 \quad (3.49)$$

Table 3.15 に運動中の伴流率 $w_p$ に関する係数である $C_{w0}$ の値を示す．また，Figure 3.12 に拘束模型試験の結果とモデル式によって計算した結果の比較を示す．拘束模型試験の結果は船体運動による左右非対称性が見られるものの，モデル式は斜航角の大きな領域も含めて拘束模型試験結果と概ね一致していることが分かる．

Table 3.15 運動中の有効伴流率に関する係数

Item	Value
$C_{w0}$	2.4042

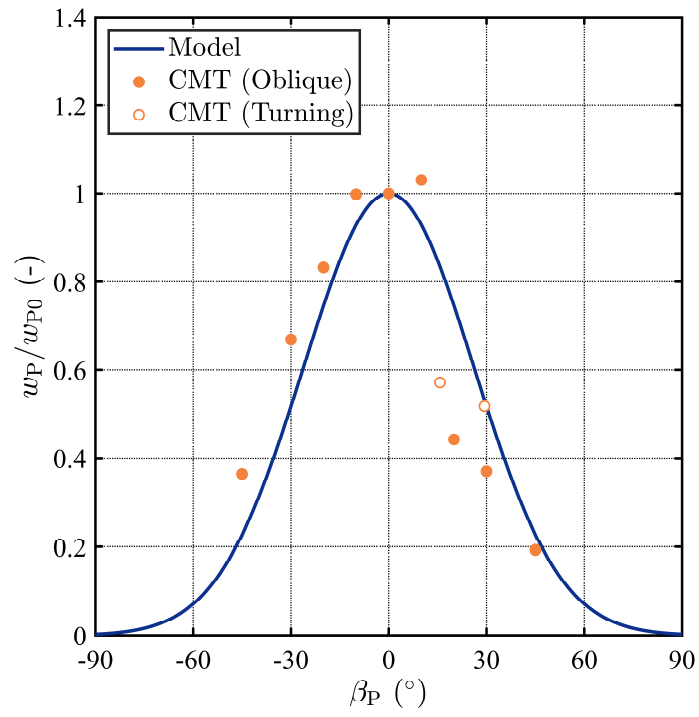


Figure 3.12 有効伴流率への斜航旋回運動影響

### 3.7.2. 舵流入速度の左右方向成分に関する係数

(2.57)式より,  $F_N = 0$ 近傍では $F_N$ は(3.50)式のように表される.

$$F_N = \frac{1}{2} \rho A_R U_R^2 f_\alpha \sin \left\{ \delta - \tan^{-1} \left( \frac{v_R}{u_R} \right) \right\} \quad (3.50)$$

拘束模型試験の結果から, 各運動状態における $F_N = 0$ となるときの $\delta$ を求める.  $F_N = 0$ となるときの $\delta$ を $\delta_0$ とすると, (3.51)式が成り立つ.

$$\sin \left\{ \delta_0 - \tan^{-1} \left( \frac{v_R}{u_R} \right) \right\} = 0 \quad (3.51)$$

(3.51)式より,  $v_R$ は(3.52)式のように求めることができる.

$$v_R = \begin{cases} u_R \tan \delta_0 = U_R \sin \delta_0 & \left( \text{for } \frac{\partial F_N}{\partial \delta} \Big|_{\delta=\delta_0} > 0 \right) \\ u_R \tan(\delta_0 - \pi) = U_R \sin(\delta_0 - \pi) & \left( \text{for } \frac{\partial F_N}{\partial \delta} \Big|_{\delta=\delta_0} < 0 \right) \end{cases} \quad (3.52)$$

ここで,  $U_R$ について考える. (3.50)式の両辺を $\delta$ で偏微分すると, (3.53)式となる.

$$\frac{\partial F_N}{\partial \delta} = \frac{1}{2} \rho A_R U_R^2 f_\alpha \cos \left\{ \delta - \tan^{-1} \left( \frac{v_R}{u_R} \right) \right\} \quad (3.53)$$

$\delta = \delta_0$ のとき, (3.51)式を考慮すると(3.54)式が成り立つ.

$$\left| \frac{\partial F_N}{\partial \delta} \right|_{\delta=\delta_0} = \frac{1}{2} \rho A_R U_R^2 f_\alpha \quad (3.54)$$

$U_R \geq 0$ なので,  $U_R$ は(3.55)式のように求めることができる.

$$U_R = \sqrt{\frac{2}{\rho A_R f_\alpha} \left| \frac{\partial F_N}{\partial \delta} \right|_{\delta=\delta_0}} \quad (3.55)$$

以上より, (3.55)式を(3.52)式に代入することで $v_R$ が求まり, さらに $\sqrt{u^2 + (v + \ell_R r)^2}$ で無次元化することで $v_R^*$ が求まる.

斜航操舵試験について,  $\beta > 0$ における試験の計測結果より得られた $\beta$ と $v_R^*$ の関係から,  $\gamma_{Rp1}$ を求める. 次に,  $\beta < 0$ における斜航操舵試験より得られた $\beta$ と $v_R^*$ の関係から,  $\gamma_{Rm1}$ および $\gamma_{Rm0}$ を求める. そして,  $\beta < 0$ 傾向から $v_{R0}^*$ を定める. ここでは,  $v_{R0}^* = 0$ とした. 最後に, (2.93)式から $\gamma_{Rp3}$ および $\gamma_{Rm3}$ を求める. 旋回操舵試験について, 斜航操舵試験で $\beta$ と $v_R^*$ の関係に対して算出した $v_R^*$ で補間することで $\beta_R$ を求める. 各試験における $u$ ,  $r$ および算出した $\beta_R$ に添え字 $i$ を付けて表すこととし, 試験点数を $N_{\text{data}}$ とする. (3.56)式に示す $E_{\ell_R}$ が最

小となるように $\ell_R$ を求める.

$$E_{\ell_R} = \sum_{i=1}^{N_{\text{data}}} \left\{ \beta_{Ri} - \tan^{-1} \left( \frac{-\ell_R r_i}{u_i} \right) \right\}^2 \quad (3.56)$$

解析によって得られた舵流入速度の左右方向成分 $v_R$ に関する係数を Table 3.16 に示す. また, Figure 3.13 に拘束模型試験の結果とモデル式によって計算した結果の比較を示す.  $-60^\circ \leq \beta \leq -45^\circ$ の範囲で若干の乖離が見られたが, 全体として概ね一致していることが確認できる.

Table 3.16 舵流入速度の左右方向成分 $v_R$ に関する係数

Item	Value
$\gamma_{Rm0}$	0.0817
$\gamma_{Rm1}$	0.3095
$\gamma_{Rm3}$	0.1537
$\gamma_{Rp1}$	0.4497
$\gamma_{Rp3}$	0.0758
$\ell_R/L$	-1.0500
$v_{R0}^*$	0.0000

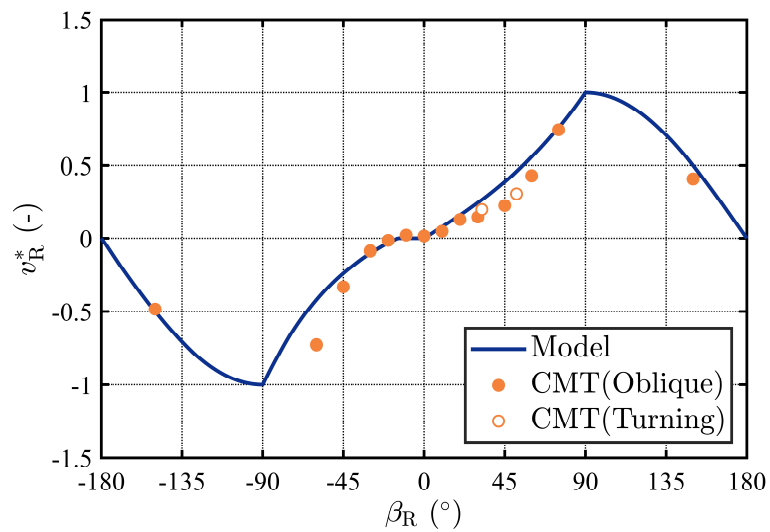


Figure 3.13 舵流入速度の左右方向成分

### 3.8. サイドスラスト前進速度影響試験

サイドスラスト前進速度影響試験はプロペラおよび舵を装備しない状態で行った。まず、停止状態で、バウスラストのみを作動させ、計測した船体横力が1.764 Nとなるバウスラストへの入力電圧を探索した。その後、バウスラストに同様の指令電圧を与え、船速を実船スケールで3 knots および5 knots 相当で模型船を直進運動させた。同様に、停止状態で、スターンスラストのみを作動させ、計測した船体横力が1.519 Nとなるスターンスラストの入力電圧を探索した。その後、スターンスラストに同様の指令電圧を与え、船速を実船3 knots および5 knots 相当で模型船を直進運動させた。以上を Table 3.4 にまとめる。

Table 3.17 サイドスラスト前進速度影響試験斜の試験条件

$u$ (m/s)	$F_r$ (-)	バウスラスト	スターンスラスト
0.000	0.000	1.764 N	-
0.219	0.036	停止時に1.764 N となる指令電圧	-
0.365	0.060	停止時に1.764 N となる指令電圧	-
0.000	0.000	-	1.519 N
0.219	0.036	-	停止時に1.519 N となる指令電圧
0.365	0.060	-	停止時に1.519 N となる指令電圧

サイドスラスト試験では、プロペラおよび舵は装備されておらず、 $\dot{u} = \dot{v} = 0$ ,  $\dot{r} = 0$ ,  $v = 0$ ,  $r = 0$ なので、バウスラストのみが作動している場合、 $Y_B$ は計測した船体左右力 $Y_E$ を用いて(3.57)式のように表される。

$$Y_B = Y_E \quad (3.57)$$

停止時に計測された $Y_E$ を $T_B$ と見なし、各フルード数におけるデータに添え字 $i$ を付け、試験数を $N_{\text{data}}$ とすると、(3.60)式に示す $E_{T_B}$ が最小となるように $a_B$ を求める。

$$E_{T_B} = \sum_{i=1}^{N_{\text{data}}} \left\{ \frac{Y_{Bi}}{T_B} - \exp(-a_B |F_{ri}|) \right\}^2 \quad (3.58)$$

同様にスターンスラストのみが作動している場合、 $Y_S$ は計測した船体左右力 $Y_E$ を用いて(3.59)式のように表される。

$$Y_S = Y_E \quad (3.59)$$



停止時に計測された $Y_E$ を $T_S$ と見なし、各フルード数におけるデータに添え字 $i$ を付け、試験数を $N_{\text{data}}$ とすると、(3.60)式に示す $E_{T_S}$ が最小となるように $a_S$ を求める。

$$E_{T_S} = \sum_{i=1}^{N_{\text{data}}} \left\{ \frac{Y_{Si}}{T_S} - \exp(-a_S |F_{ri}|) \right\}^2 \quad (3.60)$$

解析によって得られた $a_B$ および $a_S$ を Table 3.18 に示す。拘束模型試験の結果とモデル式によって計算した結果の比較を Figure 3.14 に示す。拘束模型試験の計測点数がやや少ないが、モデル式は概ね拘束模型試験の結果の傾向を捉えていることが分かる。

藤野らの調査<sup>[52]</sup>ではバウスラスタ推力は前進速度がある場合に大きく低下し、スターンスラスタ推力は増加傾向になるとされている。しかし、Figure 3.14 より、本船においてはバウスラスタ推力への前進速度の影響は小さく、スターンスラスタ推力は減少傾向となった。船型の依存が大きいことが考えられるが、スターンスラスタを有する船を対象とした調査はかなり少なく、今後も調査が必要と考えられる。

Table 3.18 サイドスラスタの有効推力への前進速度影響に関する係数

Item	Value
$a_B$	1.2378
$a_S$	3.3657

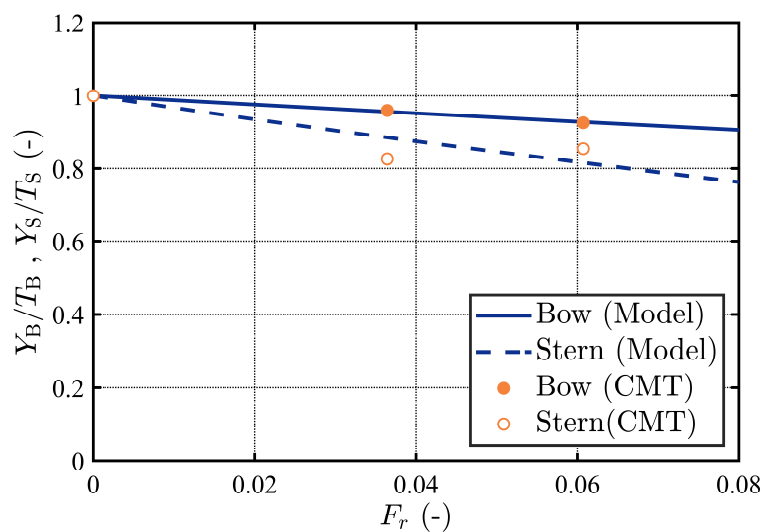


Figure 3.14 サイドスラスタ有効推力への前進速度影響

### 3.9. 結言

本章では、第 2 章で示した操縦運動モデルに含まれる各種係数を、拘束模型試験により求めた。拘束模型試験としては、その場回頭試験、斜航旋回運動試験、停止・直進試験、荷重度変更直進操舵試験、斜航・旋回操舵試験、サイドスラスト前進速度影響試験を実施した。また、拘束模型試験の計測結果と、算出した係数を用いた操縦運動モデルのモデル式による計算結果を比較した。以下にその結果とまとめる。

- 船体に働く流体力については、拘束模型試験の計測値とモデル式による計算結果が概ね一致することを確認した。
- 有効伴流率のプロペラ荷重度影響については、プロペラ第 1 象限において、拘束模型試験とモデル式の結果が概ね一致することを確認した。一方、プロペラ第 3 象限については、今回の試験では検証できていない。また、有効伴流率に対する斜航旋回影響については、拘束模型試験では斜航運動に対する左右非対称性が認められたが、モデル式ではこれを再現できない。しかしながら、拘束模型試験結果とモデル式による計算結果は概ねの一致を確認した。
- プロペラによる前後方向の力では、プロペラ第 1～4 象限の特性を良好に捉えることができた。ただし、今回の試験条件は比較的大きなプロペラ回転数の領域に限られており、より大きなプロペラ前進係数の領域における精度を検証するためには、追加試験が必要となる。
- プロペラによる左右方向の力および回頭モーメントについては、拘束模型試験の一部で複雑な挙動が見られたが、モデル式は概ねの傾向を捉えていることを確認した。
- 舵力増加係数の荷重度影響については、プロペラ第 1 象限において良好な一致が得られた。ただし、プロペラ第 3 象限については、今回の試験では検証を行っていない。
- 舵直圧力係数については、後進での失速時の挙動において、Lindenburg の式<sup>[79]</sup>を適用しても完全な再現はできなかった。しかし、標準的な MMG モデル<sup>[25]</sup>で使用される藤井の式<sup>[47]</sup>に比べると失速以降の特性をより良く捉えていることを確認した。
- 舵流入速度の前後方向成分については、プロペラ第 4 象限においてやや差異が見られたものの、拘束模型試験の計測結果とモデル式による計算結果は概ね一致することを確認した。
- 舵流入速度の左右方向成分については、斜航角が $-60^{\circ} \sim -45^{\circ}$ の範囲で若干の乖離が見られたが、全体としては、拘束模型試験結果とモデル式の一致を確認した。
- サイドスラスト有効推力への前進速度影響については、拘束模型試験の計測値とモデル式による計算結果が概ね一致することを確認した。

ル式による計算結果が概ね一致することを確認した。ただし、今回の試験では後進時における確認はできていない。また、スターンスラストへの前進速度影響は藤野らの調査<sup>[52]</sup>と異なる傾向となっており、複数の船型における更なる調査が必要と考えられる。

## 4. 自由航走模型試験と操縦運動モデルの検証

### 4.1. 緒言

本章では、第2章で定式化を示した操縦運動モデルと第3章で求めた係数を用いた操縦運動シミュレーション計算と自由航走模型試験の結果を比較し、操縦運動モデルの妥当性を検証する。操縦運動モデルはプロペラ回転数や舵角といったアクチュエータの指令値を入力とし、船体運動を出力するシステムである。妥当性の検証においてはシミュレーションと自由航走試験に対して同一のアクチュエータの指令値を与え、その時の船体運動を比較することとした。そのため、操船はフィードバック制御を用いないものに限定した。これは、フィードバック制御を行うとシミュレーションと自由航走試験の船体運動のわずかな差でアクチュエータの指令値も変化し、操縦運動モデルそのものの妥当性を評価しにくくなることを防止するためである。

具体的には、加速旋回試験、プロペラ逆転停止試験、サイドスラスト試験の3種類の試験について比較を行う。加速旋回試験は基本的な運動であり、船体停止状態を含むことが特徴の1つである。プロペラ逆転停止試験も基本的な操船であり、プロペラ逆転時の船体運動の検証のために実施する。プロペラ逆転停止試験では、停止後の後進運動を含めるとプロペラ作動状態は第1象限、第3象限、第4象限と変動する。また、プロペラ逆転時の舵効きを調査するために、舵角は $0^\circ$ のみではなく、 $\pm 20^\circ$ での試験も行った。サイドスラスト試験では、プロペラと舵による操船では生じないような、低速域特有の大斜航状態を含む船体運動の検証のために実施した。さらに、様々な船体運動状態と遭遇するために、初期速度を与えプロペラは逆転することとした。

## 4.2. 自由航走模型試験の概要

自由航走模型試験 (Free-Running Model Test, FRMT) をジャパン マリンユナイテッド株式会社の運動性能水槽<sup>[83]</sup>にて実施した。Figure 4.1 に自由航走模型試験における試験機材の概略図を、Figure 4.2 に試験時の写真を示す。模型船には、それぞれプロペラ、バウスラスタ、スターンスラスタを作動させるモーターが装備されている。さらに、模型船には陸上のコンピュータに無線で接続できるオンボードコンピュータが搭載されており、陸上からの遠隔操作が可能となっている。試験が開始すれば、オンボードコンピュータから指令値が各アクチュエータに送信される。また、オンボードコンピュータは、タコメータで測定されたプロペラ回転数、ロータリーエンコーダで測定された舵角、ジャイロスコープで測定された方位角と回頭角速度のセンサー信号を記録する。サイドスラスタの回転数や推力は直接測定していない。代わりに、停止状態での CMT 中に船体に特定の横方向の力を与えるために必要な電圧に基づいて入力信号を与えた。

船位を計測するために、模型船の重心の上部に反射プリズムを取り付け、陸上にはトータルステーションを設置する<sup>[86]</sup>。測量機器であるトータルステーションは、反射プリズムを自動的に追跡し、その位置を継続的に測定する。

自由航走模型試験では、最初に模型船を曳引車に接続し、所定の速度まで加速する。所定の速度に達すると、模型船は曳引車から切り離され、自由に運動できるようになる。その後、所定の操船を行う。アクチュエータ変動速度は Table 2.3 に示すように設定され、指令信号はこれらの速度でのランプ関数状に変化する。試験中には、船の位置、方位角、回頭角速度、プロペラ回転数および舵角が測定される。

試験終了後、オンボードコンピュータで記録されたデータとトータルステーションの計測データを同期する。速度成分 $\dot{x}_0$ と $\dot{y}_0$ は、位置データを数値微分することで得られる。また、方位角のデータを利用することで、前進速度 $u$ と横流れ速度 $v$ を求めることができる。さらに、ジャイロスコープから取得した方位角とトータルステーションからの位置データは、試験開始位置がゼロとなるように修正する。

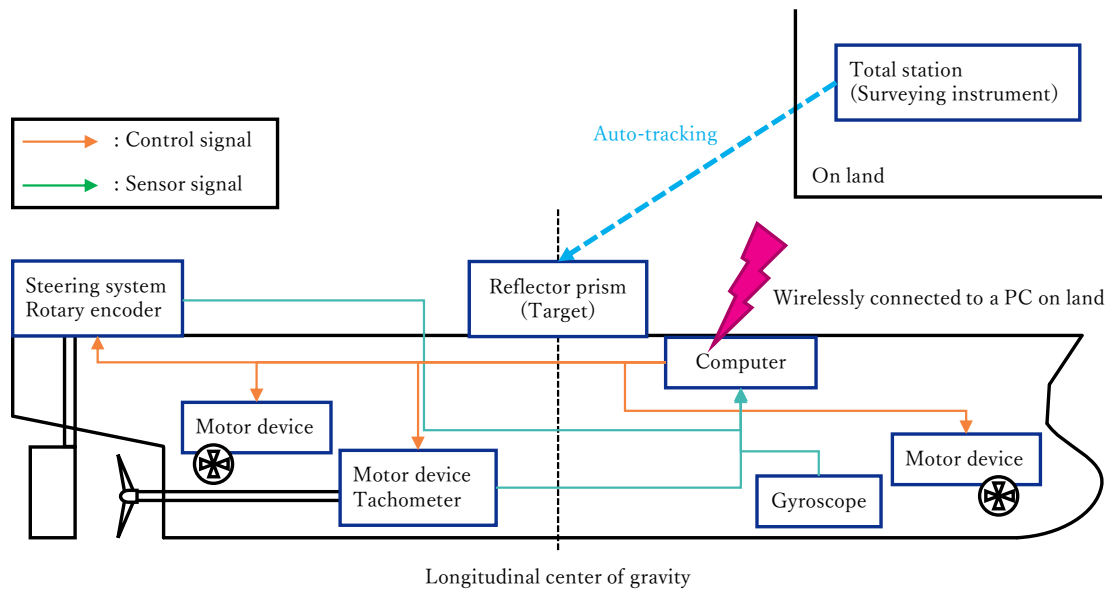


Figure 4.1 自由航走模型試験の概略



Figure 4.2 自由航走模型試験の様子

### 4.3. 加速旋回試験

加速旋回試験では，初期状態を $U = 0 \text{ m/s}$ ， $r = 0^\circ/\text{s}$ ， $\delta = 0^\circ$ ， $n_p = 0 \text{ rps}$ ， $T_B = T_S = 0 \text{ N}$ とした．試験開始と同時に，プロペラ回転数を $0 \text{ rps}$  から $+4.9 \text{ rps}$  まで増加させ， $+4.9 \text{ rps}$  に達した後は一定に保った．また，プロペラ回転数の増加と同時に，舵角を $0^\circ$  から所定の値へと変化させ，所定の値に達した後は一定に保った．所定の舵角の値は $-35^\circ$ ， $-20^\circ$ ， $+35^\circ$ ， $+20^\circ$ とした．加速旋回試験では，サイドスラストは常に停止状態とした．プロペラ回転数および舵角の変動速度はそれぞれ Table 2.3 に示す $\dot{n}_{p\max}$ および $\dot{\delta}_{\max}$ とした．

舵角が $+35^\circ$ ， $+20^\circ$ ， $-35^\circ$ および $-20^\circ$ のときの自由航走試験とシミュレーション計算の比較をそれぞれ Figure 4.3，Figure 4.4，Figure 4.5 および Figure 4.6 に示す．航跡の図には $30 \text{ s}$  毎に船体の様子を描画している．

いずれの舵角においてもシミュレーション計算の船速，斜航角および回頭角速度については自由航走試験と良好に一致している．航跡および方位角については差異が見られる場合がある．航跡および方位角は速度または角速度の積分値であるが，低速条件下で長時間の運動を行う中で速度および角速度に生じた僅かな差により発生していると考えられる．

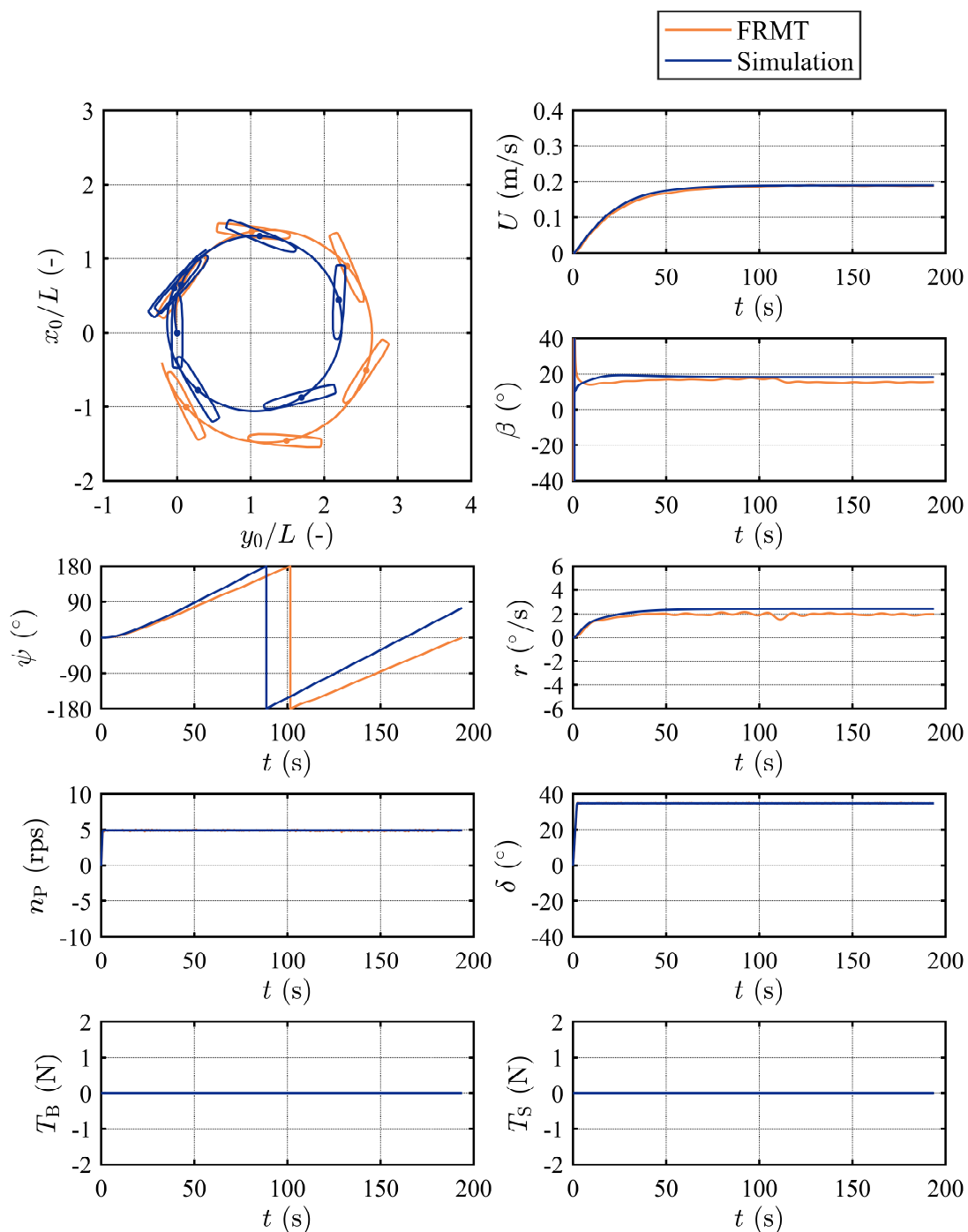


Figure 4.3 加速旋回試験におけるシミュレーションと自由航走試験の比較  
 $(n_p = +4.9 \text{ rps}, \delta = 0^{\circ} \rightarrow +35^{\circ}, T_B = 0 \text{ N}, T_S = 0 \text{ N})$



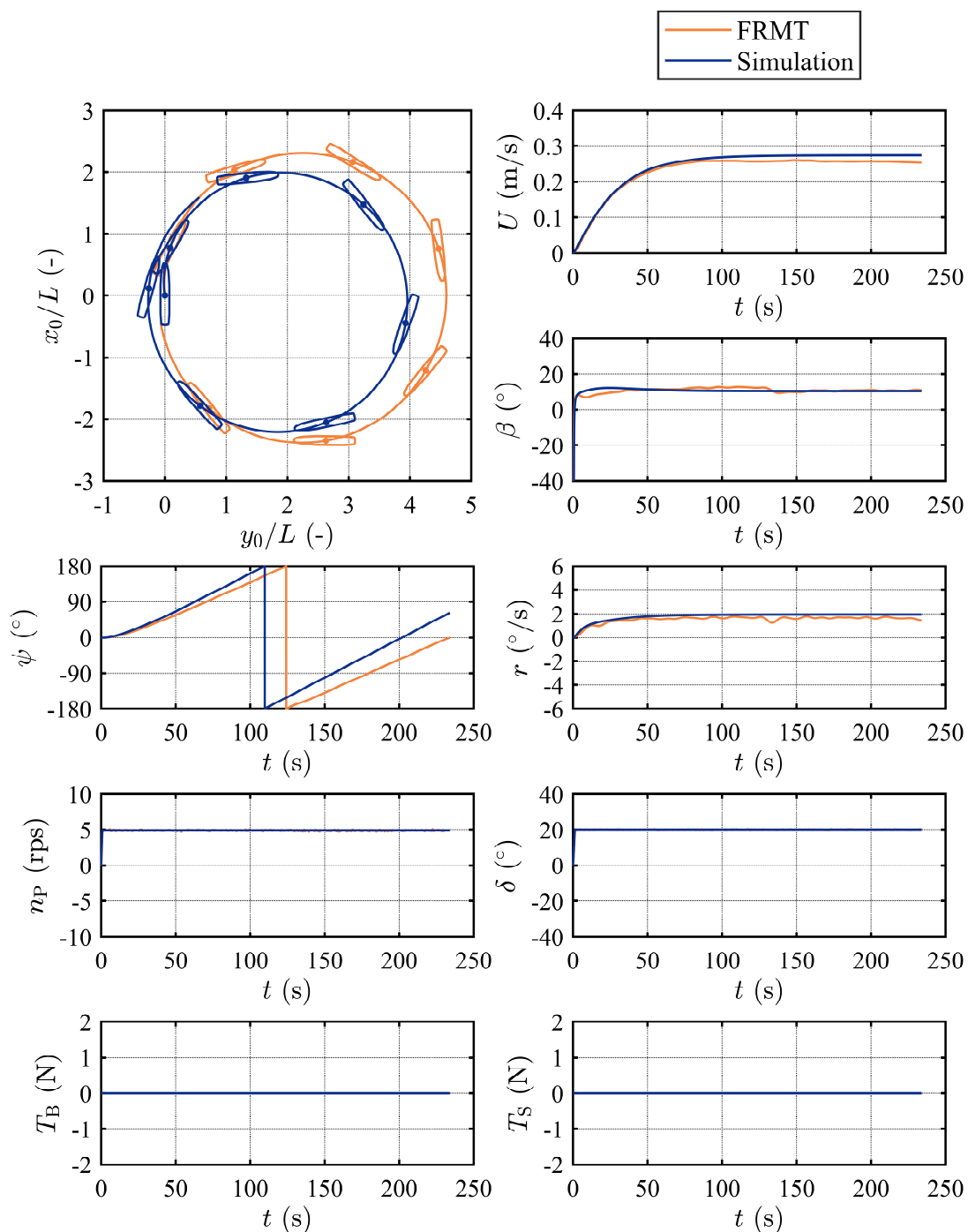


Figure 4.4 加速旋回試験におけるシミュレーションと自由航走試験の比較  
 $(n_p = +4.9 \text{ rps}, \delta = 0^\circ \rightarrow +20^\circ, T_B = 0 \text{ N}, T_S = 0 \text{ N})$

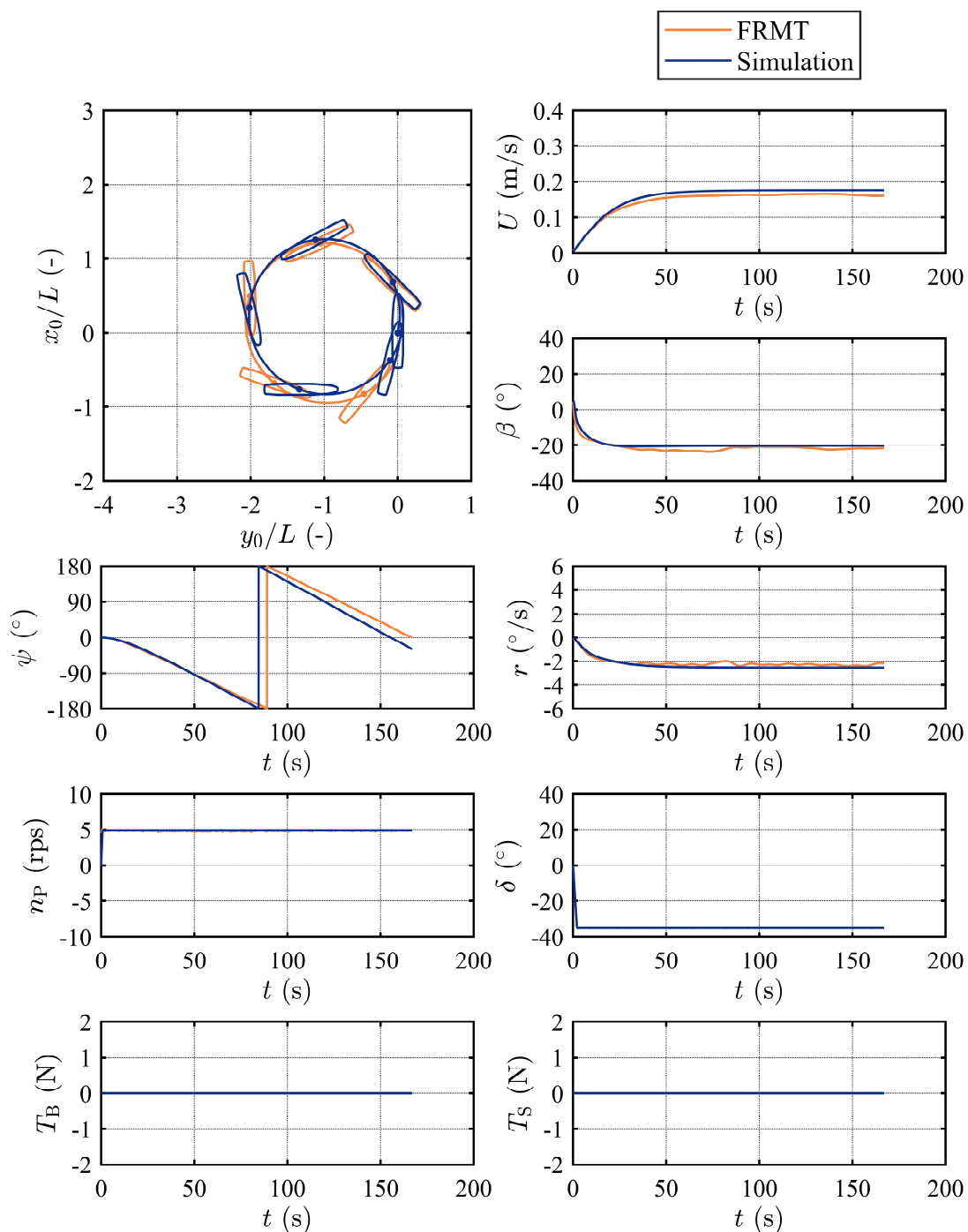


Figure 4.5 加速旋回試験におけるシミュレーションと自由航走試験の比較  
 $(n_p = +4.9 \text{ rps}, \delta = 0^\circ \rightarrow -35^\circ, T_B = 0 \text{ N}, T_S = 0 \text{ N})$

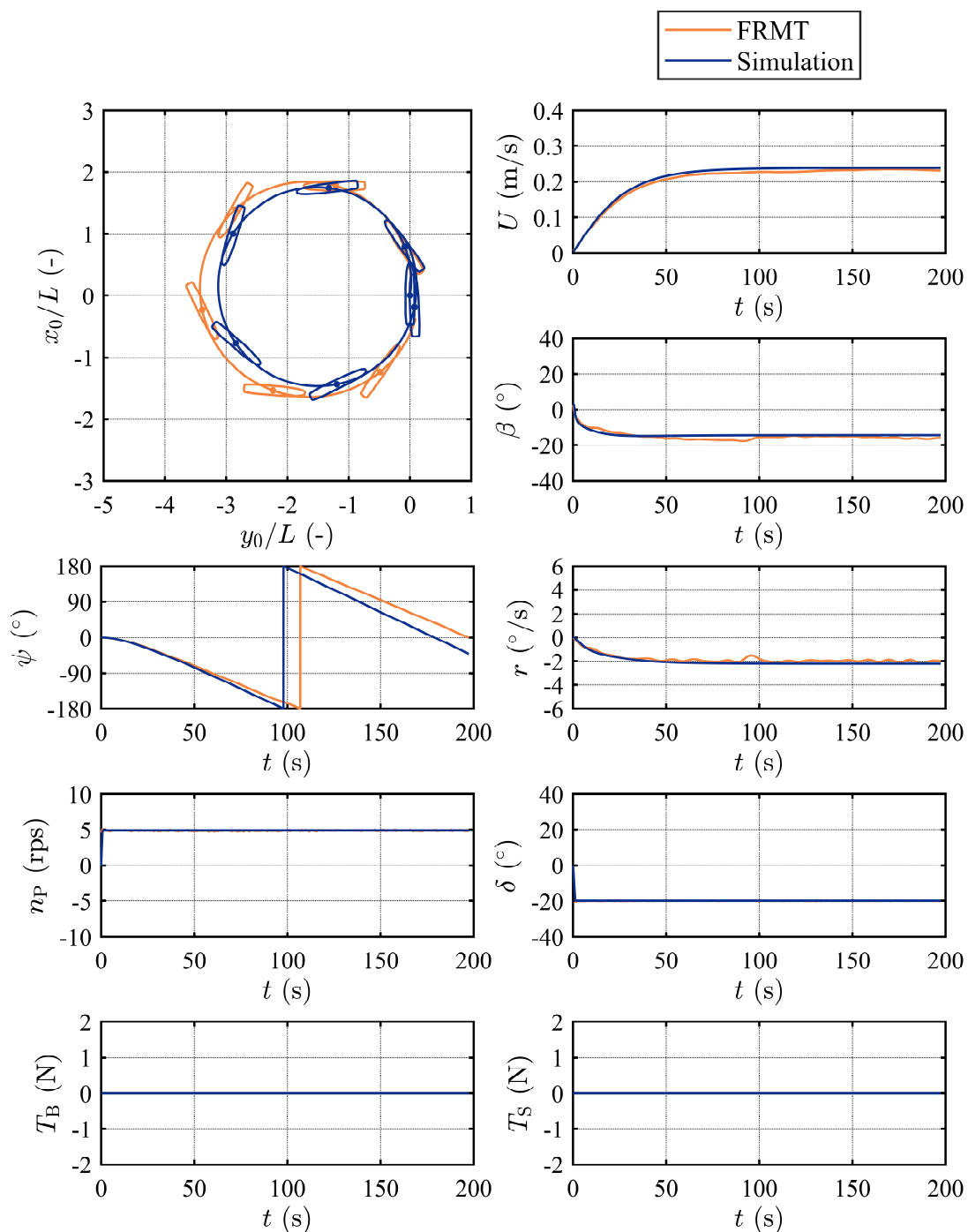


Figure 4.6 加速旋回試験におけるシミュレーションと自由航走試験の比較  
 $(n_P = +4.9 \text{ rps}, \delta = 0^\circ \rightarrow -20^\circ, T_B = 0 \text{ N}, T_S = 0 \text{ N})$

## 4.4. プロペラ逆転停止試験

プロペラ逆転停止試験では、初期状態を船速5 knots 相当での直進つり合い状態とする。このとき、 $U = 0.365 \text{ m/s}$ ,  $r = 0 \text{ }^\circ/\text{s}$ ,  $\delta = 0^\circ$ ,  $n_p = 4.9 \text{ rps}$ ,  $T_B = T_S = 0 \text{ N}$  である。試験開始と同時に、プロペラ回転数を+4.9 rps から-4.9 rps へと変化させ、-4.9 rps に到達した後は一定に保った。舵角は $0^\circ$ の条件に加え、プロペラ逆転と同時に舵角を $0^\circ$ から $-20^\circ$ または $+20^\circ$ へ変化させる条件でも実施した。プロペラ回転数および舵角の変動速度はそれぞれ Table 2.3 に示す $\dot{n}_{p\max}$ および $\dot{\delta}_{\max}$ とした。

舵角が $0^\circ$ ,  $+20^\circ$ および $-20^\circ$ のときの自由航走試験とシミュレーション計算の比較をそれぞれ Figure 4.7, Figure 4.8 および Figure 4.9 に示す。航跡の図には20 s 毎に船体の様子を描画している。

シミュレーション計算の回頭角速度および方位角は、自由航走模型試験と異なる部分がある。回頭運動はプロペラおよび舵によって発生する回頭モーメントに起因して発達する。これらの回頭モーメントは微小な値であり、停止試験中の回頭角速度や方位角を定量的に再現するためには十分は精度に達していない。一方で、船速およびヘッドリーチは、いずれの舵角条件の場合も自由航走試験の結果と良好に一致している。また、 $\delta = -20^\circ$ および $\delta = +20^\circ$ のときには $\delta = 0^\circ$ のときに対してそれぞれ右舷側および左舷側に進む傾向を再現できている。さらに、舵角を左右どちらに取った場合でも、正の方位角で後進するという定性的な状況を捉えることができています。以上より、操縦運動モデルは一部で精度の不足があるものの、大局的には自由航走試験を再現できていると言える。

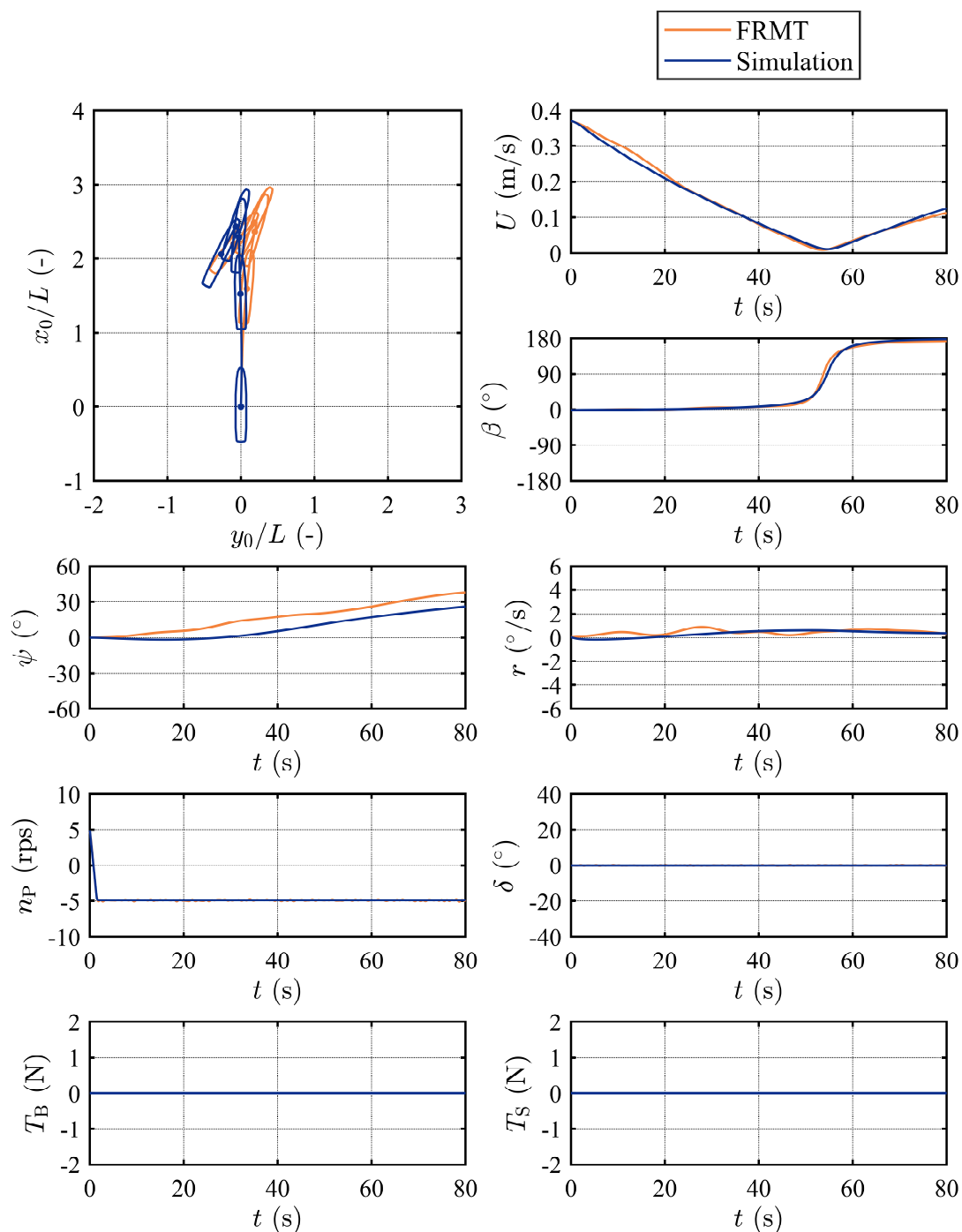


Figure 4.7 プロペラ逆転停止試験におけるシミュレーションと自由航走試験の比較  
 $(n_P = +4.9 \rightarrow -4.9 \text{ rps}, \delta = 0^\circ, T_B = 0 \text{ N}, T_S = 0 \text{ N})$

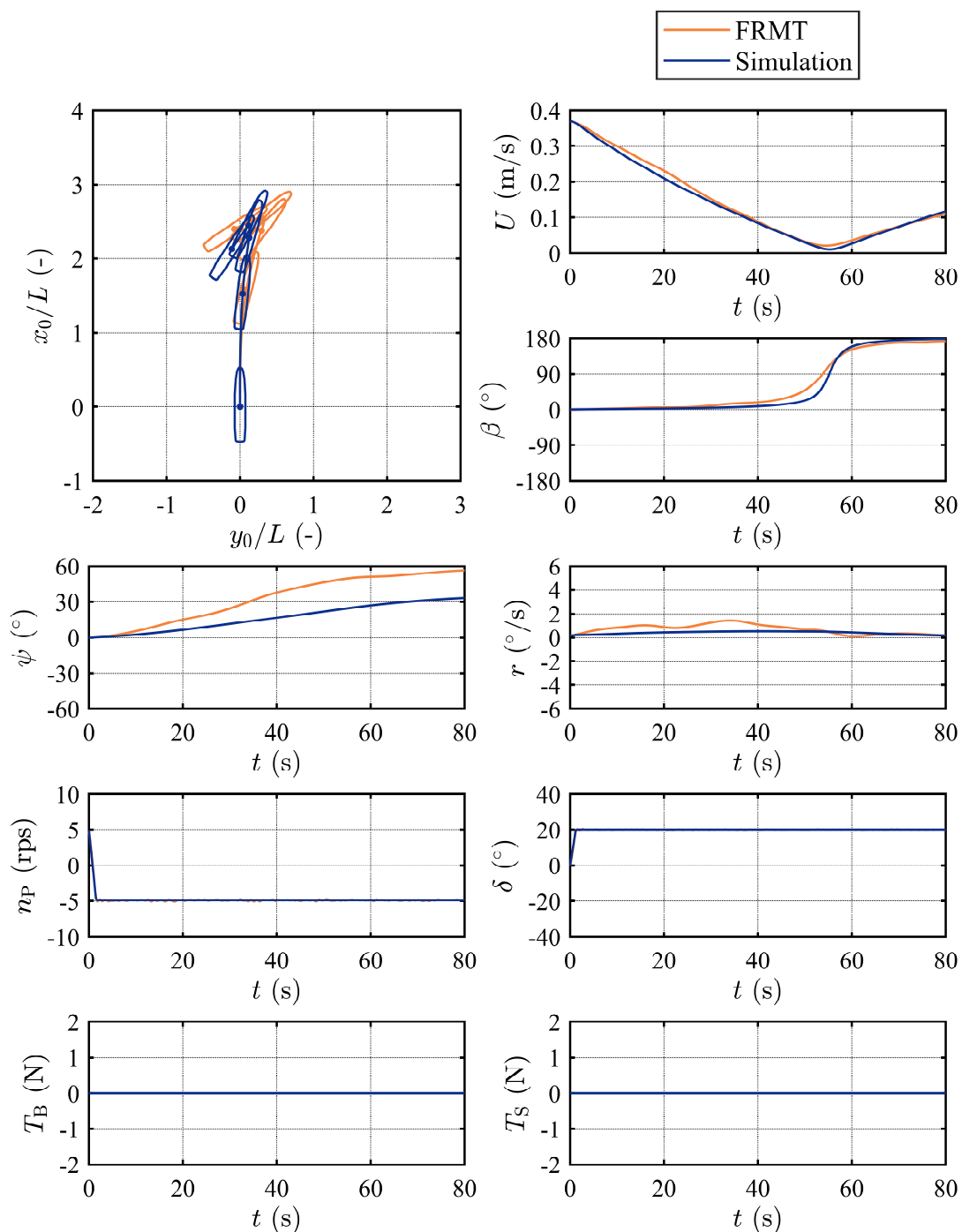


Figure 4.8 プロペラ逆転停止試験におけるシミュレーションと自由航走試験の比較  
 $(n_p = +4.9 \rightarrow -4.9 \text{ rps}, \delta = 0^\circ \rightarrow +20^\circ, T_B = 0 \text{ N}, T_S = 0 \text{ N})$

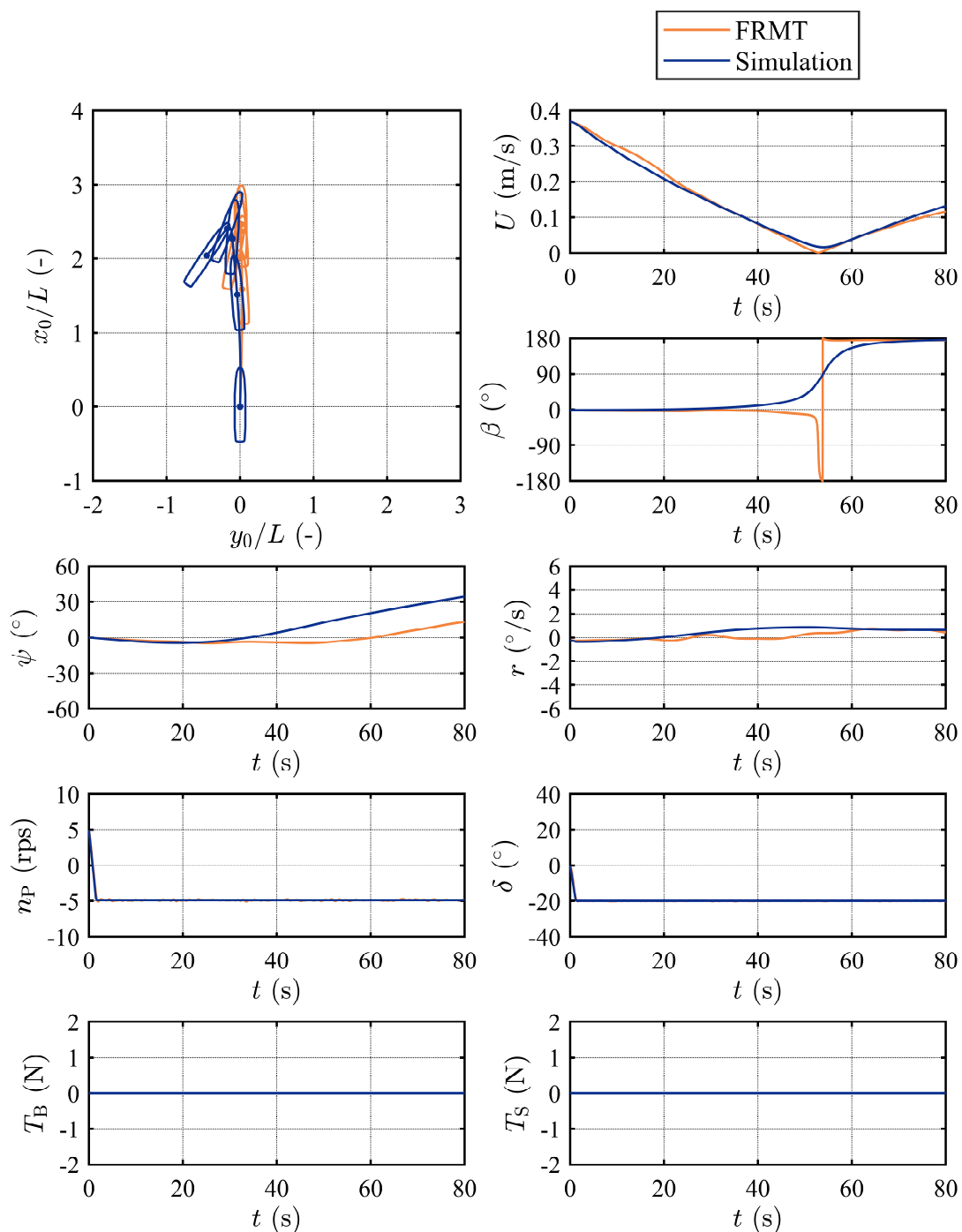


Figure 4.9 プロペラ逆転停止試験におけるシミュレーションと自由航走試験の比較  
 $(n_p = +4.9 \rightarrow -4.9 \text{ rps}, \delta = 0^\circ \rightarrow -20^\circ, T_B = 0 \text{ N}, T_S = 0 \text{ N})$

## 4.5. サイドスラスト試験

サイドスラスト試験では、サイドスラストの使用に加えて、模型船が様々な運動状態に遭遇するように初期速度を与え、さらにプロペラ逆転操作を行った。具体的には初期条件は  $U = 0.300 \text{ m/s}$ ,  $r = 0^\circ/\text{s}$ ,  $\delta = 0^\circ$ ,  $n_p = +4.9 \text{ rps}$ ,  $T_B = T_S = 0 \text{ N}$  であり、試験開始と同時にプロペラ回転数を  $+4.9 \text{ rps}$  から  $-4.9 \text{ rps}$  へ変動させ  $-4.9 \text{ rps}$  に達したら一定値とした。サイドスラストの使用により舵には様々な流入角が生じると考え、操舵は行わなかった。プロペラ回転数の変化と同時に、バウスラストおよびスターンスラストに停止状態から所定の指令電圧を与えた。所定の電圧は、停止時においてバウスラスト推力  $+1.764 \text{ N}$ ・スターンスラスト推力  $-1.519 \text{ N}$  に相当するケースと、バウスラスト推力  $+1.764 \text{ N}$ ・スターンスラスト推力  $+1.519 \text{ N}$  に相当するケースの2通りとした。プロペラ回転数、バウスラスト推力およびスターンスラスト推力の変動速度はそれぞれ Table 2.3 に示す  $\dot{n}_{p\max}$ ,  $\dot{T}_{B\max}$  および  $\dot{T}_{S\max}$  とした。

Figure 4.10 に、バウスラスト推力  $+1.764 \text{ N}$ ・スターンスラスト推力  $-1.519 \text{ N}$  場合を示す。Figure 4.11 にバウスラスト推力  $+1.764 \text{ N}$ ・スターンスラスト推力  $+1.519 \text{ N}$  の場合を示す。航跡の図には  $30 \text{ s}$  毎に船体の様子を描画している。

Figure 4.10 では、斜航角が  $0^\circ$  から  $180^\circ$  まで変動する複雑な運動が発生したが、シミュレーション計算と自由航走試験の結果は概ね一致している。Figure 4.11 では、試験開始直後の回頭角速度にわずかな差異が見られる。この差異がその後の方位角や航跡に影響を及ぼしたと考えられる。この差異については、スラスト推力をゼロから所定値に到達させる際、バウスラストとスターンスラストおよびプロペラ回転数の間で僅かなタイミングのずれが生じた可能性が否めない。また、現在のサイドスラストスラストの有効推力のモデル式は、斜航や旋回運動の影響を考慮していないため、これらの影響を取り入れることでシミュレーション精度が向上する可能性がある。それでも試験開始直後の差異を除けば、 $U$ ,  $\beta$  および  $r$  のシミュレーション計算と自由航走試験の結果は概ね一致している。



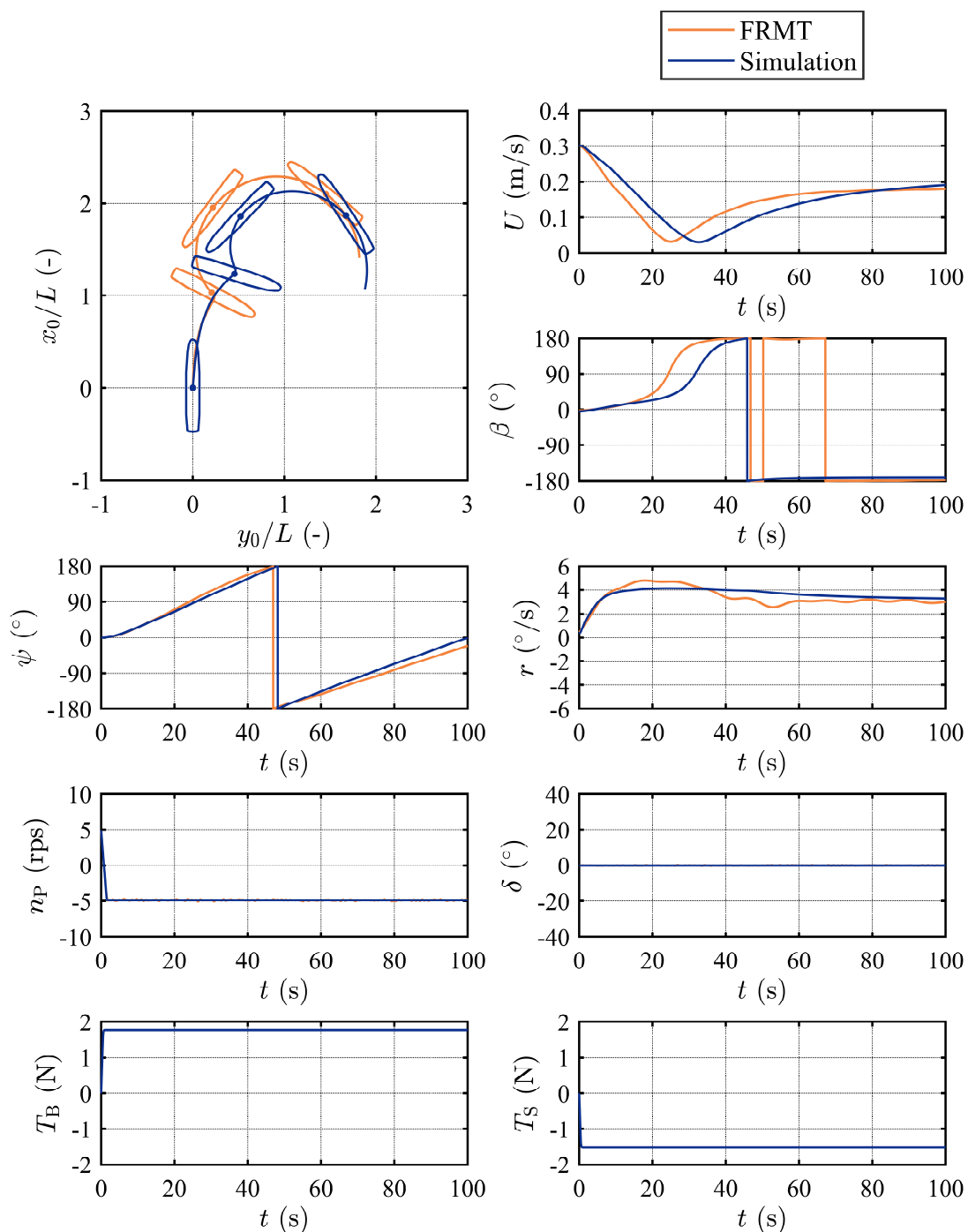


Figure 4.10 サイドスラスト試験におけるシミュレーションと自由航走試験の比較  
 $(n_p = +4.9 \rightarrow -4.9 \text{ rps}, \delta = 0^\circ, T_B = 0 \rightarrow +1.764 \text{ N}, T_S = 0 \rightarrow -1.519 \text{ N})$

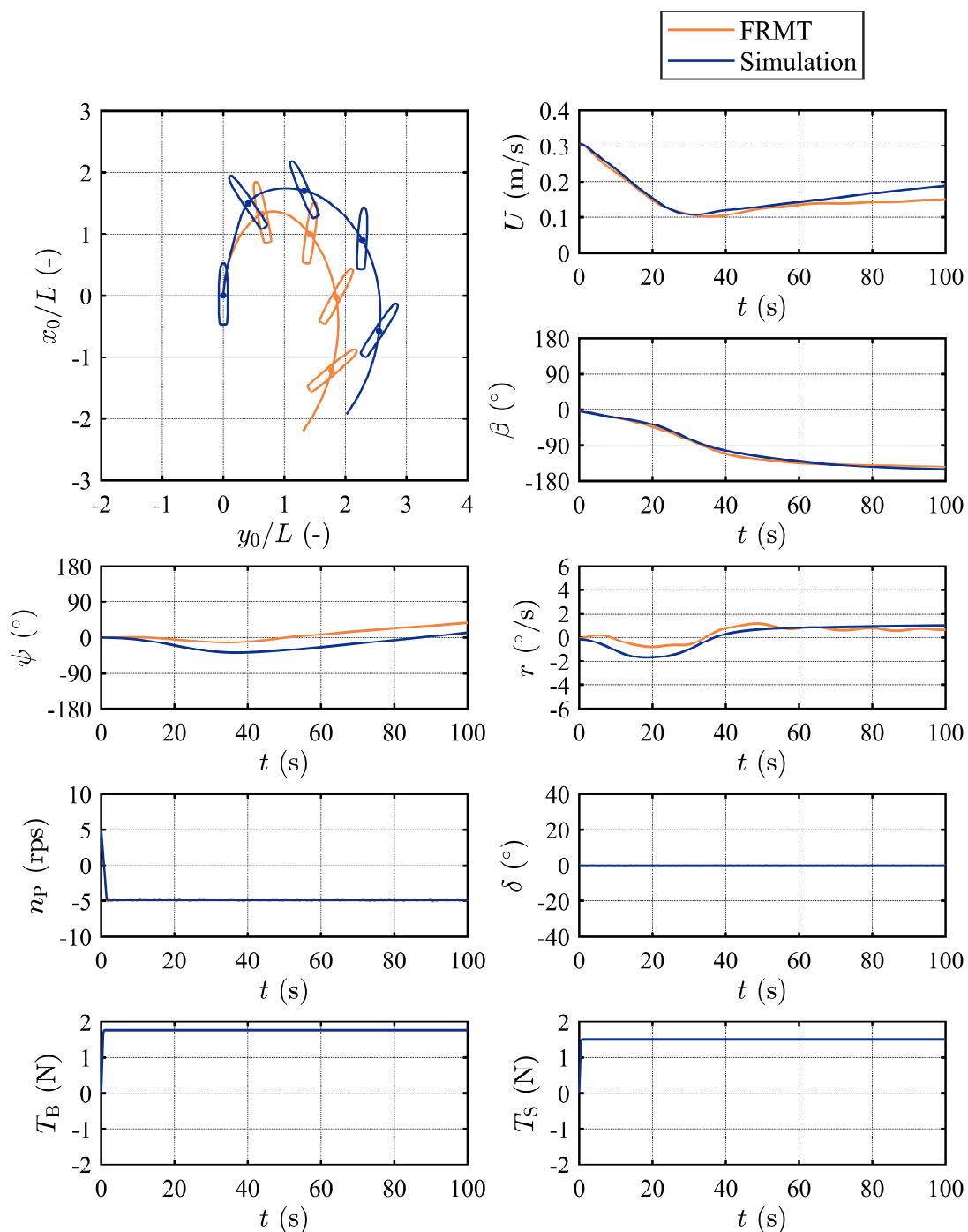


Figure 4.11 サイドスラスト試験におけるシミュレーションと自由航走試験の比較  
 $(n_p = +4.9 \rightarrow -4.9 \text{ rps}, \delta = 0^\circ, T_B = 0 \rightarrow +1.764 \text{ N}, T_S = 0 \rightarrow +1.519 \text{ N})$

## 4.6. 結言

本章では、操縦運動モデルの妥当性を検証するために、操縦運動シミュレーションと自由航走模型試験の結果を比較した。自由航走模型試験としては、加速旋回試験、プロペラ逆転停止試験およびサイドスラスト試験を行った。サイドスラスト試験では、様々な運動状態と遭遇するように、サイドスラストの使用だけでなく、初期船速を与えプロペラを逆転させた。これらは、プロペラ第1象限、第3象限、第4象限の状態や斜航角が $0^{\circ} \sim 180^{\circ}$ となる運動状態が含まれており、全ての船体運動およびアクチュエータ作動状態ではないものの、幅広い船体運動状態での調査となっている。以下に比較結果の概要を示す。

- 加速旋回試験のシミュレーション結果について、航跡および方位角は自由航走試験結果とやや違いが見られたが、船速、斜航角および回頭角速度については良好に一致していた。航跡および方位角の差異は、低速条件下で長時間の運動を行う中で速度および角速度に生じた僅かな差により発生していると考えられる。
- プロペラ逆転停止試験のシミュレーション結果について、回頭角速度および方位角は自由航走試験結果とやや差異が見られたものの、船速およびヘッドリーチは自由航走試験結果と良好に一致しており、実用上十分な精度と考えられる。また、プロペラ逆転時における操舵による影響も定性的には捉えることができている。
- サイドスラスト試験のシミュレーション結果について、複雑な操船条件下であり、一部には自由航走試験結果と乖離が見られたが、概ねの一致を確認した。サイドスラストスラストの有効推力のモデル式は、斜航や旋回運動の影響を考慮していないため、これらの影響を取り入れることでシミュレーション精度が向上する可能性がある。

## 5. 自動着棧操船のための着棧航路計画

### 5.1. 緒言

本章では、非線形モデル予測制御で追従するための参照経路を事前に作成する。ここでの参照経路とは、 $x_0$ ,  $y_0$ および $\psi$ の時系列を意味する。 $x_0$ ,  $y_0$ および $\psi$ の時系列を追従することは、これらの微分および座標変換で求められる $u$ ,  $v$ および $r$ も追従できると考え、速度および角速度については参照値を陽に設定しないこととした。

参照経路の構築については、拘束条件付きの最適制御問題として考えることとした。最適制御問題として定式化するには評価関数の設定が必要となる。正司ら<sup>[7]</sup>や Miyauchi et al.<sup>[87]</sup>は最短時間問題を基本とした定式化を行っている。最短時間問題とすることで、一意の最適化を持つような問題として扱いやすい。本研究でも、最短時間問題を解くことで参照経路を構築することとした。その際、第2章および第3章で構築した操縦運動モデルを用いたシミュレーションによって行った。ただし、最短時間問題の解は一般にアクチュエータの最大能力を使用した bang-bang 制御となりやすい。これにより、船速が大きくなりすぎるなどの安全性に欠ける参照経路となったり、外乱等によって追従制御中に発生した偏差を補正できなくなったりするなどの問題が考えられる。そこで、入港から着棧までの間に waypoint を設定し、その waypoint においては船速を設定することとした。このようにすることで、むやみに船速が大きくなることを防止する。さらに、アクチュエータの最大能力に対して余裕を持たせて参照経路を探索した。これにより、頑健な追従制御が可能となることが期待できる。

## 5.2. 着棧航路計画

ここでは、以下の①～③の着棧航路計画を例として参照経路を考えることとした。①は入港時を想定したものであり、本問題の初期条件となる。②は人為的に定めた waypoint である。③は最終的な着棧状態である。①～③の各状態を Figure 5.1 に示す。また、Figure 5.1 には今回想定している岸壁の位置についても示す。

- ① 初期状態を点 $P = (x_0/L, y_0/L) = (-4.360, 4.228)$ ,  $\psi = -55^\circ$ で船速7 knots 相当(模型船速0.511 m/s)の直進つり合い状態とする。ただし,  $\delta$ ,  $T_B$ および $T_S$ はゼロとする。
- ② 点 $Q = (x_0/L, y_0/L) = (-1.500, 0.7500)$ の位置を $\psi = -70^\circ$ および船速を2 knots 相当(模型船速0.146 m/s)で通過する。
- ③ 点 $R = (x_0/L, y_0/L) = (0, 0)$ の位置で,  $\psi = -180^\circ$ の状態で停止する。その際,  $n_P$ ,  $T_B$ および $T_S$ はゼロとする。

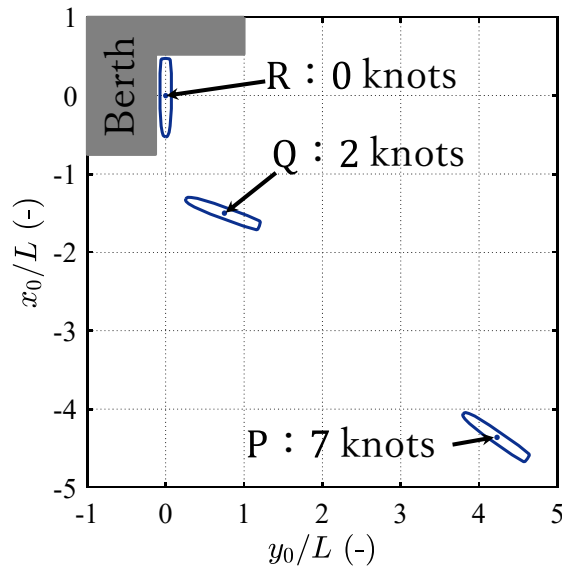


Figure 5.1 着棧計画

### 5.3. 最短時間制御問題の定式化

参照経路の構築は、第2章に示した操縦運動モデルと第3章で求めた係数等を用いて、大津の手法<sup>[88]</sup>を基に最短時間制御によるシミュレーションにて行う。まず、状態量 $\xi$ を(5.1)式のように定義する。

$$\xi = [x_0 \ y_0 \ \psi \ u \ v \ r \ n_p \ \delta \ T_B \ T_S]^\top \quad (5.1)$$

ここで、 $\xi$ について考える。 $\dot{x}_0$ ,  $\dot{y}_0$ および $\dot{\psi}$ は(5.2)式のように表される。

$$\begin{cases} \dot{x}_0 = u \cos \psi - v \sin \psi \\ \dot{y}_0 = u \sin \psi + v \cos \psi \\ \dot{\psi} = r \end{cases} \quad (5.2)$$

また、 $\dot{u}$ ,  $\dot{v}$ および $\dot{r}$ は運動方程式である(2.8)式より(5.3)式のように表される。

$$\begin{cases} \dot{u} = \frac{mvr + X}{m + m_x} \\ \dot{v} = \frac{-mur + Y}{m + m_y} \\ \dot{r} = \frac{N}{I_{zz} + J_{zz}} \end{cases} \quad (5.3)$$

操舵速度である $\dot{\delta}$ は、1次遅れモデルを用いることが多いが<sup>[89]</sup>、ここでは発散を抑制するために正司らの定式化<sup>[90]</sup>を参考に、(5.4)式で表すこととする。ただし、 $\delta^*$ は舵角の指令値、 $\delta_{\max}$ は操舵速度の最大値である。 $\delta_{\max}$ はTable 2.3の値とする。

$$\dot{\delta} = \frac{(\delta^* - \delta)\dot{\delta}_{\max}}{|\delta^* - \delta| + \dot{\delta}_{\max}} \quad (5.4)$$

また、 $\dot{n}_p$ ,  $\dot{T}_B$ および $\dot{T}_S$ についても $n_p^*$ ,  $T_B^*$ および $T_S^*$ をそれぞれプロペラ回転数、バウスラスタ、スターンスタスタの指令値とし、(5.4)式と同様の形で表すこととする。最大変動速度はTable 2.3に示す値とする。

初期時刻を $t = 0$ 、終端時刻を $t = t_f$ とし、 $t = 0 \sim t_f$ を $0 \sim N_{\text{step}}$ に分割して離散化する。このとき、 $\Delta t = t_f / N_{\text{step}}$ とする。ここで、 $\mathbf{v}_{\text{plan}}$ を式のように定義する。ただし、また、 $(i)$ は $i$ 番目の時刻における値であることを意味する。

$$\mathbf{v}_{\text{plan}} = [t_f, n_p^*(0), \dots, n_p^*(i), \dots, n_p^*(N_{\text{step}} - 1), \\ \delta^*(0), \dots, \delta^*(i), \dots, \delta^*(N_{\text{step}} - 1), \\ T_B^*(0), \dots, T_B^*(i), \dots, T_B^*(N_{\text{step}} - 1), \\ T_S^*(0), \dots, T_S^*(i), \dots, T_S^*(N_{\text{step}} - 1)]^\top \quad (5.5)$$

そして、(5.6)式のような制約付き最小化問題を考えることで、 $\mathbf{v}_{\text{plan}}^{\text{opt}}$ を探索する。最適化計算には、MATLAB R2024a fmincon 関数の Interior Point アルゴリズム<sup>[91]</sup>を用いた。

$$\mathbf{v}_{\text{plan}}^{\text{opt}} = \min_{\mathbf{v}_{\text{plan}}} t_f$$

$$\text{subject to } \begin{cases} \xi(i+1) = \xi(i) + \dot{\xi}(i)\Delta t \\ \xi(0) = \xi_0 \\ f(\xi(N_{\text{step}})) = \mathbf{0} \\ n_{\text{pmin}}^{\text{plan}} \leq n_{\text{p}}^*(i) \leq n_{\text{pmax}}^{\text{plan}} \\ \delta_{\text{min}}^{\text{plan}} \leq \delta^*(i) \leq \delta_{\text{max}}^{\text{plan}} \\ T_{\text{Bmin}}^{\text{plan}} \leq T_{\text{B}}^*(i) \leq T_{\text{Bmax}}^{\text{plan}} \\ T_{\text{Smin}}^{\text{plan}} \leq T_{\text{S}}^*(i) \leq T_{\text{Smax}}^{\text{plan}} \end{cases} \quad (5.6)$$

for  $i = 0 \sim (N_{\text{step}} - 1)$

ただし、添え字のmaxおよびminの付いているものは各種指令値の探索時の上限と下限を意味する。また、 $\xi(0) = \xi_0$ は初期条件、 $f(\xi(N_{\text{step}})) = \mathbf{0}$ は終端条件である。最後に、 $\mathbf{v}_{\text{plan}}^{\text{opt}}$ に含まれる制御入力の時系列に基づきシミュレーションを行うことで参照経路とする。

ここでは、着栈航路計画①～②の最短時間問題を考えた後、その終端状態を再度初期状態として着栈航路計画②～③の探索を行った。このとき、探索する指令値の上限および下限は、実際のアクチュエータ最大能力に対して余裕を持たせることにした。Table 5.1 および Table 5.2 に、着栈航路計画①～②および着栈航路計画②～③において課した初期条件、終端条件および各アクチュエータの入力への制限をそれぞれ示す。着栈航路計画①～②について、初期条件は着栈航路計画①、終端条件は着栈航路計画②にそれぞれ示す通りとなっている。 $n_{\text{pmax}}^{\text{plan}}$ は初期状態の7 knots 相当における自航回転数である6.588 rps とし、 $n_{\text{pmin}}^{\text{plan}}$ は $-n_{\text{pmax}}^{\text{plan}} \times 0.8$ とした。 $\delta_{\text{max}}^{\text{plan}}$ および $\delta_{\text{min}}^{\text{plan}}$ はそれぞれ $20^\circ$ および $-20^\circ$ とした。また、バウスラストおよびスターンスラストは使用しないこととした。

着栈航路計画②～③について、初期条件は着栈航路計画①～②の探索における $\xi(N_{\text{step}})$ となっている。終端条件は着栈航路計画③に示す通りである。 $n_{\text{pmax}}^{\text{plan}}$ および $n_{\text{pmin}}^{\text{plan}}$ はそれぞれ7 knots 相当における自航回転数に0.6および-1を乗じた値とした。 $\delta_{\text{max}}^{\text{plan}}$ および $\delta_{\text{min}}^{\text{plan}}$ はそれぞれ $20^\circ$ および $-20^\circ$ とした。バウスラストおよびスターンスラスト推力の指令値はTable 2.2 に示すハードウェア上の最大値および最小値に0.6を乗じた値とした。

以上より得た $\mathbf{v}_{\text{plan}}^{\text{opt}}$ から求めた $\xi(i)$ を $\xi^{\text{ref}}(i)$ と表す。 $\xi^{\text{ref}}(i)$ に含まれる $x_0^{\text{ref}}(i)$ 、 $y_0^{\text{ref}}(i)$ および $\psi^{\text{ref}}(i)$ を参照経路とする。

Table 5.1 着栈計画①～②の参照経路構築時における拘束条件

Initial condition $\xi(0) = \xi_0$	$\begin{cases} x_0(0) = -4.360L \text{ m} \\ y_0(0) = 4.228L \text{ m} \\ \psi(0) = -55^\circ \\ u(0) = 0.511 \text{ m/s} \\ v(0) = 0 \text{ m/s} \\ r(0) = 0^\circ/\text{s} \end{cases}, \quad \begin{cases} n_p(0) = 6.588 \text{ rps} \\ \delta(0) = 0^\circ \\ T_B(0) = 0 \text{ N} \\ T_S(0) = 0 \text{ N} \end{cases}$
Terminal condition $f(\xi(N_{\text{step}})) = \mathbf{0}$	$\begin{cases} x_0(N_{\text{step}}) - (-1.5L) = 0 \\ y_0(N_{\text{step}}) - 0.75L = 0 \\ \psi(N_{\text{step}}) - (-70^\circ) = 0 \\ \sqrt{u^2(N_{\text{step}}) + v^2(N_{\text{step}})} - 0.1460 = 0 \end{cases}$
Limitation of $n_p^*$ (rps)	$-6.588 \times 0.8 \leq n_p^* \leq 6.588$
Limitation of $\delta^*$ ( $^\circ$ )	$-20 \leq \delta^* \leq +20$
Limitation of $T_B^*$ (N)	$T_B^* = 0$
Limitation of $T_S^*$ (N)	$T_S^* = 0$

Table 5.2 着栈計画②～③の参照経路構築時における拘束条件

Initial condition $\xi(0) = \xi_0$	$\begin{cases} x_0(0) = -1.5L \text{ m} \\ y_0(0) = 0.75L \text{ m} \\ \psi(0) = -70^\circ \\ u(0) = 0.146 \text{ m/s} \\ v(0) = 0.011 \text{ m/s} \\ r(0) = -0.355^\circ/\text{s} \end{cases}, \quad \begin{cases} n_p(0) = -3.747 \text{ rps} \\ \delta(0) = -1.008^\circ \\ T_B(0) = 0 \text{ N} \\ T_S(0) = 0 \text{ N} \end{cases}$
Terminal condition $f(\xi(N_{\text{step}})) = \mathbf{0}$	$\begin{cases} x_0(N_{\text{step}}) = y_0(N_{\text{step}}) = 0 \\ \psi(N_{\text{step}}) - (-180^\circ) = 0 \\ u(N_{\text{step}}) = v(N_{\text{step}}) = 0 \\ r(N_{\text{step}}) = 0 \\ n_p(N_{\text{step}}) = 0 \\ T_B(N_{\text{step}}) = T_S(N_{\text{step}}) = 0 \end{cases}$
Limitation of $n_p^*$ (rps)	$-6.588 \leq n_p^* \leq 6.588 \times 0.6$
Limitation of $\delta^*$ ( $^\circ$ )	$-20 \leq \delta^* \leq +20$
Limitation of $T_B^*$ (N)	$-1.764 \times 0.6 \leq T_B^* \leq 1.764 \times 0.6$
Limitation of $T_S^*$ (N)	$-1.519 \times 0.6 \leq T_S^* \leq 1.519 \times 0.6$



## 5.4. 計算結果

Figure 5.2 に参照航路構築時のシミュレーション結果を示す。航跡の図には10 s 毎に船体の様子を描写している。また、航跡の図には点P, 点Qおよび点Rにおける船体の状態と時刻を併記している。また、船速および方位角のグラフには点Qにおける値を示している。Figure 5.2 より、各アクチュエータは拘束条件を満足しつつ、着岸航路計画①～③を満たす参照経路が構築できていることが分かる。

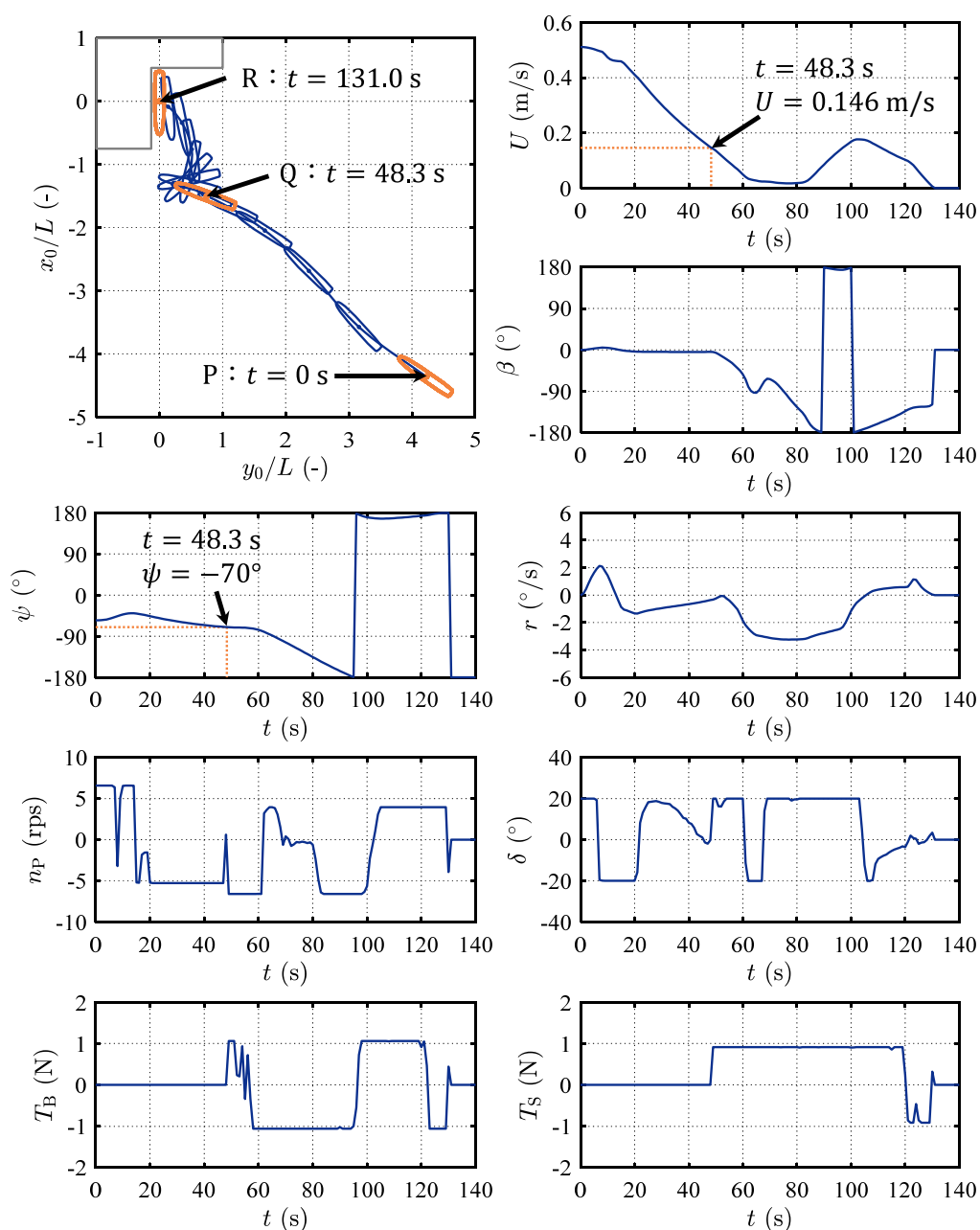


Figure 5.2 参照航路構築時のシミュレーション結果

## 5.5. 結言

本章では、非線形モデル予測制御による追従を実現するために必要となる参照経路を作成した。参照経路の作成では、船速が大きくなりすぎることを防止する目的で、入港から着桟までの間で適切に速度制御を行うことが重要であり、特に船速が過大となると安全な操船が困難となる危険性がある。このため、航路上において船速を制御するための waypoint を適切に設定し、各地点で目標とする船速を規定した。参照経路の構築は、拘束条件を考慮した最短時間制御問題として定式化し、数値的に最適解を導出することで実施した。拘束条件には、船体運動に関する力学的制約に加えて、プロペラや舵、バウスラスタ、スターンスラスタといった各種アクチュエータの指令値範囲も含めた。特にアクチュエータの指令値に関しては、実際の最大能力に対して十分な余裕を持たせることで、現実的な運用においても達成可能な範囲内で経路設計がなされるよう配慮した。これにより、理論的な最適性だけでなく、実際の追従制御への適用を見据えた堅実な参照経路設計を目指した。最適制御問題を解いた結果、設定した拘束条件をすべて満足しながら、着桟航路計画の要求を満たす参照経路を構築することができた。

## 6. 非線形モデル予測制御による自動着栈操船

### 6.1. 緒言

本章では、自動着栈操船において、現在時刻におけるプロペラ回転数、舵角、バウスラスタ推力およびスターンスラスタ推力の指令値を非線形モデル予測制御によって求める手法について述べる。モデル予測制御は、有限の未来に渡る船体運動を予測し、その結果に基づいて最適なアクチュエータ指令値を決定する手法であり、船体運動の予測には第2章で示した操縦運動モデルを用いる。本研究では、非線形モデル予測制御の着栈操船への適用可能性を検討するため、シミュレーションによる複数の検証を行う。シミュレーションでは、第5章で構築した参照航路を追従する自動着栈制御を実施する。

本章における検証内容は、主に2点に分類される。1点目は、船体運動を予測する時間の長さが制御性能に及ぼす影響の調査である。一般に、予測する時間の長さを長く設定すれば、より先の動きを見越した操作が可能となる。一方で、計算負荷の増大といった問題も生じる可能性がある。そこで、予測時間の長さを複数通りに設定したシミュレーションを実施し、各設定における追従性能を比較する。さらに、参照航路に対して初期状態に意図的な偏差を与え、追従制御の様子がどのように変化するかについても併せて評価する。

2点目は、モデル化誤差に対する制御の頑健性の調査である。モデル予測制御では、操縦運動モデルに基づいて将来の応答を予測し制御則を決定するため、操縦運動モデルと実際の運動特性との間に大きな差異が存在すると、制御性能の低下を招く可能性がある。しかし、実際には、程度の差はあれども操縦運動モデルには現実の物理現象に対するモデル化誤差が存在する。非線形モデル予測制御がモデル化誤差に対してどの程度頑健であるかを評価することは非常に重要である。本研究では、制御に使用する操縦運動モデルに意図的に誤差を導入し、シミュレーションを通じて制御性能への影響を調査する。

## 6.2. 非線形モデル予測制御の定式化

本研究での非線形モデル予測制御では、現在の時刻から $T_{\text{horizon}}$ 先までの時間の船体運動を予測する。そして、船位および方位角が参照経路になるべく近くなるような指令値の時系列を求める。ここで、現在の時刻から $T_{\text{horizon}}$ 先までの期間を予測ホライズンと呼ぶこととする。実際の指令値は、予測ホライズンにおける最初の指令値とする。これを時々刻々繰り返す。Figure 6.1 に非線形モデル予測制御の概念図を示す。

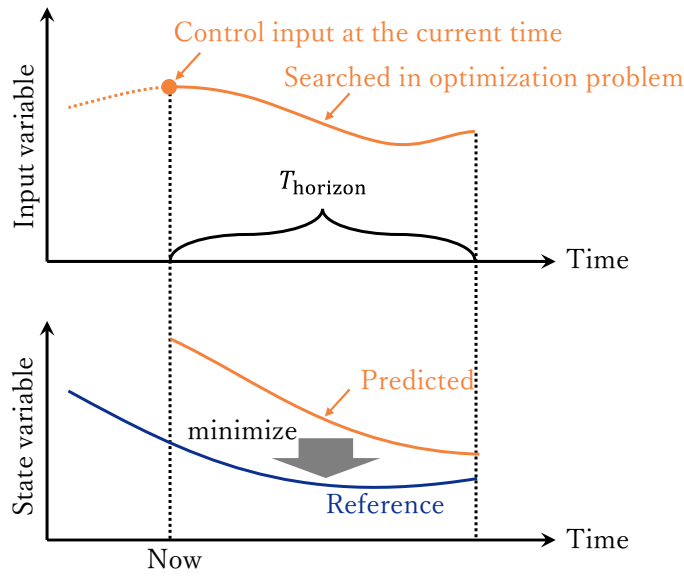


Figure 6.1 非線形モデル予測制御の概念図

まず、予測ホライズンを $0 \sim N_{\text{horizon}}$ で分割して離散化する。このとき、 $\Delta t_{\text{MPC}} = T_{\text{horizon}}/N_{\text{horizon}}$ とする。次に、 $\mathbf{u}_{\text{MPC}}$ を(6.1)式のように定義する。ただし、 $n_{\text{p}}^{\text{MPC}}(i)$ 、 $\delta^{\text{MPC}}(i)$ 、 $T_{\text{B}}^{\text{MPC}}(i)$ および $T_{\text{S}}^{\text{MPC}}(i)$ は、それぞれ予測ホライズンにおける $i$ 番目の時刻のプロペラ回転数、舵角、バウスラスタ推力およびスターンスラスタ推力の指令値である。

$$\mathbf{u}_{\text{MPC}} = [n_{\text{p}}^{\text{MPC}}(0), \dots, n_{\text{p}}^{\text{MPC}}(N_{\text{horizon}} - 1), \delta^{\text{MPC}}(0), \dots, \delta^{\text{MPC}}(N_{\text{horizon}} - 1), T_{\text{B}}^{\text{MPC}}(0), \dots, T_{\text{B}}^{\text{MPC}}(N_{\text{horizon}} - 1), T_{\text{S}}^{\text{MPC}}(0), \dots, T_{\text{S}}^{\text{MPC}}(N_{\text{horizon}} - 1)]^{\text{T}} \quad (6.1)$$

ここで、予測ホライズンにおいて $i$ 番目の時刻の推定状態量 $\xi_{\text{MPC}}(i)$ を(6.2)式のように定義する。

$$\xi_{\text{MPC}}(i) = [x_0^{\text{MPC}}(i), y_0^{\text{MPC}}(i), \psi^{\text{MPC}}(i), u^{\text{MPC}}(i), v^{\text{MPC}}(i), r^{\text{MPC}}(i), n_p^{\text{MPC}}(i), \delta^{\text{MPC}}(i), T_B^{\text{MPC}}(i), T_S^{\text{MPC}}(i)]^T \quad (6.2)$$

(for  $i = 0 \sim N_{\text{horizon}}$ )

そして、(6.3)式のような制約付き最小化問題を考えることで、 $\mathbf{v}_{\text{MPC}}^{\text{opt}}$ を探索する．最適化計算には、MATLAB R2024a fmincon 関数の Interior Point アルゴリズム<sup>[91]</sup>を用いた．

$$\mathbf{v}_{\text{MPC}}^{\text{opt}} = \min_{\mathbf{v}_{\text{MPC}}} J_{\text{MPC}} \quad \text{subject to} \quad \begin{cases} \xi_{\text{MPC}}(i+1) = \xi_{\text{MPC}}(i) + \dot{\xi}_{\text{MPC}}(i)\Delta t_{\text{MPC}} \\ \xi_{\text{MPC}}(0) = \xi_{\text{now}} \\ n_{\text{pmin}}^{\text{MPC}} \leq n_p^*(i) \leq n_{\text{pmax}}^{\text{MPC}} \\ \delta_{\text{min}}^{\text{MPC}} \leq \delta^*(i) \leq \delta_{\text{max}}^{\text{MPC}} \\ T_{\text{Bmin}}^{\text{MPC}} \leq T_B^*(i) \leq T_{\text{Bmax}}^{\text{MPC}} \\ T_{\text{Smin}}^{\text{MPC}} \leq T_S^*(i) \leq T_{\text{Smax}}^{\text{MPC}} \end{cases} \quad (6.3)$$

for  $i = 0 \sim (N_{\text{horizon}} - 1)$

ただし、添え字のmaxおよびminの付いているものは各種指令値の探索時の上限と下限の値を意味する．指令値の上限および下限について、舵角、バウスラスタおよびスターンスラスタについては Table 2.2 に示す値とした．プロペラ回転数については、 $n_{\text{pmax}}^{\text{MPC}}$  および  $-n_{\text{pmin}}^{\text{MPC}}$  を 10 knots 相当の前進時における自航回転数とした．また、 $\xi_{\text{now}}$  は現在時刻における状態量である．

目的関数である  $J_{\text{MPC}}$  は様々な工夫が考えられるが、ここでは単純に(6.4)式のように標準化した船位と方位角について参照経路との偏差の2乗和とした．ただし、 $\hat{x}_0^{\text{ref}}$ 、 $\hat{y}_0^{\text{ref}}$  および  $\hat{\psi}^{\text{ref}}$  は時間ステップが  $\Delta t_{\text{MPC}}$  となるように補間しており、 $k$  は現在時刻を意味する．また、 $(k+i)$  が事前に準備された参照経路の時刻を超えた場合は参照経路の最後の値を繰り返すこととした．

$$J_{\text{MPC}} = \sum_{i=1}^{N_{\text{horizon}}} \left\{ \left( \hat{x}_0^{\text{MPC}}(i) - \hat{x}_0^{\text{ref}}(k+i) \right)^2 + \left( \hat{y}_0^{\text{MPC}}(i) - \hat{y}_0^{\text{ref}}(k+i) \right)^2 + \left( \hat{\psi}^{\text{MPC}}(i) - \hat{\psi}^{\text{ref}}(k+i) \right)^2 \right\} \quad (6.4)$$

標準化は(6.5)式のように行った．ただし、 $\mu^{\text{ref}}$  および  $\sigma^{\text{ref}}$  は、それぞれの添え字で表す物理量における参照経路の平均値および標準偏差である．

$$\begin{cases} \hat{x}_0^{\text{MPC}}(i) = \frac{x_0^{\text{MPC}}(i) - \mu_{x_0}^{\text{ref}}}{\sigma_{x_0}^{\text{ref}}}, & \hat{x}_0^{\text{ref}}(i) = \frac{x_0^{\text{ref}}(i) - \mu_{x_0}^{\text{ref}}}{\sigma_{x_0}^{\text{ref}}} \\ \hat{y}_0^{\text{MPC}}(i) = \frac{y_0^{\text{MPC}}(i) - \mu_{y_0}^{\text{ref}}}{\sigma_{y_0}^{\text{ref}}}, & \hat{y}_0^{\text{ref}}(i) = \frac{y_0^{\text{ref}}(i) - \mu_{y_0}^{\text{ref}}}{\sigma_{y_0}^{\text{ref}}} \\ \hat{\psi}^{\text{MPC}}(i) = \frac{\psi^{\text{MPC}}(i) - \mu_{\psi}^{\text{ref}}}{\sigma_{\psi}^{\text{ref}}}, & \hat{\psi}^{\text{ref}}(i) = \frac{\psi^{\text{ref}}(i) - \mu_{\psi}^{\text{ref}}}{\sigma_{\psi}^{\text{ref}}} \end{cases} \quad (6.5)$$

最後に $\mathbf{v}_{\text{MPC}}^{\text{opt}}$ に含まれる $n_{\text{P}}^{*\text{MPC}}(0)$ ,  $\delta^{*\text{MPC}}(0)$ ,  $T_{\text{B}}^{*\text{MPC}}(0)$ および $T_{\text{S}}^{*\text{MPC}}(0)$ をそれぞれの現在の指令値とする.

## 6.3. 計算結果

### 6.3.1. 予測ホライズンと初期偏差に関する検討

非線形モデル予測制御による自動着岸操船のシミュレーションを実施した。ここでは、非線形モデル予測制御内のモデルとシミュレーションのモデルは共通とした。また、制御サンプリング周期 $\Delta t_c$ は1 s ( $\Delta t_c \sqrt{g/L} = 1.6093$ ) とし、 $\Delta t_{MPC} = \Delta t_c$ とした。

非線形モデル予測制御の追従性能を調査するために3種類の初期状態においてシミュレーションを行った。1つ目は初期位置を参照経路と同じ点Pとした。2つ目および3つ目はそれぞれ点Pに対して右舷側および左舷側に距離 $L$ だけ平行移動した位置とした。それぞれの初期位置を点 $P_R$ および点 $P_L$ と表す。初期状態での方位や船速は参照航路と同様である。また、 $N_{\text{horizon}}$ を10, 20および30と変更した。それぞれのシミュレーション結果をFigure 6.2, Figure 6.3 および Figure 6.4 に示す。航跡の図には10 s 毎に船体の様子を描画しており、これは以下でも同様とする。

Figure 6.2 より $N_{\text{horizon}} = 10$ のとき、初期位置が点Pの場合は点Qに至るまでは参照経路を追従できている。しかし、点Q通過後に参照経路を行き過ぎている。また、初期位置が点 $P_R$ の場合は辛うじて点Rに至っているものの、点 $P_L$ の場合はこの計算時間の中では点Rへ到達できていない。

Figure 6.3 および Figure 6.4 より、 $N_{\text{horizon}} = 20$ または $N_{\text{horizon}} = 30$ とした場合には、いずれの初期位置から開始しても点Rに至っており、追従できていることが分かる。Figure 6.3 および Figure 6.4 の初期位置が点Pの場合を比較すると、 $N_{\text{horizon}} = 30$ の方が、特に $t = 40 \sim 60$  s で、プロペラ回転数や舵角の大きな切り替えしが少なく穏やかに変動していることが分かる。また、 $N_{\text{horizon}} = 20$ の場合において、初期位置が点 $P_R$ のものは点Qの近傍において左舷側に大きく運動している。他方、 $N_{\text{horizon}} = 30$ の場合ではその運動が小さくなり滑らかになっている。

以上より、今回の参照経路では、予測ホライズンが十分な長さあれば、大きさ $L$ の航路偏差があっても自動的に参照経路を追従できることが分かった。また、予測ホライズンが長い方が制御入力や船体運動が滑らかになることが分かった。ただし、予測ホライズンが長くなれば計算コストも増加する。実際の制御系設計時には搭載される機材の計算能力を鑑みてそのトレードオフについても考慮する必要がある。一方で、 $N_{\text{horizon}} = 10$ の場合であっても初期位置が点Pの場合には点Q近傍に至るまでは追従できていることから、必要な予測ホライズンの長さは参照経路や想定し得る偏差も考慮する必要があると言える。

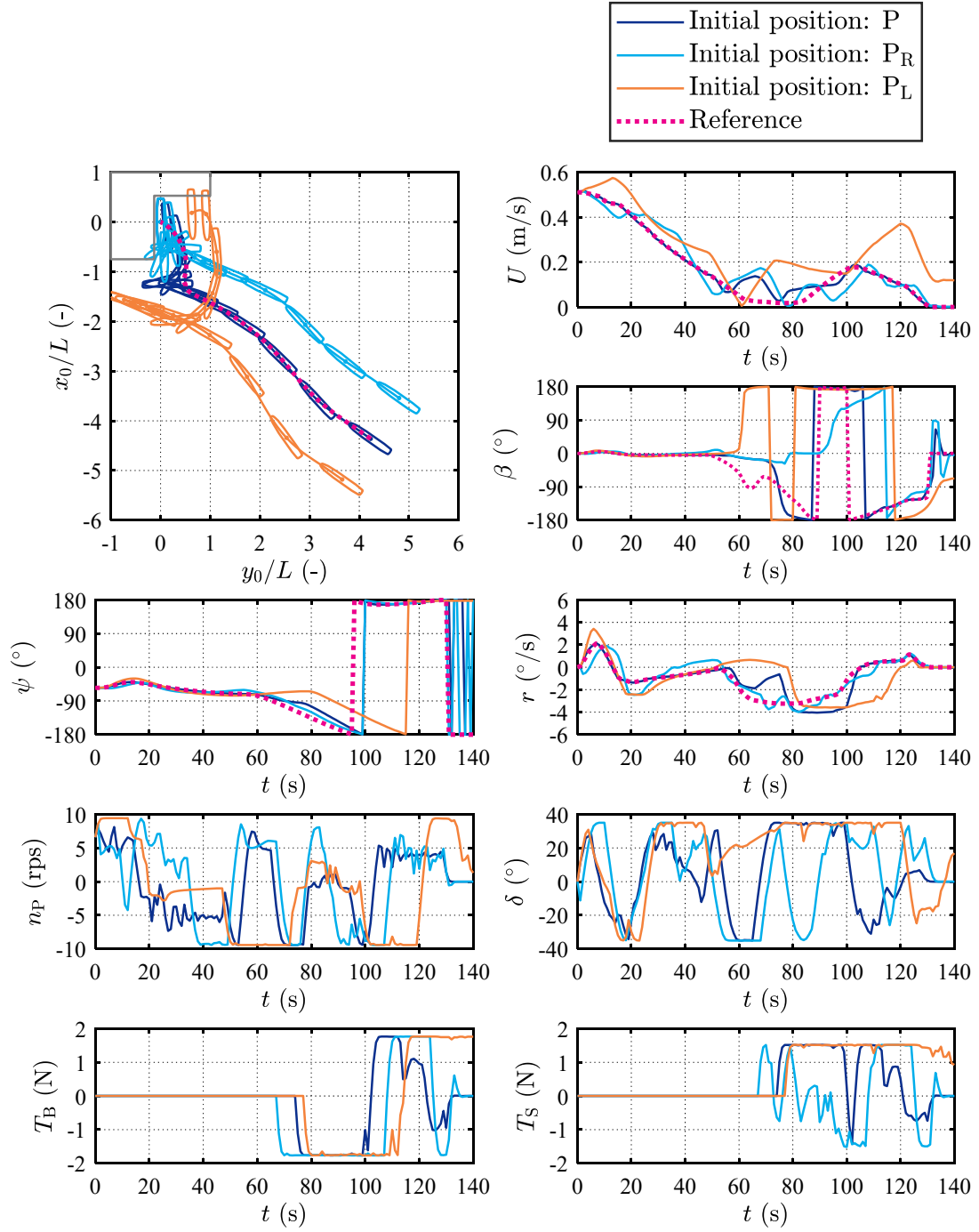


Figure 6.2 非線形モデル予測制御による自動着岸操船への初期偏差影響  
 $(\Delta t_{\text{MPC}}\sqrt{g/L} = 1.6093, N_{\text{horizon}} = 10)$



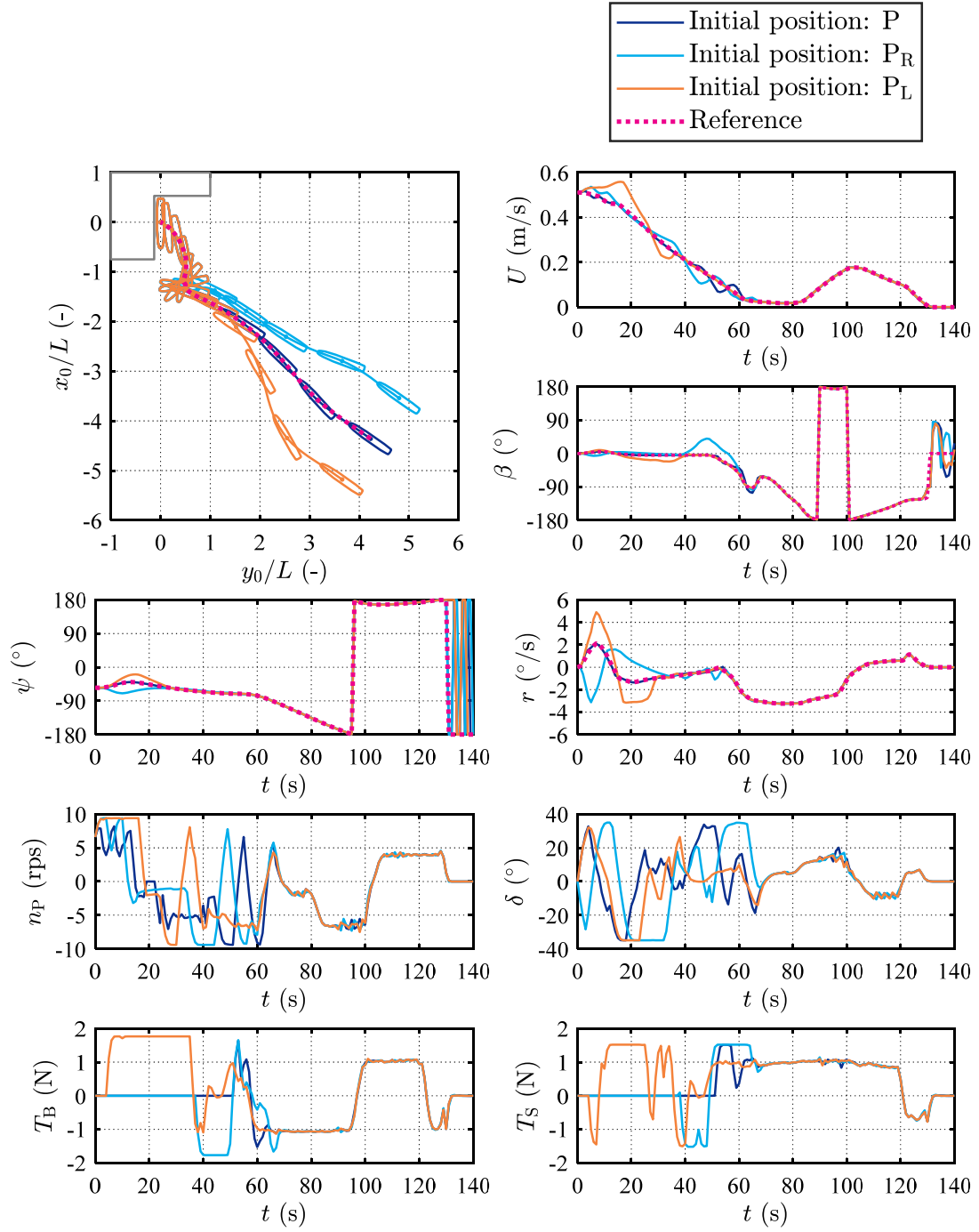


Figure 6.3 非線形モデル予測制御による自動着岸操船への初期偏差影響  
 $(\Delta t_{\text{MPC}}\sqrt{g/L} = 1.6093, N_{\text{horizon}} = 20)$

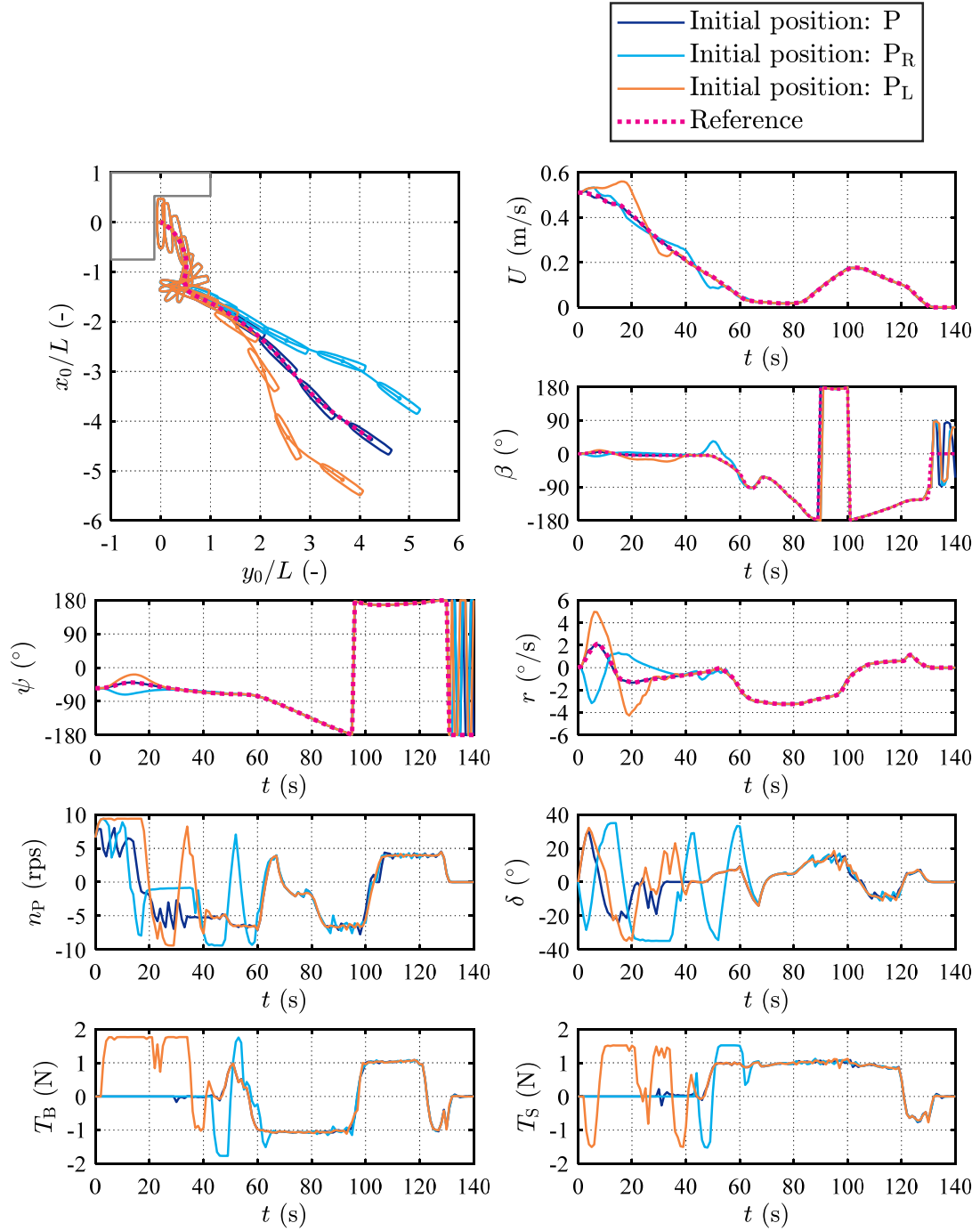


Figure 6.4 非線形モデル予測制御による自動着岸操船への初期偏差影響  
 $(\Delta t_{\text{MPC}}\sqrt{g/L} = 1.6093, N_{\text{horizon}} = 30)$

### 6.3.2. モデル化誤差に関する検討

前節の検討では、非線形モデル予測制御内のモデルとシミュレーションのモデルは同一のものを使用していた。しかし、実際には、程度の差はあるものの現実の物理現象に対するモデル化誤差がある。ここでは、非線形モデル予測制御で使用するモデル内に意図的に誤差を混入させ、制御の様子がどのように変化するかを調査した。具体的には、船体運動に大きな影響を与え、また船体運動の影響を大きく受ける流体力である $X_H$ 、 $Y_H$ 、 $N_H$ 、 $X_P$ および $F_N$ をそれぞれ2倍および半分とした。また、今回検討する着栈航路計画には、後進運動やプロペラの正転と逆転の切り替え動作が含まれており、 $n_p > 0$ であっても常に $X_P > 0$ とは限らず、 $\delta > 0$ であっても $F_N > 0$ となるとは限らない。この点を踏まえ、 $X_P$ および $F_N$ については、非線形モデル予測制御内のモデルにおいてアクチュエータが発生する力の向きが逆の場合の挙動を調べるため、 $-1$ 倍とした条件も検討対象とした。なお、本節の検討においては、いずれの場合も初期位置は点Pとした。また、 $\Delta t_{MPC}$ および $\Delta t_C$ は前節と同様に $\Delta t_{MPC}\sqrt{g/L} = \Delta t_C\sqrt{g/L} = 1.6093$ とし、 $N_{horizon} = 20$ とした。

まず、Figure 6.5 および Figure 6.6 に非線形モデル予測制御内のモデルにおいて、 $X_H$ 、 $Y_H$ および $N_H$ をそれぞれ2倍および半分とした場合の結果を示す。船体力を2倍および半分にするのはモデル化誤差としてはかなり大きいと考えられるが、いずれの場合も点Rで着栈することができている。しかし、特に $X_H$ を半分にした場合や $N_H$ を2倍にした場合では点Qを過ぎた辺りで参照経路から外れている様子が見られる。

次に、 $X_P$ を2倍、半分および $-1$ 倍とした場合の結果を Figure 6.7 に示す。2倍および半分した場合については点Rで着栈することはできている。しかし、特に半分にした場合にはプロペラ回転数が大きくハンチングしている様子が分かる。また、 $-1$ 倍した際には参照経路から遠ざかっていき、点Rまで到達できていない。

そして、 $F_N$ を2倍、半分および $-1$ 倍とした場合の結果を Figure 6.8 に示す。2倍の場合には点Rで着栈することができているが半分の場合には着栈に至っていない。また、 $-1$ 倍した際には全てのアクチュエータを大きく使用して参照経路を追従しようとしているものの大きく外れている。

以上より、本研究で使用した非線形モデル予測制御では、流体力が2倍、半分となるような大きなモデル誤差を含んでいても目的の位置で着栈できる場合があった。このことから、非線形モデル予測制御の高い頑健性が見て取れる。しかし、 $X_P$ や $F_N$ を $-1$ 倍した場合は、着栈することができなかった。非線形モデル予測制御内のモデル内でアクチュエータの作用方向が実際と逆となるような場合には、参照経路を追従することができず、目的を達成できないことが分かった。また、モデル化誤差が少ないほうがハンチングや偏差の発生は少ないことが分かった。非線形モデル予測制御は頑健な手法ではあるものの、実現象をなるべく再現したモデルを使用することが望ましいと言える。

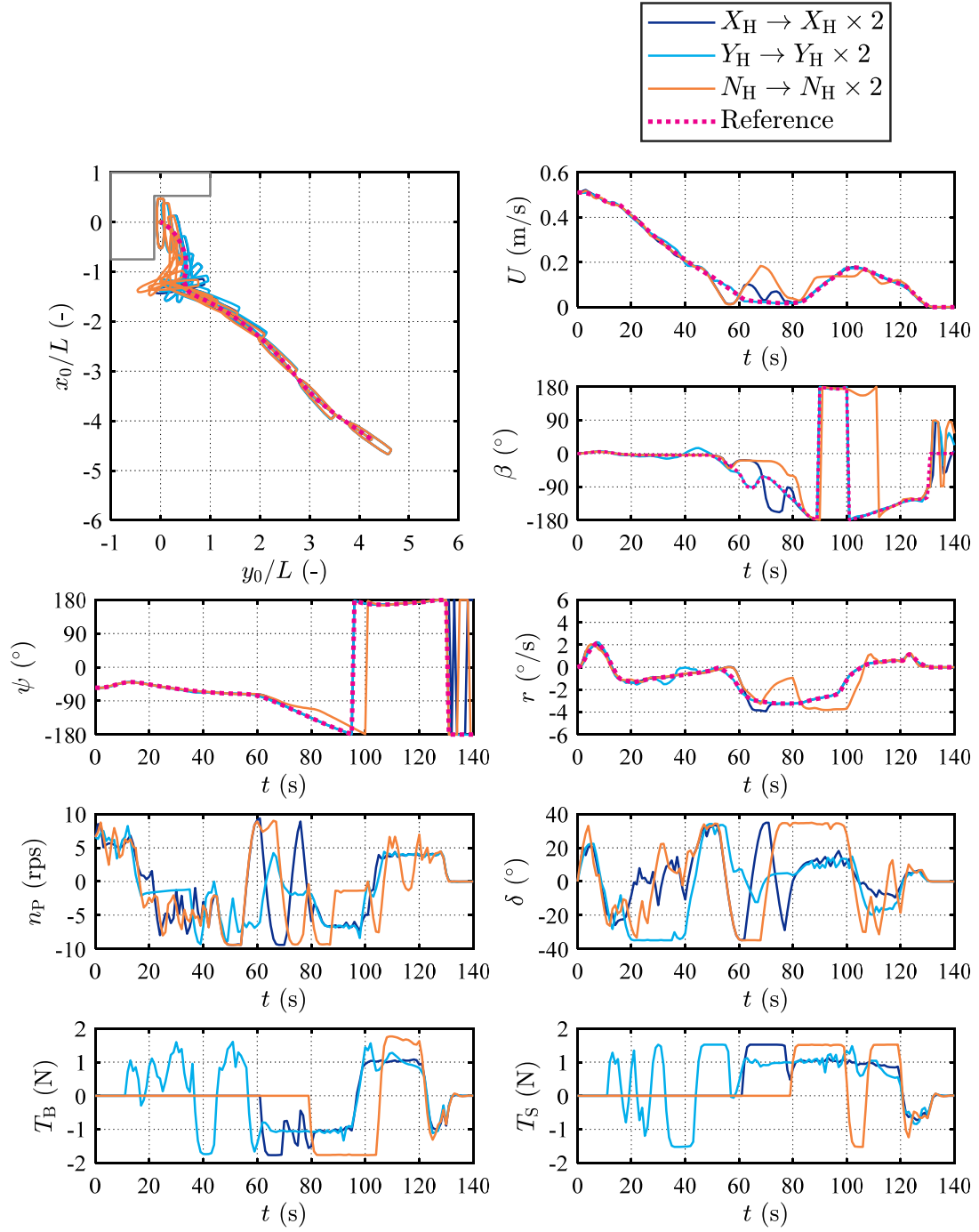


Figure 6.5 非線形モデル予測制御による自動着岸操船へのモデル化誤差影響  
 $(X_H \rightarrow X_H \times 2, Y_H \rightarrow Y_H \times 2, N_H \rightarrow N_H \times 2)$

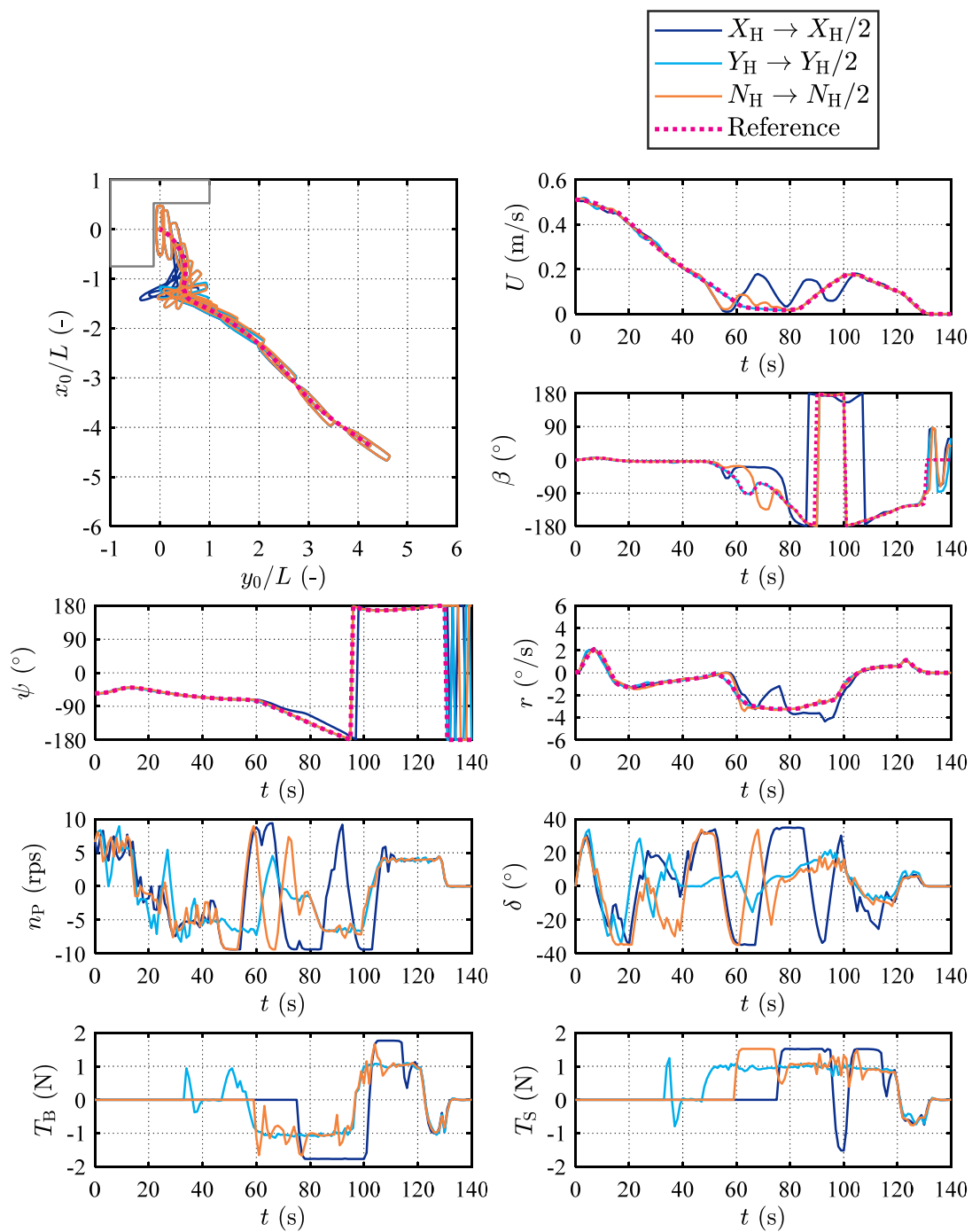


Figure 6.6 非線形モデル予測制御による自動着桟操船へのモデル化誤差影響  
 $(X_H \rightarrow X_H/2, Y_H \rightarrow Y_H/2, N_H \rightarrow N_H/2)$

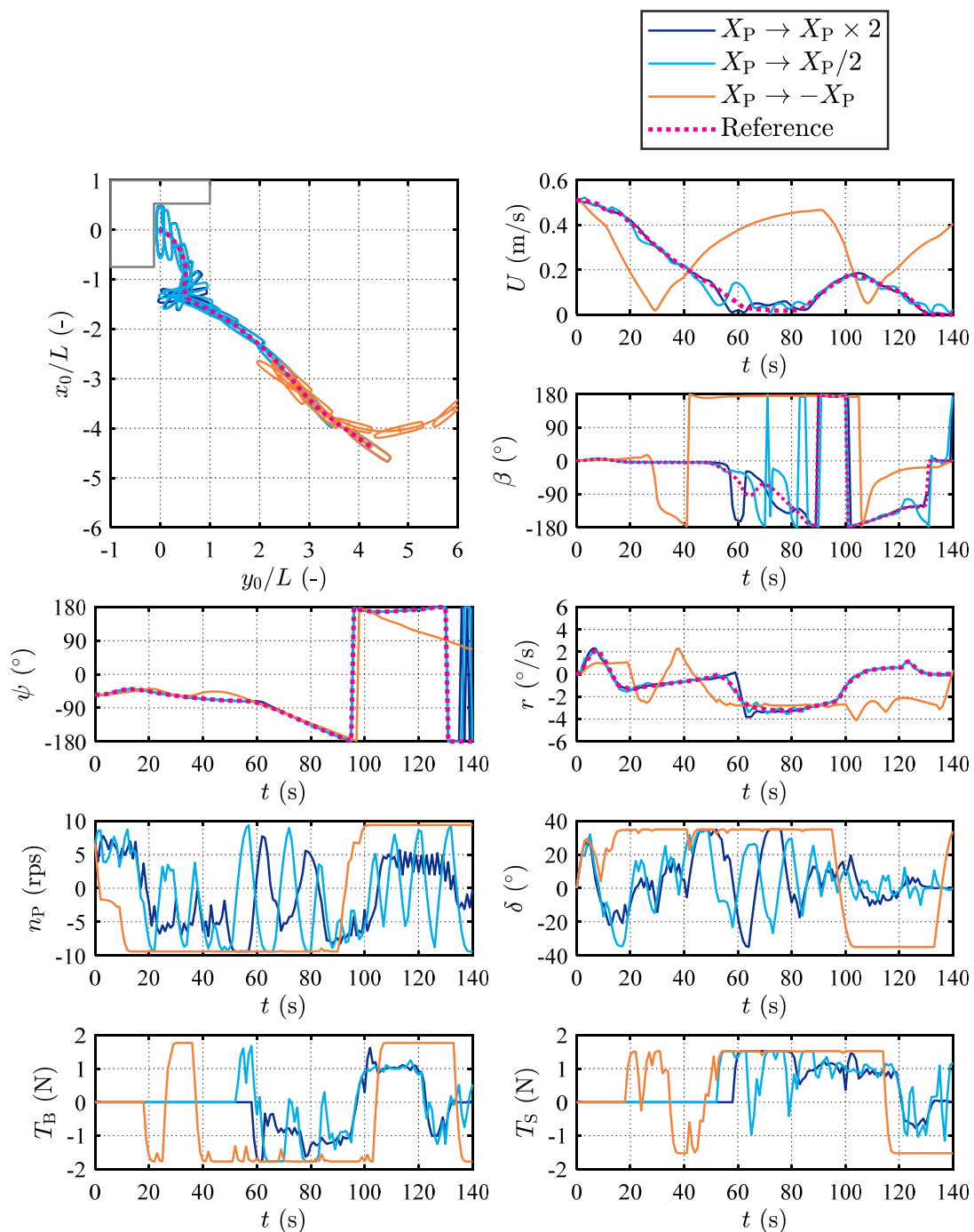


Figure 6.7 非線形モデル予測制御による自動着岸操船へのモデル化誤差影響  
 $(X_P \rightarrow X_P \times 2, X_P \rightarrow X_P/2, X_P \rightarrow -X_P)$

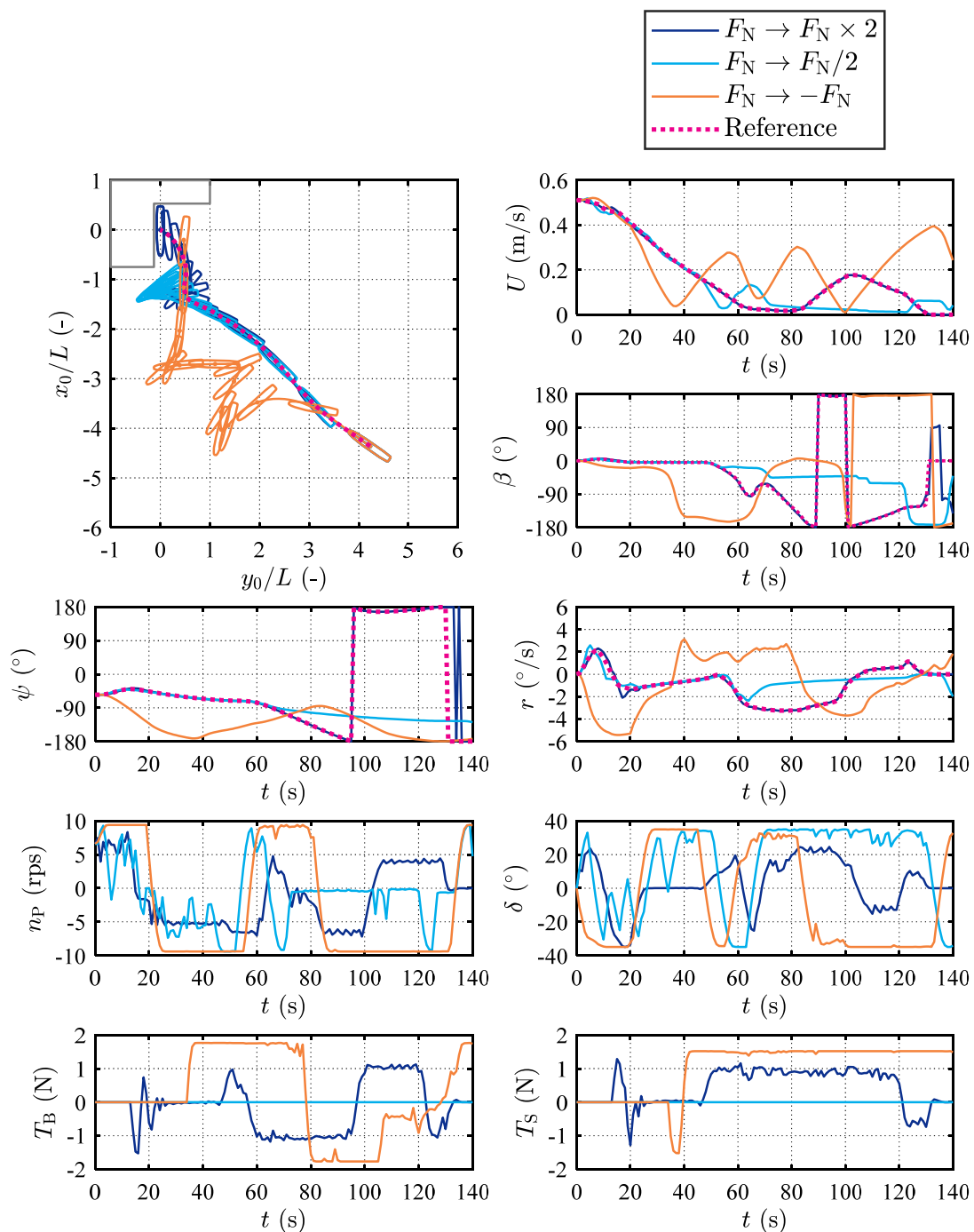


Figure 6.8 非線形モデル予測制御による自動着岸操船へのモデル化誤差影響  
 $(F_N \rightarrow F_N \times 2, F_N \rightarrow F_N/2, F_N \rightarrow -F_N)$

## 6.4. 結言

本章では、第 5 章にて構築した参照経路を、第 2 章に示した操縦運動モデルを用いて、非線形モデル予測制御によって追従することで、自動着棧操船のシミュレーションを行った。非線形モデル予測制御では、予測ホライズン内で船位および方位角が参照経路に近づくよう、アクチュエータ指令値を最適化した。複数の自動着棧操船シミュレーションを通して、本研究での参照経路および非線形モデル予測制御では、以下の知見を得た。

- 自動着棧を行うには一定の長さ以上の予測ホライズン  $T_{\text{horizon}}$  が必要である。本研究では、 $T_{\text{horizon}}\sqrt{g/L} = 16.093$  では短く、 $T_{\text{horizon}}\sqrt{g/L} = 32.186$  では十分であった。ただし、必要な予測ホライズンの長さは、参照経路や偏差の条件に依存する可能性が高い。
- 長い予測ホライズンを設定することで、アクチュエータの大きな切り替えが減少し、急激な船体運動を抑制できる。計算コストの許容範囲内で、予測ホライズンは可能な限り長く設定することが望ましい。
- 航路偏差が船長に匹敵する程の大きさでも、非線形モデル予測制御によって自動で追従制御を行うことが可能であった。
- 非線形モデル予測制御内の船体流体力が 2 倍または半分になる程のモデル化誤差が存在しても、着棧を達成できた。この結果から、非線形モデル予測制御はモデル化誤差に対して高い頑健性を有することが示された。
- 非線形モデル予測制御内のモデルにおいてアクチュエータの作用方向が逆となるような重大なモデル化誤差が存在する場合には、参照経路を追従することができない。また、モデル化誤差が小さいほどハンチングや偏差の発生が抑えられる。モデル化誤差に対する一定の頑健性は確認されたものの、誤差は可能な限り小さくすることが望ましい。



## 7. 結論

### 7.1. 本研究のまとめ

本研究では、低速域における操縦運動モデルを構築し、これを非線形モデル予測制御に適用することにより、自動着岸操船の実現可能性および工学的有用性を検討した。以下に、各章の成果をまとめる。

第2章では、低速域特有の大斜航運動、後進運動、プロペラ逆転操船、サイドスラスト使用を考慮できる新しい操縦運動モデルを提案した。本モデルは、これまでの研究において確認されてきた低速域に特有の流体現象を再現可能とすることを念頭に構築した。また、全ての船体運動およびアクチュエータ作動状態において流体力の連続性を維持することを特徴としており、非線形最適化問題に適用可能な構造とした。

第3章では、第2章で示した操縦運動モデルに必要な各種流体力係数を拘束模型試験により求めた。さらに、求めた係数を用いたモデル式による計算結果と拘束模型試験の計測結果を比較し、構築したモデルが拘束模型試験の結果を適切に再現できることを示した。

第4章では、第3章で構築した操縦運動モデルによるシミュレーション計算と自由航走模型試験の結果を比較し、停止、前進、後進、大斜航運動など、様々な船体運動条件において概ねの一致を確認し、提案モデルの妥当性を示した。

第5章では、非線形モデル予測制御による着岸操船に必要な参照経路を構築した。参照経路の生成にあたっては、船速の過大上昇を防ぎ、安全な操船を実現するために waypoint に目標船速を設定した。参照経路は、船体運動の力学的制約およびアクチュエータの指令値範囲を拘束条件とする最短時間制御問題として定式化し、現実的な航路設計を行った。

第6章では、第5章で構築した参照経路を、第2章で定式化した操縦運動モデルを用いて非線形モデル予測制御により追従する自動着岸操船のシミュレーションを実施した。シミュレーションにより、参照経路に対する良好な追従性能が確認されるとともに、予測時間の長さが制御性能に与える影響を明らかにした。また、操縦運動モデルに意図的に誤差を導入しても制御性能が大きく低下しないことを確認した。それにより、本研究で用いた非線形モデル予測制御がモデル化誤差に対して高い頑健性を持つことを示した。

以上により、低速域特有の船体運動特性を表現可能な操縦運動モデルを構築し、これを非線形モデル予測制御に適用することで、自動着岸操船が実現可能であり、工学的に有用であることを示すことができた。

## 7.2. 今後の課題

本研究では、低速域における操縦運動モデルを構築し、これを非線形モデル予測制御に適用することにより、自動着岸操船の実現可能性および工学的有用性を検討した。しかしながら、今後の発展に向けて、以下の課題が残されている。

- **提案した操縦運動モデルの複数船型への適用および簡易構築手法の検討**

本研究で提案した操縦運動モデルは、1種類の船型のみを対象に構築および検証を行ったものである。複数の異なる船型に対しても構築および検証を行うことで、本モデルの適用範囲や汎用性をより明確にする必要がある。また、本研究では、拘束モデル試験によりモデル内係数を求めたが、今後、多様な船型に対して得られた係数を体系的に蓄積し、船体要目との関係性を整理することにより、拘束モデル試験を実施することなく、船型情報から係数を推定する簡易モデル構築手法の確立を目指す必要がある。これにより、設計初期段階での操縦性能予測や、自動操船システムの普及に向けたモデル構築の効率化に貢献できると考えられる。

- **操船シナリオの拡張と参照経路設計の自動化**

本研究では、1つの着岸シナリオに焦点を当てて非線形モデル予測制御を適用したが、他の着岸および離散シナリオに対する適用については検討していない。今後は、様々な操船要求に対応可能な自動操船システムの構築に向けて、適用範囲の検証が求められる。また、本研究における参照経路の生成では、waypointの配置や目標船速、アクチュエータ出力上限を人為的に設定しており、設計者の経験に依存していた。操船シナリオの多様化に対応するためには、これらの設定を自動的に最適化する手法の確立が必要である。これにより、合理的かつ柔軟な参照経路設計が可能となり、異なる操船条件下でも一貫した自動着岸・離岸制御が実現できることが期待される。

- **現実環境への適用に向けた外乱対応および実船検証**

本研究では、模型スケールにおいて、風や潮流などの外乱を考慮せず、深水域における操船環境を対象としてシミュレーションを実施した。しかし、実際の操船環境では、風や潮流といった外乱に加え、浅水域や狭水路など外部環境条件の影響によって、船体運動特性が大きく変化する可能性がある。また、本研究ではアクチュエータの遅れを考慮しているものの、実船におけるエンジンや操舵機は、より複雑な応答特性を示す場合があり、これらの実機特性を精度良く反映したモデル化が求められる。したがって、外乱、外部環境条件および実機特性を適切に考慮した上で、実船スケールにおける検証を実施することが、非線形モデル予測制御を用いた自動着岸操船の実用化に向けて不可欠である。

## 謝辞

本論文の作成にあたり，多大なるご指導とご助言を賜りました大阪大学大学院工学研究科 牧敦生教授に，心より深く感謝の意を表します。牧先生には，日々のミーティングを通じて，本研究の方向性や論理展開について親身にご指導いただきました。先生の的確かつ温かいご助言に支えられ，本論文をまとめることができました。

また，船の操縦性能および制御工学の理論の基礎についてご指導いただきましたジャパン マリンユナイテッド株式会社 正司公一様に，深く感謝申し上げます。正司様からいただいた幅広い知見と貴重な助言が，本研究を進める上で大きな支えとなりました。

さらに，本研究に関連する水槽試験において多大なご尽力をいただきましたジャパン マリンユナイテッド株式会社 川野大成様に，厚く御礼申し上げます。水槽試験の実施に際しては，川野様のご支援がなければ本研究成果は得られなかったと実感しております。

加えて，本研究を遂行するにあたり，雇用主として研究活動にご理解とご支援を賜りましたジャパン マリンユナイテッド株式会社に感謝申し上げます。社会人として業務と研究を両立する中で，会社のご理解とご協力は不可欠なものでありました。

最後に，研究活動を日々温かく見守り，支えてくれた妻と幼い息子に，深く感謝いたします。家庭での理解と支えがあつてこそ，本論文を完成させることができました。

ここに，関係各位のご厚意に心より感謝の意を表します。

## 参考文献

- [1] Minorsky, N.: Directional stability of automatically steered bodies, Journal of the American Society for Naval Engineers, 34.2, 280-309, 1922.
- [2] Bennett, S: A brief history of automatic control, IEEE Control Systems Magazine, 16.3, 17-25, 1996.
- [3] Sawada, R., Hirata, K., Kitagawa, Y.: Automatic berthing control under wind disturbances and its implementation in an embedded system, Journal of Marine Science and Technology, 28.2, 452-470, 2023.
- [4] 羽生一成, 三好晋太郎: 無人運航船の実現に向けた自動着岸制御システムの開発 (1 軸 1 舵, バウスラスタ 1 基の自動着岸制御), 日本船舶海洋工学会講演会論文集, 34, 21-24, 2022.
- [5] 足立修一: モデル予測制御の基礎, 日本ロボット学会誌, 32.6, 499-502, 2014.
- [6] Franklin, G. F., Powell, J. D., Emami-Naeini, A.: Feedback control of dynamic systems (6th Edition), Prentice Hall, 2009.
- [7] 正司公一, 大津皓平: 最適制御理論による操船の最適化と自動化について (第 1 報), 日本造船学会論文集, 172, 365-373, 1992.
- [8] 大塚敏之: 非線形最適制御入門, コロナ社, 2011.
- [9] Maciejowski, J., 足達修一, 菅野政明: モデル予測制御 制約のもとでの最適制御, 東京電機大学出版局, 2005.
- [10] 大塚敏之: 非線形モデル予測制御の研究動向, システム/制御/情報, 61.2, 42-50, 2017.
- [11] 五百木陵行, 三好晋太郎: 自律運航船の実現に向けた操船システムの開発 –モデルベース予測を利用したアプローチ制御–, 日本船舶海洋工学会講演会論文集, 34, 51-56, 2022.
- [12] 浜松正典, 加賀谷博昭, 河野行伸: 非線形 Receding Horizon 制御の自動操船システムへの適用, 計測自動制御学会論文集, 44, 685-691, 2008.
- [13] Davidson, K.S., Schiff, L.I.: Turning and course keeping qualities of ships, SNAME Trans, 1946.
- [14] 中渡道夫: I. 操縦性研究の流れ –はじめて参加する方々のために–, 第 3 回操縦性シンポジウム, 日本造船学会, 1-8, 1981.
- [15] 野本謙作, 田口賢士: 船の操縦性に就いて (2), 造船協会論文集, 101, 57-66, 1957.
- [16] Norrbin, N.: On the design and analysis of the zig-zag test on base of quasi-linear frequency response, SSPA Report B 104-3, presented at the 10th International Towing Tank Conference, 1963

- [17] Abkowitz, M.A.: Lecture on ship hydrodynamics–steering and maneuverability, Hydro- and aerodynamics laboratory report Hy-5, 1964.
- [18] 小川陽弘, 小山健夫, 貴島勝郎: 操縦運動の数学モデルについて (MMG 報告 I), 日本造船学会誌, 575, 192-198, 1977.
- [19] 浜本剛実: 操縦性数学モデルの理論的背景 (MMG 報告 II), 日本造船学会誌, 577, 322-329, 1977.
- [20] 葛西宏直, 湯室彰規: 舵に作用する力と船体・プロペラとの干渉 (MMG 報告 III), 日本造船学会誌, 578, 358-372, 1977.
- [21] 小瀬邦治, 貴島勝郎: 拘束操縦性試験の方法及び試験装置 (MMG 報告 IV), 日本造船学会誌, 579, 22-31, 1977.
- [22] 小川陽弘, 長谷川和彦, 芳村康男: 操縦運動数学モデルの実験的検証と改良 (MMG 報告 V), 日本造船学会誌, 616, 565-576, 1980.
- [23] Dand, I.W.: On modular manoeuvring models, Int. Conf. Ship Manoeuvrability – Prediction Achiev. 1, 1987.
- [24] P29 船舶操縦性予測モデルの標準化に関する研究委員会 報告書, [https://www.jasnaoe.or.jp/research/dl/report\\_p-29.pdf](https://www.jasnaoe.or.jp/research/dl/report_p-29.pdf), 日本船舶海洋工学会, 2012.
- [25] Yasukawa, H., Yoshimura, Y.: Introduction of MMG standard method for ship maneuvering predictions, Journal of Marine Science and Technology, 20, 37-52, 2015.
- [26] Crane, C.L.: Response of slowly moving ship to propeller and rudder actions. Rep. No.1169, Davidson Lab., Stevens Inst, 1966.
- [27] 藤野正隆, 葛西宏直, 小林弘明: 低速・浅水域操縦運動数学モデルの検討 (MSS 報告 I), 日本造船学会誌, 717, 12-19, 1989.
- [28] 貴島勝郎, 芳村康男, 高品純志: 浅水域における船の操縦運動数学モデル (MSS 報告 II), 日本造船学会誌, 718, 13-26, 1989.
- [29] 浜本剛実, 野中晃二, 烏野慶一, 梅田直哉: 低速時の船体に働く流体力のモデル化 (MSS 報告 III), 日本造船学会誌, 719, 2-11, 1989.
- [30] 小瀬邦治, 深澤塔一, 末光啓二, 佐伯敏朗, 湯室彰規, 山上順雄: 低速時の操縦運動モデルの実用化 (MSS 報告 IV), 日本造船学会誌, 721, 9-17, 1989.
- [31] 小瀬邦治, 日當博喜, 橋詰泰久, 二川栄二郎: 低速で航行する船の操縦運動モデルについて, 日本造船学会論文集, 155, 132-138, 1984.
- [32] 高品純志: タグによる操縦運動とその計算法について, 日本造船学会論文集, 160, 93-102, 1986.
- [33] 湯室彰規: 低速運動時の操縦流体力に関する実験結果について, 関西造船協会誌, 209, 91-101, 1988.
- [34] Fedyaevsky, K.K.: Application of the solution of some steering problems, Symposium

- on the behavior of ships in a seaway at Wageningen, 190-207, 1957.
- [35] Oltmann, P., Sharma, S.: Simulation of combined engine and rudder maneuvers using an improved model of hull-propeller-rudder interactions, 15th Symposium, Naval Hydrodynamics, 1984.
  - [36] Wichers, J.E.W.: A simulation model for a single point moored tanker. Ph.D. thesis, Techn. Univ. Delft, 1988.
  - [37] 鳥野慶一, 米田国三郎, 蛇沼俊二: 低速時における主船体操縦性流体力の新しい数学モデルについて (斜航時の場合), 関西造船協会誌, 209, 111-122, 1988.
  - [38] 芳村康男: 浅水域の操縦運動数学モデルの検討 (第2報): 低速操船時, 主船体に働く流体力について, 関西造船協会誌, 210, 77-84, 1988.
  - [39] Chislett, M.S.: A generalized math model for manoeuvring, Int. Conf. Marine Simulation and Ship Manoeuvrability (MARSIM 1996), 593-606, 1996.
  - [40] Eloot, K., Vantorre, M.: Development of a tabular manoeuvring model for hull forces applied to full and slender ships in shallow water, Int. Conf. Marine Simulation and Ship Manoeuvrability (MARSIM 2003), 2003.
  - [41] Okuda, R., Yasukawa, H., Yamashita, T., Matsuda, A.: Maneuvering simulations at large drift angles of a ship with a flapped rudder, Applied Ocean Research, 135, 103567, 2023.
  - [42] Van Lammeren, W.P.A, van Manen, J.D., Oosterveld, M.W.C.: The Wageningen B-screw series, Trans. SNAME 77, 269-317, 1969.
  - [43] 正司公一, 石黒剛: 港湾内での操縦運動を表わす数学モデルについて, 関西造船協会誌, 212, 123-132, 1989.
  - [44] 仲渡道夫, 小瀬邦治, 寺本定美, 島宗誠一: 船の加減速運動に関する実験的研究 (第1報), 日本造船学会論文集, 140, 77-84, 1976.
  - [45] 足達宏之, 菅井信夫: 推力減少率について - 荷重度変更法による考察 -, 関西造船協会誌, 171, 71-80, 1978.
  - [46] 藤野正隆, 切田篤: プロペラ逆転による制動時の船の操縦性について (第1報), 関西造船協会誌, 169, 57-70, 1978.
  - [47] 藤井斉, 津田達雄: 自航模型による舵特性の研究 (2), 造船協会論文集, 110, 31-42, 1961.
  - [48] Masetti F. R., Tannuri E. A., de Mello P. C.: Validation of a Modular Mathematical Model for Low-Speed Maneuvering Using Small Scale Tests with an Oceanographic Research Vessel, Proceedings of the 34th International Conference on Ocean, Offshore and Arctic Engineering (OMAE2015), 2015.
  - [49] Yasukawa, H., Ishikawa, T.: Yoshimura, Y.: Investigation on the rudder force of a ship in large drifting conditions with the MMG model, Journal of Marine Science and

Technology, 26.4, 1078-1095, 2021.

- [50] 北川泰士, 塚田吉昭, 宮崎英樹: プロペラ逆転時のプロペラ・舵の数学モデルに関する検討, 日本船舶海洋工学会講演会論文集, 20, 117-120, 2015.
- [51] 小林英一, 浅井 滋: 低速域の操船運動を表す数学モデルに関する一検討, 関西造船協会誌, 193, 27-37, 1984.
- [52] 藤野正隆, 猿田俊彦, 伊田力: サイド・スラスターの効果に関する実験的研究, 関西造船協会誌, 168, 1978.
- [53] 貴島勝郎, 平川貴光, 古川芳孝, 前川和義: バウスラスター性能に及ぼす前進速度影響の理論的推定, 西部造船会々報, 96, 69-79, 1998.
- [54] Kijima, K., Katsuno, T., Nakiri, Y., Furukawa, Y.: On the manoeuvring performance of a ship with the parameter of loading condition, Journal of the society of naval architects of Japan, 168, 141-148, 1990.
- [55] 青木伊知郎, 貴島勝郎, 古川芳孝, 名切恭昭: 実船の操縦性能推定法に関する研究, 日本船舶海洋工学会論文集, 3, 157-165, 2006.
- [56] 芳村康男, 谷口拓也, 安川宏紀: 主要目から低速時の大斜航角・旋回の操縦運動の予測法, 日本船舶海洋工学会講演会論文集, 39, 255-261, 2024.
- [57] Lamb, H.: Hydrodynamics, University Press, 1924.
- [58] 元良誠三: 船体運動に対する附加質量及び附加慣性モーメントについて (其の 1 旋回に対する附加モーメント), 造船協会論文集, 105, 83-92, 1959.
- [59] 元良誠三: 船体運動に対する附加質量および附加慣性モーメントについて (その 2 前後動に対する附加質量), 造船協会論文集, 106, 59-62, 1960.
- [60] 元良誠三: 船体運動に対する附加質量および附加慣性モーメントについて (その 3 左右動に対する附加質量), 造船協会論文集, 106, 63-68, 1960.
- [61] Sutulo, S., Soares, C.G.: Development of a core mathematical model for arbitrary manoeuvres of a shuttle tanker. Applied Ocean Research, 51, 293-308, 2015.
- [62] 芳村康男, 高瀬康一, 福井寛史, 鈴木英之, 平林紳一郎: 風力下で漂流する船舶の簡易数学モデルによる運動シミュレーション, 日本船舶海洋工学会論文集, 31, 47-57, 2020.
- [63] Inoue, S.: On the turning of ships. Reprinted from the Memoirs of the Faculty of Engineering, Kyushu University, 16, 1956.
- [64] Leite, A.J.P., Aranha, J.A.P., Umeda, C., De Conti, M.B.: Current forces in tankers and bifurcation of equilibrium of turret systems: hydrodynamic model and experiments, Applied Ocean Research, 20.3, 145-156, 1998.
- [65] 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, 176, 11-22, 1980.
- [66] 平野雅祥: 初期設計段階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, 147, 144-153, 1980.
- [67] 山崎裕作：船の停止性能に関する基礎的研究, 関西造船協会誌, 168, 17-27, 1978.
- [68] 芳村康男, 野本謙作：増減速を伴う操縦運動の取扱いについて, 日本造船学会論文集, 144, 57-69, 1978.
- [69] 谷口中, 渡辺恭二：推進器の斜流特性に関する実験, 西部造船会々報, 8, 35-54, 1954.
- [70] Horn, F.: Querkräfte am Propeller bei Schräganströmung, speziell bei Manöviervorgängen. Schiffstech. 4(20), 1957.
- [71] Gutsche, F.: Untersuchung von Schiffsschrauben in schräger Anströmung, Schiffbauforschung 3, 3/4, 1964.
- [72] 小川陽弘, 辻豊治, 森政彦：斜航するプロペラに働く横力に関する研究, 第 16 回船舶技術研究所研究発表会講演概要, 1970.
- [73] Hamamoto, M., Honda, K., Iida, T.: On the Directional Stability of a Ship During Stopping Manoeuvre, Proc. MARSIM & ICSM, 90, 1990.
- [74] 藤野正隆, 切田篤, 西畑彰：プロペラ逆転による制動時の船の操縦性について (第 2 報), 関西造船協会誌, 173, 45-55, 1979.
- [75] Hasegawa, K., Fukutomi, T.: On harbour manoeuvring and neural control system for berthing with tug operation. Proc. 3rd Int. Conf. Manoeuvring and Control of Marine Craft (MCMC'94), 197-210, 1994.
- [76] 上野道雄, 田口晴邦, 福戸淳司, 星野邦弘, 宮崎英樹, 北川泰士, 今里元信, 黒田貴子, 塚田吉昭, 牧野雅彦, 三宅里奈, 疋田賢次郎, 池本義範, 宝谷英貴, 鈴木良介, 原口富博, 沢田博史: 海難事故に対する初動対応と事故再現・解析技術の高度化に関する研究, 海上技術安全研究所報告, 17.1, 2017.
- [77] 烏野慶一：操舵が船体に誘起する横方向の力について, 関西造船協会誌, 133, 14-19, 1969.
- [78] 宮内新喜, 青木佑介, 牧敦生：後進時大舵角の舵力の MMG モデルについて, 日本船舶海洋工学会講演会論文集, 32, 537-541, 2021.
- [79] Lindenburg, C.: Stall coefficients. Aerodynamic airfoil coefficients at large angles of attack, Annual IEA Symposium on the Aerodynamics of Wind Turbines, 2001.
- [80] 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, 146, 229-236, 1979.
- [81] 井上欣三：操船の理論と実際(増補版), 成山堂書店, 2021.
- [82] 森田知治, 大津皓平, 小林弘明, 石黒剛, 田中稔, 溝口純敏, 篠崎幸男：練習船汐路丸 (Ⅲ) の操縦性能と IMO 操船ブックレット作成例, 日本造船学会論文集, 162, 139-151, 1987.



- [83] 増子章, 増田聖始, 正司公一, 尾崎伯哉, 水野滋也: ジャパン マリンユナイテッドの船舶用試験水槽設備, マリンエンジニアリング, 49.3, 373-380, 2014.
- [84] 小瀬邦治, 湯室彰規, 芳村康男: III. 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, 第3回操縦性シンポジウム, 日本造船学会, 27-80, 1981.
- [85] 鈴木和夫, 川村隆文, 佐々木 紀幸: 船舶海洋工学シリーズ2 船体抵抗と推進, 成山堂書店, 2012.
- [86] P34 船舶操縦性予測モデルの高度化に関する研究委員会 報告書,  
[https://www.jasnaoe.or.jp/research/dl/report\\_p-34.pdf](https://www.jasnaoe.or.jp/research/dl/report_p-34.pdf), 日本船舶海洋工学会, 2014.
- [87] Miyauchi, Y., Sawada, R., Akimoto, Y., Umeda, N., Maki, A.: Optimization on planning of trajectory and control of autonomous berthing and unberthing for the realistic port geometry, Ocean Engineering, 245, 110390, 2022.
- [88] 大津皓平: 非線形計画法による最短時間操船の数値解法, 日本造船学会論文集, 196, 99-104, 2004.
- [89] 荻原誠功, 山崎正三郎, 芳村康男, 足達宏之: 船舶海洋工学シリーズ11 船舶性能設計, 成山堂書店, 2013.
- [90] 正司公一, 大津皓平, 堀田敏行: 最適制御理論による操船の最適化と自動化について (第2報), 日本造船学会論文集, 173, 221-229, 1993.
- [91] MathWorks, MATLAB Optimization Toolbox User's Guide,  
<https://jp.mathworks.com/help/optim/ug/fmincon.html>